

UNIVERSIDADE DE LISBOA
INSTITUTO SUPERIOR TÉCNICO

**CONTRIBUTO PARA O ESTUDO DA RESISTÊNCIA AO
CORTE LONGITUDINAL DA INTERFACE ENTRE CAMADAS DE
BETÃO DE DIFERENTES IDADES**

José Maria Correia Raposo

Orientador: Doutor Eduardo Nuno Brito Santos Júlio

Co-Orientador: Doutor Luís Filipe da Costa Neves

**Tese especialmente elaborada para obtenção do Grau de Doutor em
Engenharia Civil**

Qualificação atribuída pelo Júri: Aprovado com Distinção

UNIVERSIDADE DE LISBOA
INSTITUTO SUPERIOR TÉCNICO

**CONTRIBUTO PARA O ESTUDO DA RESISTÊNCIA AO
CORTE LONGITUDINAL DA INTERFACE ENTRE CAMADAS DE
BETÃO DE DIFERENTES IDADES**

José Maria Correia Raposo

Orientador: Doutor Eduardo Nuno Brito Santos Júlio

Co-Orientador: Doutor Luís Filipe da Costa Neves

**Tese especialmente elaborada para obtenção do Grau de Doutor em
Engenharia Civil**

Qualificação atribuída pelo Júri: Aprovado com Distinção

Júri

Presidente:

Doutor Jorge Manuel Calião Lopes de Brito,
Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa

Vogais:

Doutor Eduardo Nuno Brito Santos Júlio,
Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa

Doutor João Carlos de Oliveira Fernandes de Almeida,
Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa

Doutor Mário Jorge de Seixas Pimentel,
Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto

Doutor Eduardo Soares Ribeiro Gomes Cavaco,
Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa

Doutor António José da Silva Costa,
Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa

INSTITUIÇÃO FINANCIADORA
Fundação para a Ciência e Tecnologia

2021

RESUMO

Um dos fatores essenciais a assegurar em elementos estruturais compostos por partes em betão executadas em diferentes fases é a efetiva ligação entre estas, de modo a obter um comportamento monolítico do conjunto. Esta dependerá essencialmente da transmissão de corte longitudinal ao longo da interface entre as camadas, na qual entram em jogo diversos parâmetros: a adesão entre camadas, o atrito entre ambas sob a ação de forças exteriores, o atrito entre as mesmas sob a ação de armaduras que atravessem a interface e o efeito de ferrolho destas. Estes parâmetros dependem da rugosidade da interface, dos betões que compõem o elemento, das características dos conetores, da amarração destes no betão em que se encontram ancorados, entre outras características.

O elevado número de variáveis presente e o facto dos respetivos mecanismos não atuarem isoladamente, mas antes interagindo uns com os outros, torna o seu estudo especialmente complexo e, por isso mesmo, muito desafiante.

Neste trabalho, apresenta-se o estado do conhecimento sobre o assunto abordado e descrevem-se os estudos realizados, os quais foram desenvolvidos enquadrados em três projetos de investigação distintos: (i) *“Intelligent Super-Skin – Enhanced Durability for Concrete Members”*, financiado pela FCT, no âmbito do qual se desenvolveu um conceito de elementos compostos por um núcleo em betão corrente e um recobrimento de ultraelevada durabilidade; (ii) *“HiPerConnector – High Performance Connectors for Concrete Overlays”*, financiado pela ANI, no âmbito do qual se desenvolveu um novo tipo de conector metálico para ligação entre camadas de betão; e (iii) a presente tese de doutoramento, no

âmbito da qual se analisou o comportamento dos diferentes mecanismos de resistência ao corte longitudinal das interfaces entre betões de diferentes idades e se propôs uma abordagem abrangente e inovadora.

Com a proposta resultante são fornecidas expressões para a determinação desta resistência, nas quais a influência da rugosidade é tida em conta de forma quantitativa e os significados físicos dos parâmetros intervenientes são explicitados. São superadas restrições existentes nas expressões regulamentares, abrangendo diferentes geometrias de secção e tipos de ancoragem das armaduras.

ABSTRACT

One of the main factors to be ensured in structural elements composed of concrete layers cast at different ages is the effective bond between them, aiming at obtaining a monolithic behavior. This will depend essentially on the longitudinal shear stress transmission along the interface between the layers, in which several parameters come into play: the adhesion between layers, the friction between layers under the action of external forces and under the action of the reinforcement crossing the interface and its associated dowel action. These parameters depend on the roughness of the interface, the concrete layers, the characteristics of the reinforcement, the bond of the latter to the concrete layer, among other characteristics.

The great number of variables present and the fact that they do not act isolated, but rather interact with each other, makes their study especially complex and therefore very challenging.

This paper presents the state of the art on the subject referred to and describes the studies carried out, which were developed in the scope of three distinct research projects: (i) *"Intelligent Super-Skin – Enhanced Durability for Concrete Members"*, funded by FCT, in which a concept of elements composed of a core in current concrete and a cover of ultrahigh durability concrete was developed; (ii) *"HiPerConnector – High Performance Connectors for Concrete Overlays"*, funded by ANI, in which a new type of connector was developed for the interface between concrete layers; and (iii) the present doctoral thesis, in which the behavior

of the different longitudinal shear strength mechanisms between concretes of different ages was analyzed and a comprehensive and innovative approach was proposed.

With the new proposed approach, design expressions are provided for assessing the concrete-to-concrete shear strength, in which the influence of all relevant parameters such as roughness are taken into account quantitatively and their physical meanings are explained. Restrictions on design code expressions are overcome, covering different section geometries and different reinforcement anchorage types.

PALAVRAS CHAVE

Interfaces betão-betão

Resistência ao corte longitudinal

Rugosidade

Corte-atrito

Efeito de ferrolho

Ligações estruturais

KEYWORDS

Concrete-to-Concrete Interfaces

Longitudinal shear strength

Roughness

Shear-Friction

Dowel-Action

Structural connections

AGRADECIMENTOS

Expresso aqui o meu sincero agradecimento e reconhecimento a todos aqueles que me ajudaram e apoiaram nestes anos de doutoramento, sem os quais esta tese não teria sido realizada.

Em primeiro lugar agradeço aos meus orientadores, Professor Eduardo Júlio e Professor Luís Filipe da Costa Neves que, com a sua valiosa experiência e profissionalismo e com sincera amizade, me conduziram nestes anos.

Agradeço também de uma forma particular ao meu colega Đorđe Čairović, de quem me tornei verdadeiramente amigo: foi uma ajuda completamente inesperada, vinda do outro extremo da Europa, que se tornou essencial para o rumo que este trabalho tomou.

Muitos outros colegas e amigos prestaram uma ajuda fundamental nas diferentes etapas desta tese. Na Universidade de Coimbra: João Paulo Martins, Gonçalo Duarte, Rui Saldanha, Sara Gomes e Pedro Santos. No ISEC: Hugo Costa e Ricardo do Carmo. No IST/CERIS: Jónatas Valença, Carlos Fernandes e Tiago Simões. E ainda os engenheiros da ETMA e da Limpacanal, o Prof. Jorge André, o Eng.º Daniel Gaspar e o Eng.º José Joaquim Carvalho.

Não cabem aqui os nomes de todos os da minha grande família, grande em qualidade e quantidade, nem dos muitos amigos a quem tanto devo. Recordo de forma especial alguns dos que me apoiaram nestes anos, chegando mesmo a contribuir para este trabalho “pondo as mãos na massa” na execução de alguns ensaios de betão: os primos Miranda e os irmãos Gaspar.

Este trabalho tem o apoio da Fundação para a Ciência e a Tecnologia, através da Bolsa de Doutoramento com a referência SFRH/BD/92628/2013.



ÍNDICE

Resumo	i
Abstract	iii
Palavras chave	v
Keywords.....	vii
Agradecimentos	ix
Índice	xi
Índice de figuras	xv
Índice de tabelas	xxxi
Simbologia.....	xxxix
Abreviaturas	li
Capítulo 1 Introdução	1
1.1. Enquadramento.....	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Organização da tese	3
1.4. Plano de publicações	4
Capítulo 2 O corte longitudinal em interfaces: estado da arte.....	7
2.1. Determinação da tensão de corte longitudinal atuante	7
2.1.1. Secções homogéneas em regime linear	10
2.1.2. Secções não homogéneas em regime linear.....	15
2.1.3. Secções não homogéneas em regime não linear.....	18
2.2. Determinação da resistência ao corte longitudinal	21
2.2.1. Mecanismos da adesão e imbricamento mecânico	22
2.2.2. Mecanismo de atrito	24
2.2.3. Mecanismo de efeito de ferrolho	28
2.2.4. Interação entre mecanismos.....	36
2.2.5. Regulamentação.....	40
2.2.6. Ensaios para avaliação da resistência de interfaces ao corte longitudinal.....	47
2.2.7. Desenvolvimento histórico das expressões de cálculo	54

Capítulo 3	Rugosidade e armaduras na interface: estado da arte.....	93
3.1.	Introdução.....	93
3.2.	Caracterização de rugosidade de interfaces.....	94
3.2.1.	Métodos qualitativos de medição da rugosidade.....	94
3.2.2.	Métodos quantitativos destrutivos de medição da rugosidade	97
3.2.3.	Métodos quantitativos não destrutivos de medição da rugosidade.....	101
3.2.4.	Parâmetros de rugosidade.....	107
3.3.	Ancoragem das armaduras de interface.....	113
3.3.1.	Resistência da ancoragem de conectores à tração	116
3.3.2.	Resistência da ancoragem dos conectores ao corte	128
Capítulo 4	O comportamento da interface no âmbito do conceito <i>Super-Skin</i>	135
4.1.	Introdução.....	135
4.2.	Ensaio de corte inclinado para análise da adesão	136
4.2.1.	SS1 - série de ensaios <i>Super-Skin</i> n.º 1: <i>modified slant shear test</i>	137
4.2.2.	SS2 - série de ensaios <i>Super-Skin</i> n.º 2: ensaios com diferentes rugosidades.....	144
4.2.3.	SS3 - série de ensaios <i>Super-Skin</i> n.º 3: ensaios com diferentes tipos de betão.....	155
4.3.	Ensaio de corte direto para análise do atrito	161
4.4.	Cruzamento dos resultados para análise da adesão com atrito.....	173
4.5.	Ensaio de corte direto para análise do efeito de ferrolho.....	178
4.6.	Síntese das conclusões.....	201
4.6.1.	Comportamento de interfaces sem armaduras a atravessar	201
4.6.2.	Comportamento de interfaces atravessadas por armaduras.....	203
Capítulo 5	Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface	205
5.1.	Introdução.....	205
5.2.	Considerações relativas ao ensaio de corte inclinado.....	206
5.3.	Conceção dos ensaios de ângulo variável e determinação de parâmetros.....	209
5.4.	Ensaio de corte inclinado com ângulo variável	212
5.5.	Análise dos resultados	217
5.6.	Síntese das conclusões.....	230
Capítulo 6	Armaduras na interface: conceção do novo <i>HiPerConnector</i>	233
6.1.	Introdução.....	233
6.2.	Conector Hilti HCC-B.....	234
6.3.	Conceção de novos conectores.....	236

6.4. Ensaios para seleção do processo de fabrico do novo conector	239
6.4.1. Série de ensaios CT: conetores submetidos a tração	242
6.4.2. Série de ensaios CCF: conetores submetidos a corte com flexão.....	245
6.4.3. Série de ensaios CAC: conetores submetidos a arrancamento na cola.....	254
6.4.4. Série de ensaios ACC: arrancamento de conetores do lado da cabeça.....	258
6.5. Ensaios para caracterização do HiPerConnector	264
6.5.1. Série de ensaios HAB: avaliação do HiPerConnector ao arrancamento	266
6.5.2. Série de ensaios HICM: avaliação do HiPerConnector em interface submetida ao corte longitudinal com carregamento monotónico	271
6.5.3. Série de ensaios HICC: avaliação do HiPerConnector em interface submetida ao corte longitudinal com carregamento cíclico.....	285
6.6. Síntese das conclusões.....	288
Capítulo 7 Recomendações de cálculo	291
7.1. Aspectos gerais.....	291
7.2. Análise conjunta dos ensaios realizados.....	292
7.3. Parâmetro de rugosidade condicionante	294
7.4. Descrição dos ensaios considerados para a análise conjunta	297
7.4.1. Série de ensaios PS [Santos (2005), Santos (2009)].....	299
7.4.2. Série de ensaios HM [Machado (2008)].....	302
7.4.3. Série de ensaios HC [Costa (2012)]	304
7.4.4. Série de ensaios FC [Ceia (2013)].....	309
7.4.5. Série de ensaios MO [Mohamad <i>et al.</i> (2015)].....	309
7.4.6. Séries de ensaios SS, AT e CI (do autor)	311
7.5. Relação quantitativa entre rugosidade e atrito.....	313
7.6. Relação quantitativa entre rugosidade e adesão	318
7.7. Influência da rigidez diferencial	321
7.8. Relação entre a resistência de uma interface à tração e ao corte longitudinal.....	323
7.9. Proposta de expressão conjunta.....	329
7.10. Aplicação da expressão proposta a ensaios de corte longitudinal com conetores.....	339
Capítulo 8 Considerações finais	357
8.1. Conclusões principais	357
8.2. Proposta de trabalhos futuros	360
Referências bibliográficas.....	363
Anexo A – Propriedades geométricas de secções.....	375

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Elemento linear submetido a esforço transversal e representação da tensão tangencial no bordo da secção transversal.....	8
Figura 2.2 – Lei da reciprocidade das tensões em facetas ortogonais aplicada ao elemento linear submetido a esforço transversal.	8
Figura 2.3 – Situações limite: viga sem mobilização da tensão de corte tangencial e viga com comportamento monolítico.....	9
Figura 2.4 – Diagramas de momento fletor M_1 e de esforço transversal V_2 numa viga simplesmente apoiada submetida a flexão simples plana.....	10
Figura 2.5 – Distribuição de tensões normais, em regime linear, nas duas faces de um troço de barra infinitesimal submetida a flexão simples plana e consequente corte longitudinal.....	11
Figura 2.6 – Equivalência na determinação dos momentos estáticos de cima para baixo e de baixo para cima.....	12
Figura 2.7 – Distribuição de tensões normais e tangenciais na secção retangular de uma barra submetida a flexão simples plana.	14
Figura 2.8 – Andamento das tensões tangenciais médias ao longo da altura da secção de uma viga retangular submetida a esforço transversal.	14
Figura 2.9 – Distribuição real das tensões tangenciais ao longo da largura da secção de uma viga retangular submetida a esforço transversal.	15
Figura 2.10 – Distribuição das extensões longitudinais, das tensões normais e das tensões de corte médias ao longo de uma secção retangular composta por diversos materiais.....	16
Figura 2.11 – Distribuição de tensões normais, em regime não linear, nas duas faces de um troço de barra infinitesimal e consequente esforço de corte longitudinal.....	18
Figura 2.12 – Distribuição de tensões normais, em regime não linear, para determinação da tensão de corte atuante em interfaces na zona de compressão e de tração.	20
Figura 2.13 – Fenómeno de corte-atrito na transmissão de esforços na interface.....	25
Figura 2.14 – Situação real e correspondente modelo de serrote (<i>saw-tooth model</i>) em que se baseia a teoria do corte-atrito.	26

Figura 2.15 – Diagrama de corpo livre do modelo de serrote e equilíbrio de forças na interface num troço unitário.	27
Figura 2.16 – Diagrama de corpo livre e equilíbrio de forças para armaduras inclinadas.	28
Figura 2.17 – Representação das ações que entram no mecanismo do efeito de ferrolho.	29
Figura 2.18 – Distribuição de tensões na rotura por efeito de ferrolho.	30
Figura 2.19 – Distribuições de tensões na rótula plástica formada no ferrolho.	31
Figura 2.20 – Efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas em interfaces com armaduras sem amarração.	32
Figura 2.21 – Distribuições de tensões na rótula plástica formada no ferrolho com flexão composta.....	34
Figura 2.22 – Efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas em interfaces com armaduras com restrição axial na extremidade e com armaduras ancoradas por aderência.	35
Figura 2.23 – Representação esquemática da evolução com o deslizamento longitudinal.	37
Figura 2.24 – Esmagamento das escoras de betão por compressão entre as camadas.	40
Figura 2.25 – Decomposição de forças para ângulo α , entre as armaduras e a interface, diferente de 90°	45
Figura 2.26 – Tensões nas interfaces em ensaios de corte direto de um e de dois planos de corte.	49
Figura 2.27 – Tensões na interface em ensaios de corte por torção.	51
Figura 2.28 – Tensões na interface em ensaios de corte inclinado.	53
Figura 2.29 – Decomposição das tensões na interface em ensaios de corte inclinado.....	54
Figura 2.30 – Geometria dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Anderson (1960)...	54
Figura 2.31 – Secção dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Hanson (1960).....	55
Figura 2.32 – Geometria das vigas ensaiadas por Mattock & Kaar (1961).	56
Figura 2.33 – Secção das vigas ensaiadas por Saemann & Washa (1964).....	57
Figura 2.34 – Secção das lajes betonadas sobre vigas pré-fabricadas, ensaiadas por Badoux (1965).	58
Figura 2.35 – Teoria do corte-atrito segundo Birkeland & Birkeland (1966).....	59

Figura 2.36 – Geometria dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Mattock & Hawkins (1972).	60
Figura 2.37 – Geometria dos provetes de ensaios <i>push-off</i> realizados por Mattock com armaduras inclinadas.....	61
Figura 2.38 – Geometria dos 4 tipos de consola curta ensaiados por Hermansen & Cowan (1974).	62
Figura 2.39 – Esquema de ensaios concebido Vecchio & Collins (1986) para introdução de tensões normais e de corte em provetes de betão.	65
Figura 2.40 – Ilustração das variáveis para a determinação do esforço de corte longitudinal que uma fenda pode resistir, segundo Vecchio & Collins (1986).....	66
Figura 2.41 – Modelos dos agregados esféricos concebido por Walraven & Reinhardt (1981)....	67
Figura 2.42 – Distribuição de tensões no modelo dos agregados esféricos de Walraven & Reinhardt (1981).	67
Figura 2.43 – Geometria dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados Walraven <i>et al.</i>	68
Figura 2.44 – Modelo utilizado por Vintzileou & Tassios (1986) para a determinação da resistência do ferrolho.	68
Figura 2.45 – Geometria dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Lin & Chen (1989).	70
Figura 2.46 – Modelo analítico de Tsoukantas & Tassios (1989) das forças geradas com um deslocamento s	72
Figura 2.47 – Esquema de ensaios de corte efetuados descritos em Randl (1997).	75
Figura 2.48 – Esquema de ensaios de corte efetuados por Valluvan <i>et al.</i> (1999).....	77
Figura 2.49 – Esquema das vigas simplesmente apoiadas ensaiadas por Patnaik (2001) e respetiva pormenorização das armaduras nos dois tipos de secção contemplados.....	79
Figura 2.50 – Geometria (em polegadas) dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Kahn & Mitchell (2002).	81
Figura 2.51 – Configuração dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Gohnert (2003).	82
Figura 2.52 – Desenho esquemático dos ensaios à flexão de vigas compostas por duas camadas realizados por Gohnert (2003).....	82

Figura 2.53 – Modelação do efeito de ferrolho de Randl (2007).	83
Figura 2.54 – Geometria dos provetes dos ensaios de <i>push-off</i> realizados por Mansur <i>et al.</i> (2008).	85
Figura 2.55 – Configuração dos ensaios de corte inclinado e dos ensaios <i>splitting</i> realizados por Santos (2009).	87
Figura 2.56 – Posição dos pontos de momento máximo no instante do destacamento superficial do betão.	90
Figura 2.57 – Interação entre a flexão M e a tração axial N na armadura de secção circular cheia submetida a efeito de ferrolho e tração por afastamento da junta.	91
Figura 3.1 – Superfície indentada segundo o Eurocódigo 2.	95
Figura 3.2 – Perfis padronizados de superfícies de betão para classificação das interfaces do ICRI (1997).	97
Figura 3.3 – Representação esquemática do <i>slit island method</i>	99
Figura 3.4 – Equipamento para leitura de rugosidades através de cortina de agulhas.	100
Figura 3.5 – Camada de resina epóxida aplicada sobre provete para leitura de rugosidade pelo método PDI de Santos & Júlio (2007).	101
Figura 3.6 – Definição da profundidade média da rugosidade, MTD , através do <i>sand patch test</i>	102
Figura 3.7 – Medidor de fluxo de vazamento de água.	104
Figura 3.8 – Rugosímetro <i>Circular Track Meter</i> (vista frontal e vista da base).	105
Figura 3.9 – Perfilómetro laser desenvolvido por Maerz & Myers (2001).	106
Figura 3.10 – <i>2D laser roughness analyzer</i> desenvolvido por Santos & Júlio (2008).	106
Figura 3.11 – Etapas no processamento da morfologia da superfície.	108
Figura 3.12 – Definição de parâmetros de rugosidade: altura máxima do pico (R_p), profundidade máxima do vale (R_v) e rugosidade máxima (R_y).	109
Figura 3.13 – Definição do parâmetro de rugosidade média do perfil (R_a).	110
Figura 3.14 – Definição do parâmetro de rugosidade altura dos dez pontos (R_z).	111
Figura 3.15 – Definição de parâmetros de rugosidade: altura média do pico (R_{pm}), altura média do vale (R_{vm}), altura média do pico-vale (R_{zm}).	112

Figura 3.16 – Definição de parâmetro de rugosidade altura máxima do pico-vale ($R_{\max}$).	113
Figura 3.17 – Rotura da ancoragem à tração - 1º modo: pelo aço do conector.....	117
Figura 3.18 – Rotura da ancoragem à tração - 2º modo: arrancamento de cone de betão.....	117
Figura 3.19 – Influência dos bordos da peça e da proximidade entre conectores na formação do cone de rotura.	118
Figura 3.20 – Cone de rotura de betão para ancoragens à tração idealizado pelo <i>CC-method</i> como pirâmide quadrangular com ângulo de 35°.	118
Figura 3.21 – Área projetada $A^0_{c,N}$ do cone de rotura por tração idealizado.	120
Figura 3.22 – Áreas projetadas $A_{c,N}$ do cone de rotura por tração na situação real.	121
Figura 3.23 – Rotura da ancoragem à tração - 3º modo: <i>pull-out</i> por esmagamento do betão pressionado pela cabeça.	122
Figura 3.24 – Rotura da ancoragem à tração - (i) 4º modo: <i>pull-out</i> pela aderência cola-betão; (ii) 5º modo: <i>pull-out</i> pela aderência aço-cola.	123
Figura 3.25 – Rotura da ancoragem à tração - 6º modo: <i>blow-out</i> por destacamento de betão junto à cabeça.	124
Figura 3.26 – Área projetada $A^0_{c,Nb}$ do cone de rotura por <i>blow-out</i> idealizado.....	126
Figura 3.27 – Áreas projetadas $A_{c,Nb}$ do cone de rotura por <i>blow-out</i> na situação real.	126
Figura 3.28 – Rotura da ancoragem à tração - 7º modo: por <i>splitting</i>	127
Figura 3.29 – Exemplo de modelo de escoras e tirantes para verificação da rotura por <i>splitting</i>	127
Figura 3.30 – Rotura da ancoragem ao corte - 1º modo: pelo aço do conector.....	128
Figura 3.31 – Rotura da ancoragem ao corte - 2º modo: pelo bordo da peça de betão.	129
Figura 3.32 – Influência dos bordos da peça e da proximidade entre conectores na formação do cone de rotura.	129
Figura 3.33 – Cone de rotura de betão para ancoragens ao corte idealizado pelo <i>CC-method</i> como pirâmide quadrangular de 35°.	130
Figura 3.34 – Área projetada $A^0_{c,V}$ do cone de rotura ao corte idealizado.....	132
Figura 3.35 – Áreas projetadas $A_{c,V}$ do cone de rotura ao corte na situação real.....	132
Figura 3.36 – Rotura da ancoragem ao corte - 3º modo: <i>pry-out</i> por levantamento do betão.....	133

Figura 4.1 – Geometria, dimensões e configuração das armaduras de cada metade dos provetes utilizados nos ensaios de corte inclinado (em mm).....	138
Figura 4.2 – Cofragem para execução dos provetes para ensaios de corte inclinado.	139
Figura 4.3 – Tipos de rotura obtidas nos provetes monolíticos da série SS1.....	141
Figura 4.4 – Aspeto das interfaces com os tratamentos adotados nos ensaios da série SS2.	145
Figura 4.5 – Sobreposição de perfis característicos obtidos em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.....	146
Figura 4.6 – Valores médios adimensionais e respetivos desvios-padrão das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado da série SS2.....	148
Figura 4.7 – Valores médios e respetivos desvios-padrão para o 1º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por extremos) em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.	151
Figura 4.8 – Valores médios e respetivos desvios-padrão para o 2º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por médias) em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.	151
Figura 4.9 – Valores médios e respetivos desvios-padrão para o 3º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por segmentos) em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.	152
Figura 4.10 – Relação entre os valores adimensionais das tensões de rotura na interface e cada um dos parâmetros de rugosidade na série SS2.....	154
Figura 4.11 – Comparação entre valores adimensionais das tensões médias, com os respetivos desvios-padrão, ao longo da interface para provetes das séries SS2 e SS3 com superfícies lisas e onduladas.....	159
Figura 4.12 – Comparação entre valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface para os 3 níveis de rigidez diferencial ensaiados nas séries SS2 e SS3.	160
Figura 4.13 – Configuração dos ensaios de corte direto para análise do atrito.....	161
Figura 4.14 – Dimensões dos provetes para os ensaios de corte direto para análise do atrito (em mm).....	162
Figura 4.15 – Exemplo de interface ondulada para ensaios de corte direto.....	163

Figura 4.16 – Curvas tensão-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise de atrito com superfície lisa (SL).	165
Figura 4.17 – Curvas tensão-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise de atrito com superfície tratada com retardador de presa (SRP).	165
Figura 4.18 – Curvas tensão-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise de atrito com superfície ondulada (SO).	166
Figura 4.19 – Sobreposição de curvas tensão-deslocamento normais e tangenciais dos ensaios de corte direto ilustrativas para a determinação das tensões correspondentes ao instante da rotura.	167
Figura 4.20 – Modelo de retas de rotura por corte longitudinal para diferentes tipos de interface determinadas a partir de ensaios de corte direto com variação de compressão.	167
Figura 4.21 – Modelo para interpolação dos coeficientes de atrito para análise quantitativa da influência do perfil de rugosidade no coeficiente de atrito.	168
Figura 4.22 – Resultados dos ensaios de corte direto para análise do atrito: pares σ - τ obtidos na rotura e correspondentes retas de regressão linear para cada tipo de interface.	171
Figura 4.23 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).	172
Figura 4.24 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).	172
Figura 4.25 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).	172
Figura 4.26 – Modelo de retas de rotura por corte longitudinal para diferentes tipos de interface determinados a partir da combinação de ensaios de corte direto com ensaios de corte inclinado.	174
Figura 4.27 – Modelo para interpolação dos coeficientes de adesão para análise quantitativa da influência do perfil de rugosidade no coeficiente de adesão.	174
Figura 4.28 – Representação das linhas de rotura por corte longitudinal obtidas com o cruzamento de resultados de ensaios de corte inclinado e de corte direto.	176
Figura 4.29 – Coeficientes de adesão c_a , obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).	177

Figura 4.30 – Coeficientes de adesão c_a , obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).....	177
Figura 4.31 – Coeficientes de adesão c_a , obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).	177
Figura 4.32 – Dimensão dos provetes para ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho (em mm).	178
Figura 4.33 – Configuração dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.....	179
Figura 4.34 – Cofragem para ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho e respetivo provete betonado.	179
Figura 4.35 – Modos de rotura obtidos nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	182
Figura 4.36 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de densidade normal (BN).	183
Figura 4.37 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão leve (BL).	183
Figura 4.38 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de ultraelevado desempenho (BU).....	183
Figura 4.39 – Mecanismo do efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas em interfaces com armaduras ancoradas por aderência na camada de substrato e com restrição axial na camada adicionada.	185
Figura 4.40 – Configuração geométrica do ferrolho formado em armaduras da interface.	187
Figura 4.41 – Modelo simplificado de transferência das tensões criadas por aderência para tensões axiais, numa armadura de secção circular cheia.....	189
Figura 4.42 – Modelo simplificado para o mecanismo do efeito de ferrolho com armaduras ancoradas por aderência na camada de substrato e com restrição axial do lado da camada adicionada.	190
Figura 4.43 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 6 mm de diâmetro (D6).	194
Figura 4.44 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 8 mm de diâmetro (D8).	194

Figura 4.45 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 10 mm de diâmetro (D10).	194
Figura 4.46 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 12 mm de diâmetro (D12).	195
Figura 4.47 – Carga última nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de densidade normal (BN).	200
Figura 4.48 – Carga última nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de densidade leve (BL).	200
Figura 4.49 – Carga última nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de ultraelevado desempenho (BU).	200
Figura 5.1 – Relação entre as tensões na interface para um dado ângulo β	206
Figura 5.2 – Relação entre as tensões na interface para uma dada pressão f e um dado ângulo de interface β	207
Figura 5.3 – Variação das tensões na interface com o ângulo β e a força aplicada.	207
Figura 5.4 – Limites de resistência em provetes de corte inclinado para diferentes ângulos de interface β	208
Figura 5.5 – Pares de valores σ - τ necessários para traçar as retas de rotura por corte longitudinal para diferentes tipos de interface.	211
Figura 5.6 – Obtenção da reta de rotura por corte longitudinal através de ensaios de corte inclinados com dois ângulos diferentes.	212
Figura 5.7 – Geometria e dimensões dos provetes de 30 e de 20° adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo (em mm).	213
Figura 5.8 – Montagem dos perfis com superfície lisa (SL) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	213
Figura 5.9 – Esquema de montagem dos perfis com superfície lisa (SL) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo (em mm).	214
Figura 5.10 – Montagem dos perfis com superfície sem tratamento (SST) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	214
Figura 5.11 – Montagem dos perfis com superfície rugosa com retardador de presa (SRP) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	215

Figura 5.12 – Aquisição dos perfis de rugosidades através do rugosímetro laser 2D.....	217
Figura 5.13 – Resultados dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo: pares σ - τ adimensionais obtidos, valores médios por tipo de ensaio e linhas de rotura definidas para cada tipo de interface.....	223
Figura 5.14 – Linhas de rotura adimensionais definidas para cada tipo de interface adotada nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo comparadas com as propostas pelo <i>Model Code</i>	223
Figura 5.15 – Sobreposição de perfis característicos obtidos em cada um dos 3 tipos de interface adotadas nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	224
Figura 5.16 – Valores obtidos e respectivos desvios-padrão para o 1º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por extremos) em cada um dos tipos de interface nos ensaios das séries A20 e A30.	226
Figura 5.17 – Valores obtidos e respectivos desvios-padrão para o 2º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por médias) em cada um dos tipos de interface nos ensaios das séries A20 e A30.	226
Figura 5.18 – Valores obtidos e respectivos desvios-padrão para o 3º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por segmentos) em cada um dos tipos de interface nos ensaios das séries A20 e A30.	226
Figura 5.19 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).	228
Figura 5.20 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).	228
Figura 5.21 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).	228
Figura 5.22 – Coeficientes de adesão c_a obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).	229
Figura 5.23 – Coeficientes de adesão c_a obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).	229
Figura 5.24 – Coeficientes de adesão c_a obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).	229

Figura 6.1 – Conetor Hilti HCC-B.	234
Figura 6.2 – Dimensões do conetor Hilti HCC-B.	235
Figura 6.3 – Microscopia do material constituinte do conetor Hilti HCC-B	235
Figura 6.4 – Conetor tipo TOR.	236
Figura 6.5 – Dimensões do conetor tipo TOR.....	237
Figura 6.6 – Conetor tipo PRE.	237
Figura 6.7 – Dimensões do conetor tipo PRE.	238
Figura 6.8 – Conetor tipo EST.	238
Figura 6.9 – Dimensões do conetor tipo EST.....	239
Figura 6.10 – Dimensões dos provetes tipo LST e LSP (tubos circulares) e dos provetes tipo LSE (perfis tubulares de chapa dobrada hexagonais).....	241
Figura 6.11 – Configuração dos ensaios da série CT (conetores submetidos a tração).	242
Figura 6.12 – Corte longitudinal e cortes transversais ao longo do conetor Hilti HCC-B.	243
Figura 6.13 – Configuração dos ensaios da série CCF (conetores submetidos a corte com flexão).	246
Figura 6.14 – Provede na rotura em ensaio da série CCF (conetores submetidos a corte com flexão).	247
Figura 6.15 – Mecanismo do efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas para os conetores submetidos a corte com flexão, da série CCF.	249
Figura 6.16 – Curvas força-deslocamento dos ensaios da série CCF (conetores submetidos a corte com flexão), dos provetes com fuste liso (LST, LSP e LSE).....	252
Figura 6.17 – Curvas força-deslocamento dos ensaios da série CCF (conetores submetidos a corte com flexão), dos provetes com fuste nervurado (TOR, PRE e HCC).....	252
Figura 6.18 – Configuração dos ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola) e pormenor da zona do provede embebido na cola.....	255
Figura 6.19 – Corte esquemático dos diferentes tipos de provede adotados nos ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola).	256
Figura 6.20 – Configuração dos ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola).....	256

Figura 6.21 – Provetes a ensaiar, configuração do sistema de aplicação de carga e aspeto final da laje utilizada ensaios da série ACC (arrancamento de conetores do lado da cabeça).	259
Figura 6.22 – Configuração dos conetores adotados nos ensaios da série ACC (arrancamento de conetores do lado da cabeça).....	260
Figura 6.23 – Preparação da laje utilizada nos ensaios da série ACC (arrancamento de conetores do lado da cabeça).	261
Figura 6.24 – Dimensões do novo HiPerConnector.....	264
Figura 6.25 – Novo HiPerConnector e passos de instalação na camada de substrato.....	265
Figura 6.26 – Configuração esquemática dos ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão).	267
Figura 6.27 – Montagem dos ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão).	268
Figura 6.28 – Esquema de ensaio e dimensões dos provetes para execução dos ensaios de corte longitudinal da série HICM (em mm).	272
Figura 6.29 – Aspeto da superfície tipo SL (superfície lisa) dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	273
Figura 6.30 – Aplicação do tratamento com martelo pneumático na superfície do tipo SMP adotada nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	273
Figura 6.31 – Aplicação de hidrodecapagem na superfície do tipo SHD adotada nos ensaios de corte longitudinal da série HICM e comparação com superfície não tratada.....	274
Figura 6.32 – Aspeto da superfície do tipo SO (ondulada) dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	274
Figura 6.33 – Medição de perfis de rugosidades com rugosímetro laser 2D sobre as superfícies adotadas nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.....	275
Figura 6.34 – Aspeto visual das interfaces com diferentes tipos de tratamento adotados nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	275
Figura 6.35 – Sobreposição de perfis característicos obtidos em cada um dos 4 tipos de interface adotados nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.....	275
Figura 6.36 – Aplicação dos conetores, preparação e betonagem dos blocos de betão para execução dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	276

Figura 6.37 – Provetes para execução dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	277
Figura 6.38 – Curvas de endurecimento do betão utilizado em cada uma das betonagens dos provetes da série HICM.	277
Figura 6.39 – Configuração esquemática utilizada para aplicação de corte longitudinal nos ensaios da série HICM.	278
Figura 6.40 – Configuração dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	278
Figura 6.41 – Curvas força-deslocamento dos provetes com conectores do tipo HiPC nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	279
Figura 6.42 – Curvas força-deslocamento dos provetes com conectores do tipo HCC nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	279
Figura 6.43 – Médias dos valores máximos de carga em cada um dos grupos dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	280
Figura 6.44 – Destacamento do bloco de betão adicionado após a rotura do ensaio de corte longitudinal.	286
Figura 6.45 – Evolução do carregamento ao longo do tempo nos ensaios cíclicos de corte longitudinal na série HICC.	287
Figura 6.46 – Comparação entre cargas máximas atingidas nos ensaios de corte longitudinal com carregamento monotónico (série HICM) e com carregamento cíclico (série HICC).	287
Figura 7.1 – Exemplo de formação simultânea de rotura pela interface e de rotura por fendilhação de um provete em ensaio de corte inclinado.	293
Figura 7.2 – Exemplos de perfis de rugosidade distintos com um mesmo valor de rugosidade média, R_a , em cima, ou de altura pico-vale, R_{zm} , em baixo.	295
Figura 7.3 – Relação entre os valores adimensionais das tensões na interface e o fator entre parâmetros de rugosidade ψ aplicado aos ensaios da série SS2.	296
Figura 7.4 – Geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de corte inclinado e de compressão diametral aplicados a interfaces, de Santos (2009).	300
Figura 7.5 – Geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo, de Machado (2008).	303
Figura 7.6 – Esquema de ensaio e geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de corte inclinado, de Costa (2012).	305

Figura 7.7 – Esquema de ensaio e geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de compressão diametral aplicados a interfaces, de Costa (2012).	306
Figura 7.8 – Esquema de ensaio e geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de duplo corte direto, de Costa (2012).	307
Figura 7.9 – Esquema de ensaios de corte direto, de Mohamad <i>et al.</i> (2015).	310
Figura 7.10 – Retas de regressão linear para cada tipo de interface, obtidas a partir dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e sem rigidez diferencial, de Machado (2008).	315
Figura 7.11 – Retas de regressão linear para cada tipo de interface, obtidas a partir dos ensaios de duplo corte direto sem rigidez diferencial, de Costa (2012).	315
Figura 7.12 – Retas de regressão linear para cada tipo de interface, obtidas a partir dos ensaios de corte direto de Mohamad <i>et al.</i> (2015).	316
Figura 7.13 – Correlação entre os coeficientes de atrito e os fatores do efeito da rugosidade no atrito.	317
Figura 7.14 – Correlação entre os coeficientes de adesão e os fatores do efeito da rugosidade na adesão.	319
Figura 7.15 – Correlação entre as tensões adimensionais obtidas a partir dos ensaios e os correspondentes valores determinados a partir dos parâmetros de rugosidade.	320
Figura 7.16 – Correlação entre os fatores do efeito da rigidez diferencial na resistência e o rácio entre resultados obtidos e esperados.	322
Figura 7.17 – Correlação entre as tensões adimensionais obtidas a partir dos ensaios e os correspondentes valores determinados a partir das rugosidades corrigidas com o fator da rigidez diferencial.	323
Figura 7.18 – Linha de rotura para um provete com ângulo de interface igual ao ângulo crítico β_{crit}	324
Figura 7.19 – Relação entre o ângulo β da interface adotado em ensaios de corte inclinado e a força de rotura necessária para um mesmo tipo de interface.	325
Figura 7.20 – Representação gráfica da determinação dos coeficientes de adesão e de atrito a partir do conjunto de valores obtidos na rotura em ensaios de tração e de corte inclinado.	326
Figura 7.21 – Correlação entre os coeficientes de atrito obtidos a partir da rugosidade e os obtidos a partir da resistência da interface à tração.	328

Figura 7.22 – Correlação entre os coeficientes de adesão obtidos a partir da rugosidade e os obtidos a partir da resistência da interface à tração.	329
Figura 7.23 – Representação das variáveis intervenientes e das parcelas que determinam a resistência de uma interface submetida a corte longitudinal.	331
Figura 7.24 – Definição do parâmetro de rugosidade média do perfil (R_a) e da altura média do pico-vale (R_{zm}).	335
Figura 7.25 – Representação dos quatro tipos de restrição axial para efeito de ferrolho em armaduras a atravessar a interface entre camadas de betão.	337
Figura 7.26 – Representação da interpolação adotada na obtenção dos coeficientes de interação, κ_1 e κ_2 , a partir do <i>Model Code</i>	342
Figura 7.27 – Representação da interpolação adotada na obtenção dos coeficientes de adesão, c_a , de imbricamento mecânico, c_r , e de inclinação das escoras de compressão, β_c , a partir do <i>Model Code</i>	343
Figura 7.28 – Representação da interpolação adotada na obtenção dos coeficientes de atrito, μ , a partir do <i>Model Code</i>	343
Figura 7.29 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies onduladas (SO).	352
Figura 7.30 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies tratadas com hidrodecapagem (SHD).	353
Figura 7.31 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies tratadas com martelo pneumático (SMP).	354
Figura 7.32 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies lisas (SL).	355
Figura A.1 – Meia secção hexagonal cheia, com uma dada aresta a	376
Figura A.2 – Secção tubular hexagonal, com uma dada aresta exterior a_{ext} e um rácio de espessura α	377
Figura A.3 – Meia secção circular cheia, com um dado raio r e um ângulo γ correspondente ao eixo.	378

Figura A.4 –Secção tubular cilíndrica com entalhe, com um dado raio exterior r_{ext} , um rácio de espessura α e um ângulo γ correspondente ao eixo do entalhe.....	380
--	-----

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores dos coeficientes que dependem da rugosidade da interface no Eurocódigo 2.	42
Tabela 2.2 – Valores do coeficiente de atrito no ACI 318-08.....	43
Tabela 2.3 – Valores dos coeficientes dependentes da rugosidade da interface no <i>Model Code</i> ...	46
Tabela 2.4 – Definição das distâncias das armaduras aos bordos para determinar o fator δ da resistência por efeito de ferrolho, segundo Tsoukantas & Tassios (1989).....	73
Tabela 2.5 – Valores para os coeficientes que constam na expressão de [Randl 2004].....	77
Tabela 2.6 –Cálculo da resistência ao corte longitudinal τ_u , segundo Mattock (2001).	80
Tabela 2.7 – Coeficientes para o cálculo da resistência ao corte longitudinal τ_u , segundo Mattock (2001).	80
Tabela 3.1 – Modos de rotura que determinam a resistência à tração da ancoragem de chumbadouros de cabeça em camadas betão-betão.....	116
Tabela 3.2 – Distâncias mínimas para assegurar resistência à rotura por <i>splitting</i> para chumbadouros de cabeça.....	127
Tabela 3.3 – Modos de rotura que determinam a resistência ao corte da ancoragem de chumbadouros de cabeça em camadas betão-betão.....	128
Tabela 4.1 – Programa de ensaios da série SS1.	138
Tabela 4.2 – Composição do betão utilizado nos ensaios da série SS1.....	139
Tabela 4.3 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes da série SS1 e correspondente tensão de rotura à tração.....	140
Tabela 4.4 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios de corte inclinado na série SS1.....	141
Tabela 4.5 – Valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado da série SS1.....	143
Tabela 4.6 – Programa de ensaios da série SS2.	145
Tabela 4.7 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes da série SS2 e correspondente tensão de rotura à tração.....	147
Tabela 4.8 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios de corte inclinado na série SS2.....	147

Tabela 4.9 – Valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado da série SS2.....	148
Tabela 4.10 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SL (superfície lisa) dos ensaios da série SS2.....	149
Tabela 4.11 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SRP (superfície com retardador de presa) dos ensaios da série SS2.	149
Tabela 4.12 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SJG (superfície tratada com jato de granalha) dos ensaios da série SS2.	150
Tabela 4.13 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SO (superfície ondulada) dos ensaios da série SS2.....	150
Tabela 4.14 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SRM (superfície com raspagem manual) dos ensaios da série SS2.....	150
Tabela 4.15 – Programa de ensaios da série SS3.	156
Tabela 4.16 – Constituintes da composição dos betões utilizados na série SS3.	156
Tabela 4.17 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes da série SS3 e correspondente tensão de rotura à tração.	157
Tabela 4.18 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios de corte inclinado na série SS3.	158
Tabela 4.19 – Valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado das séries SS2 e SS3 para superfícies lisas e onduladas.	159
Tabela 4.20 – Programa de ensaios de corte direto para análise de atrito.....	164
Tabela 4.21 – Valores das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte de direto para análise do atrito, com interfaces de superfície lisa (SL).	168
Tabela 4.22 – Valores médios das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte direto para análise do atrito, com interfaces de superfície lisa (SL).	169
Tabela 4.23 – Valores médios das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte direto para análise do atrito, com interfaces de superfície com retardador de presa (SRP).	169
Tabela 4.24 – Valores médios das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte direto para análise do atrito, com interfaces de superfície ondulada (SO).....	169
Tabela 4.25 – Obtenção das retas de regressão linear e coeficiente de atrito para cada tipo de tratamento, a partir dos resultados obtidos nos ensaios de corte direto para análise do atrito.	170

Tabela 4.26 – Obtenção dos coeficientes de adesão a partir dos resultados de corte inclinado combinados com os ensaios de corte direto.	176
Tabela 4.27 – Programa de ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	181
Tabela 4.28 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	181
Tabela 4.29 – Tensões obtidas em ensaio de tração para o aço adotado nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	182
Tabela 4.30 – Tensão axial e comprimento de transferência mínimos sem atrito previstos para os provetes dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	188
Tabela 4.31 – Parâmetros obtidos da análise simplificada da transferência de tensão axial por aderência nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.....	192
Tabela 4.32 – Tensão axial prevista para os provetes dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	192
Tabela 4.33 – Valores de resistência ao corte longitudinal previstos para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	193
Tabela 4.34 – Valores de resistência previstos para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho tendo em conta a resistência por corte puro.....	196
Tabela 4.35 – Valores médios das forças de rotura obtidas nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho em betão tipo BN.	197
Tabela 4.36 – Determinação do coeficiente para rotura por <i>splitting</i>	199
Tabela 4.37 – Valores de força última de rotura previstos para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.	199
Tabela 5.1 – Valores dos coeficientes que dependem da rugosidade da interface para interfaces sem conetores no <i>Model Code</i> (MC) e Eurocódigo 2 (EC2).....	210
Tabela 5.2 – Programa de ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	211
Tabela 5.3 – Composição do betão utilizado nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.....	215
Tabela 5.4 – Programa de ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	216

Tabela 5.5 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados de cada uma das amassaduras dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e correspondente tensão de rotura à tração.	218
Tabela 5.6 – Tensões de rotura à tração em prismas retirados de cada uma das amassaduras dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	219
Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.....	220
Tabela 5.8 – Valores adimensionais das tensões obtidas nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.....	221
Tabela 5.9 – Tensões médias (tangenciais e normais) adimensionais para cada grupo dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	222
Tabela 5.10 – Coeficientes de adesão e de atrito obtidos para cada tipo de interface dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	222
Tabela 5.11 – Parâmetros de rugosidade obtidos em perfis do tipo SL adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	224
Tabela 5.12 – Parâmetros de rugosidade obtidos em perfis do tipo SST adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	225
Tabela 5.13 – Parâmetros de rugosidade obtidos em perfis do tipo SRP adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.	225
Tabela 6.1 – Processos de fabrico de conetores considerados.	239
Tabela 6.2 – Propriedades dos tipos de perfil ensaiados.	240
Tabela 6.3 – Designações e propriedades geométricas dos provetes ensaiados.....	241
Tabela 6.4 – Programa de ensaios da série CT (conetores submetidos a tração).....	242
Tabela 6.5 – Propriedades geométricas da secção mínima dos provetes do tipo HCC.....	243
Tabela 6.6 – Valores de cargas e extensão no início da cedência obtidos nos ensaios da série CT.	244
Tabela 6.7 – Valores de cargas e extensão na rotura obtidos nos ensaios da série CT.	244
Tabela 6.8 – Tensão de cedência, tensão última e ductilidade determinados a partir dos ensaios da série CT (conetores submetidos a tração).....	245
Tabela 6.9 – Programa de ensaios da série CCF (conetores submetidos a corte com flexão).	246

Tabela 6.10 – Força máxima da prensa medida nos ensaios da série CCF.	248
Tabela 6.11 – Valores para a rotura previstos nos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão) e correspondentes valores médios alcançados.....	248
Tabela 6.12 – Resistências previstas nos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão).....	251
Tabela 6.13 – Programa de ensaios da série CAC (conectores submetidos a arrancamento na cola).	254
Tabela 6.14 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios da série CAC (conectores submetidos a arrancamento na cola).....	257
Tabela 6.15 – Tensões de aderência determinadas a partir dos ensaios da série CAC (conectores submetidos a arrancamento na cola).....	258
Tabela 6.16 – Programa de ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça).	260
Tabela 6.17 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça).	262
Tabela 6.18 – Valores para a rotura previstos nos ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça) e correspondentes valores médios alcançados.....	263
Tabela 6.19 – Programa de ensaios da série HAB (avaliação do conector ao arrancamento no betão).	266
Tabela 6.20 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios da série HAB (avaliação do conector ao arrancamento no betão).	268
Tabela 6.21 – Valores estimados para tensão de aderência cola-betão a partir dos ensaios com rotura com o correspondente modo de rotura.....	270
Tabela 6.22 – Valores para a rotura previstos para os ensaios da série HAB (avaliação do conector ao arrancamento no betão) e correspondentes valores médios alcançados.	270
Tabela 6.23 – Programa de ensaios da série HICM (avaliação do conector em interface submetida ao corte longitudinal monotónico).....	272
Tabela 6.24 – Parâmetros de rugosidade obtidos em cada um dos diferentes tratamentos adotados nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.....	276

Tabela 6.25 – Valores máximos de carga atingidos nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	280
Tabela 6.26 – Forças e deslocamento atingidos no vencimento da adesão e na carga máxima nos ensaios de corte longitudinal da série HICM para os provetes com conectores HiPC.	284
Tabela 6.27 – Forças e deslocamento atingidos no vencimento da adesão e na carga máxima nos ensaios de corte longitudinal da série HICM para os provetes com conectores HCC.	284
Tabela 6.28 – Programa de ensaios da série HICC (avaliação do conector em interface submetida ao corte longitudinal cíclico).	285
Tabela 6.29 – Forças de rotura atingidas nos ensaios cíclicos de corte longitudinal na série HICC.	286
Tabela 6.30 – Valores médios das cargas máximas atingidas nos ensaios de corte longitudinal com carregamento monotónico (série HICM) e nos ensaios com carregamento cíclico (série HICC).	287
Tabela 7.1 – Resultados da série PS-M: ensaios de corte inclinado de Santos (2005).	299
Tabela 7.2 – Resultados da série PS-L: ensaios de corte inclinado de provetes curados em ambiente laboratorial e com variação do número de dias entre betonagens, de Santos (2009). ...	301
Tabela 7.3 – Resultados da série PS-E: ensaios de corte inclinado de provetes curados em ambiente exterior e com variação do número de dias entre betonagens, de Santos (2009).	301
Tabela 7.4 – Resultados da série HM-SR: ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e sem rigidez diferencial, de Machado (2008).	303
Tabela 7.5 – Resultados da série HM-CR: ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e com rigidez diferencial, de Machado (2008).	304
Tabela 7.6 – Resultados da série HC-CI-N: ensaios de corte inclinado sem rigidez diferencial, de Costa (2012).	306
Tabela 7.7 – Resultados da série HC-CI-L: ensaios de corte inclinado com rigidez diferencial, de Costa (2012).	307
Tabela 7.8 – Resultados da série HC-DC-N: ensaios de duplo corte direto sem rigidez diferencial, de Costa (2012).	308
Tabela 7.9 – Resultados da série HC-DC-L: ensaios de corte direto com rigidez diferencial, de Costa (2012).	308
Tabela 7.10 – Resultados da série FC: ensaios de corte inclinado de Ceia (2013).	309

Tabela 7.11 – Resultados da série MO: ensaios de corte direto de Mohamad <i>et al.</i> (2015).	311
Tabela 7.12 – Resultados das séries SS1 e SS2: ensaios de corte inclinado do projeto <i>Super-Skin</i> sem rigidez diferencial.	312
Tabela 7.13 – Resultados da série SS3: ensaios de corte inclinado do projeto <i>Super-Skin</i> com rigidez diferencial.	312
Tabela 7.14 – Resultados da série AT: ensaios de duplo corte direto do projeto <i>Super-Skin</i>	313
Tabela 7.15 – Resultados da série CI: ensaios de corte inclinado com variação de ângulo da presente tese.	313
Tabela 7.16 – Valores obtidos para o coeficiente de atrito e para o fator do efeito da rugosidade no atrito, para cada grupo de ensaios.	317
Tabela 7.17 – Valores obtidos para o coeficiente de adesão e para o fator do efeito da rugosidade na adesão, para cada grupo de ensaios.	319
Tabela 7.18 – Valores obtidos para o fator do efeito da rigidez diferencial na resistência, para cada grupo de ensaios e para o rácio entre resultados obtidos e esperados.	322
Tabela 7.19 – Correlação entre os coeficientes de atrito obtidos a partir da rugosidade e os correspondentes valores determinados a partir da resistência da interface à tração.	328
Tabela 7.20 – Correlação entre os coeficientes de adesão obtidos a partir da rugosidade e os correspondentes valores determinados a partir da resistência da interface à tração.	329
Tabela 7.21 – Expressões para a determinação da tensão axial criada pelo deslizamento entre as camadas submetidas a corte longitudinal.	337
Tabela 7.22 – Adaptação das expressões para a determinação da resistência ao corte longitudinal para os ensaios da série HICM.	341
Tabela 7.23 – Valores dos coeficientes de adesão, de imbricamento, de atrito, das escoras de compressão e de interação, tomando as interpolações segundo R_t para as tabelas do <i>Model Code</i>	344
Tabela 7.24 – Valores dos coeficientes de adesão, de atrito e das escoras de compressão, determinados a partir das expressões da proposta da tese.	344
Tabela 7.25 – Designações e propriedades geométricas dos provetes ensaiados.	344
Tabela 7.26 – Propriedades do betão adicionado e do betão de substrato adotados nos provetes dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	344

Tabela 7.27 – Valores obtidos para as variáveis que definem a tração nas armaduras dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	345
Tabela 7.28 – Valores obtidos para os parâmetros que determinam a interação entre o atrito e efeito de ferrolho nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	346
Tabela 7.29 – Valores obtidos para os parâmetros que definem a possibilidade de cedência das armaduras dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	348
Tabela 7.30 – Valores previstos para as parcelas que determinam a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	350
Tabela 7.31 – Resistências previstas nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.	350
Tabela 7.32 – Resistências previstas nos ensaios de corte longitudinal da série HICM e correspondentes valores médios alcançados.	356

SIMBOLOGIA

Letras maiúsculas latinas:

A	Área.
$A_{c,N}^0$	Área da base do cone de rotura de betão à tração idealizado.
$A_{c,Nb}^0$	Área da base do cone de rotura por <i>blow-out</i> idealizado.
$A_{c,V}^0$	Área da base do cone de rotura de betão ao corte idealizado.
$A_{c,N}$	Área da base do cone de rotura de betão à tração na situação real.
$A_{c,Nb}$	Área da base do cone de rotura por <i>blow-out</i> na situação real.
$A_{c,V}$	Área da base do cone de rotura de betão ao corte na situação real.
A_{ci}	Área da junta da interface de betão.
A_h	Área da cabeça do conetor em pressão com o betão.
A_s	Área da secção de armadura.
$A_{s,red}$	Área reduzida da secção de armadura tracionada disponível para absorver o efeito de ferrolho.
C_1, C_1	Coeficientes para a resistência ao corte em interfaces inicialmente fendilhadas.
E	Módulo de elasticidade.
E	Força de corte longitudinal que se opõe ao escorregamento rasante numa interface.
E_{cm}	Módulo de elasticidade secante do betão.
E_s	Módulo de elasticidade do aço.
F	Força ou resultante de tensões.
F_{sp}	Força de rotura em ensaio de tração por compressão diametral.
I_1	Momento de inércia de uma secção em torno do eixo 1.
I_p	Momento polar de inércia de uma secção.
K_1, K_2, K_3	Fatores relativos à densidade do betão.
L	Comprimento.
L_{el}	Comprimento elástico de viga apoiada sobre meio elástico.

L_m	Profundidade do ponto de momento máximo antes da cedência do aço num elemento de ligação ao corte.
L_{ma}	Profundidade do ponto de momento máximo imediatamente depois do destacamento do betão junto a um elemento de ligação ao corte.
L_{sp}	Profundidade do destacamento superficial do betão junto a um elemento de ligação ao corte.
M	Momento fletor.
M_{pl}	Momento plástico da secção.
$M_{pl,red}$	Momento plástico reduzido da secção em flexão composta.
MTD	Profundidade média da rugosidade do <i>sand patch test</i> .
N	Esforço axial ou Tração.
$N^0_{Rk,c}$	Resistência à tração para a rotura por formação de um cone de betão de um conector isolado sem influência dos bordos da peça nem do espaçamento a outros conectores adjacentes, ancorado em betão fendilhado – valor característico.
$N^0_{Rk,cb}$	Resistência à tração para a rotura por <i>blow-out</i> de um conector isolado sem influência dos cantos da peça e do bordo inferior nem do espaçamento a outros conectores adjacentes, ancorado em betão fendilhado – valor característico.
N_{ad}	Resultante das tensões longitudinais existentes numa camada de betão adicionada.
N_{Ed}	Esforço axial atuante – valor de cálculo.
N_{Rd}	Esforço axial resistente – valor de cálculo.
$N_{Rd,c}$	Resistência à tração para a rotura por formação de um cone de betão – valor de cálculo.
$N_{Rd,cb}$	Resistência à tração para a rotura por <i>blow-out</i> por destaque de betão junto à cabeça do conector – valor de cálculo.
$N_{Rd,p}$	Resistência à tração para a rotura por <i>pull-out</i> do conector pela aderência entre o aço e a cola – valor de cálculo.
$N_{Rd,p0}$	Resistência à tração para a rotura por <i>pull-out</i> do conector pela aderência entre o betão e a cola – valor de cálculo.

$N_{Rd,ph}$	Resistência à tração para a rotura por <i>pull-out</i> por esmagamento do betão pressionado pela cabeça do conetor – valor de cálculo.
$N_{Rd,sp}$	Resistência à tração para a rotura por <i>splitting</i> do betão – valor de cálculo.
N_{Rk}	Esforço axial resistente – valor característico.
$N_{Rk,c}$	Resistência à tração para a rotura por formação de um cone de betão – valor característico.
$N_{Rk,cb}$	Resistência à tração para a rotura por <i>blow-out</i> por destaque de betão junto à cabeça do conetor – valor característico.
$N_{Rk,p}$	Resistência à tração para a rotura por <i>pull-out</i> por esmagamento do betão pressionado pela cabeça do conetor – valor característico.
$N_{Rk,p}$	Resistência à tração para a rotura por <i>pull-out</i> do conetor pela aderência entre o aço e a cola – valor característico.
$N_{Rk,p0}$	Resistência à tração para a rotura por <i>pull-out</i> do conetor pela aderência entre o betão e a cola – valor característico.
$N_{Rk,sp}$	Resistência à tração para a rotura por <i>splitting</i> do betão – valor característico.
P	Força de compressão atuante exercida sobre um provete.
P_s	Perímetro de uma secção.
P_{sp}	Carga em que ocorre o destacamento superficial do betão junto a um elemento de ligação ao corte.
P_u	Carga última de rotura de um elemento de ligação ao corte.
P_y	Carga de cedência do aço de um elemento de ligação ao corte.
R^2	Coefficiente de determinação.
R^2	Quadrado do valor do coeficiente de correlação de <i>Pearson</i> .
R_a	Parâmetro de rugosidade: rugosidade média do perfil.
R_{max}	Parâmetro de rugosidade: altura máxima do pico-vale.
R_p	Parâmetro de rugosidade: altura máxima do pico.
R_{pm}	Parâmetro de rugosidade: altura média do pico.
R_q	Parâmetro de rugosidade: valor quadrático médio da rugosidade.
R_t	Parâmetro média da rugosidade do <i>sand patch test</i> .

R_v	Parâmetro de rugosidade: profundidade máxima do vale.
R_{vm}	Parâmetro de rugosidade: altura média do vale.
R_y	Parâmetro de rugosidade: rugosidade máxima.
R_z	Parâmetro de rugosidade: altura dos dez pontos.
R_{zm}	Parâmetro de rugosidade: altura média do pico-vale.
S_1	Momento estático de uma secção em torno do eixo 1.
T	Torção.
V	Força de corte ou esforço transversal.
V	Volume.
$V_{Rk,c}^0$	Resistência ao corte para a rotura pelo bordo da peça de um conector isolado sem influência dos cantos e do bordo inferior da peça nem do espaçamento a outros conectores adjacentes, ancorado em betão fendilhado – valor característico.
V_{dowel}	Força de corte por efeito de ferrolho de um elemento de ligação.
V_{Ed}	Esforço transversal atuante – valor de cálculo.
V_R	Resistência ao corte longitudinal de uma interface entre camadas de betão.
$V_{R,dowel}$	Força resistente ao corte longitudinal na interface proporcionada pelo mecanismo do efeito de ferrolho.
$V_{R,fr}$	Força resistente ao corte longitudinal na interface proporcionada pelo mecanismo de atrito.
$V_{R,s}$	Força resistente ao corte longitudinal na interface para rotura pelo aço.
$V_{Rd,c}$	Resistência ao corte para a rotura pelo bordo da peça por formação de um cone de betão – valor de cálculo.
$V_{Rd,cp}$	Resistência ao corte para a rotura por levantamento do betão (<i>concrete pry-out failure</i>) – valor de cálculo.
$V_{Rk,c}$	Resistência ao corte para a rotura pelo bordo da peça por formação de um cone de betão – valor característico.
$V_{Rk,cp}$	Resistência ao corte para a rotura por levantamento do betão (<i>concrete pry-out failure</i>) – valor característico.
V_u	Força última de rotura por corte longitudinal de uma interface entre camadas de betão.

$V_{u,fr}$	Força última de corte longitudinal na interface proporcionada pelo mecanismo de atrito.
$V_{u,kink}$	Força última de corte de um ferrolho com rotura por efeito de tirante.
$V_{u,s}$	Força de última de rotura por corte do aço.
$V_{u,sp}$	Força de corte última de um ferrolho com rotura por <i>splitting</i> .
W_{pl}	Módulo de flexão plástica de uma secção.
$W_{pl,red}$	Módulo de flexão plástica reduzido de uma secção em flexão composta.
X	Rácio entre o vão de corte a altura útil de uma secção.

Letras minúsculas latinas:

a	Variável dependente da dimensão dos agregados na interface.
a	Largura de secção.
a	Largura da aresta da secção hexagonal.
b	Largura de secção.
b_1	Largura de corte de uma secção paralela ao eixo 1.
b_i	Largura da interface.
c	Parcela da tensão de corte longitudinal resistente na interface proporcionada pelo efeito de adesão e de imbricamento mecânico.
c	Distância do conector ao bordo da peça.
c_a	Coeficiente de adesão em interfaces.
c_d	Coeficiente de adesão em interfaces – valor de cálculo.
c_r	Coeficiente de imbricamento mecânico em interfaces.
d	Diâmetro nominal da armadura.
d_0	Diâmetro do furo em que se insere o conector.
d_h	Diâmetro da cabeça do conector.
e	Excentricidade de atuação de uma força.
e	Profundidade do entalhe na secção.

f	Fluxo de corte.
f	Pressão média exercida sobre um provete de ensaio de corte inclinado.
f_c	Tensão de rotura do betão à compressão.
f_c	Tensão de rotura do betão à compressão medida em cilindros de 15 cm de diâmetro e 30 cm de altura, sob tensão uniaxial.
f_c^*	Tensão de rotura do betão à compressão em estado tri-axial.
$f_{c,cube}$	Tensão de rotura do betão à compressão medido em cubos de 15 cm de lado.
f_c'	Tensão de rotura do betão à compressão – valor característico (ACI).
f_{cd}	Tensão de rotura do betão à compressão medida em cilindros de 15 cm de diâmetro e 30 cm de altura – valor de cálculo.
f_{ck}	Tensão de rotura do betão à compressão medida em cilindros de 15 cm de diâmetro e 30 cm de altura – valor característico.
f_{cm}	Tensão de rotura do betão à compressão medida em cilindros de 15 cm de diâmetro e 30 cm de altura – valor médio.
$f_{cm,cube}$	Tensão de rotura do betão à compressão medido em cubos – valor médio.
f_{ct}	Tensão de rotura do betão à tração.
f_{ctd}	Tensão de rotura do betão à tração – valor de cálculo.
f_{ctm}	Tensão de rotura do betão à tração – valor médio.
f_i	Tensão média na interface num provete de ensaio de corte inclinado.
f_{ti}	Tensão de rotura na interface num provete de ensaio de tração.
f_{uk}	Tensão última do aço – valor característico.
f_y	Tensão de cedência do aço.
f_{yd}	Tensão de cedência do aço – valor de cálculo.
f_{yk}	Tensão de cedência do aço – valor característico.
g	Distância do ponto de aplicação da carga de corte à superfície do betão.
h	Altura da secção.
h	Espessura da peça.
h_{ef}	Comprimento efetivo de ancoragem.
i	Índice.

k	Constante relativa ao tipo de interface.
k_1	Coefficiente de resistência à tração para a rotura pelo cone de betão.
k_4	Coefficiente de resistência ao corte para a rotura por levantamento do betão.
k_5	Coefficiente de resistência à tração para a rotura por <i>blow-out</i> .
k_c	Módulo de reação de uma viga apoiada sobre meio elástico.
k_r	Fator relativo à distribuição da curvatura num ferrolho sujeito ao corte.
k_v	Coefficiente de resistência ao corte para a rotura pelo bordo da peça de betão.
l_a	Comprimento de aderência disponível de uma armadura ancorada no betão.
l_b	Comprimento de aderência de uma armadura ancorada no betão.
l_f	Comprimento de armadura submetida à ação de contacto contra o betão.
l_p	Comprimento do ferrolho entre rótulas plásticas.
l_r	Comprimento de redução de aderência de uma armadura ancorada no betão.
l_t	Comprimento de transferência de aderência de uma armadura ancorada no betão.
$l_{t,y}$	Comprimento de transferência de aderência necessário para a cedência das armaduras.
m	Coefficiente de homogeneização.
n_v	Fator geométrico de forma para o corte.
p	Parâmetro de ductilidade.
p_k	Pressão na rotura por <i>pull-out</i> – valor característico.
$p_{\max}$	Pressão máxima suportada para viga apoiada sobre meio elástico.
p_t	Valor máximo de altura dos picos num troço de leitura de rugosidade.
q_c	Tensão de compressão do betão sob efeito de um ferrolho sujeito ao corte.
r	Afastamento do perfil de rugosidade à linha média.
r	Raio de circunferência.
s	Deslocamento longitudinal entre camadas de uma interface.
s	Espaçamento entre conetores de um grupo de conetores.
s_b	Escorregamento axial da armadura aderente.

$S_{b,net}$	Escorregamento axial da armadura aderente sem o efeito da rotura localizada juntos aos bordos da peça.
$S_{b,y}$	Escorregamento axial da armadura aderente necessário para a cedência das armaduras.
S_{crit}	Deslocamento longitudinal entre camadas de uma interface com que ocorre a formação de rótulas plásticas de um ferrolho sujeito ao corte.
S_{end}	Escorregamento axial na extremidade de uma armadura.
$S_{end,net}$	Escorregamento axial na extremidade de uma armadura sem o efeito da rotura localizada juntos aos bordos da peça.
t	Espessura.
v_t	Valor máximo de profundidade dos vales num troço de leitura de rugosidade.
w	Dilatância ou afastamento entre camadas de uma interface.
w_k	Largura das fendas.
x_0	Profundidade a que se forma a rótula plástica num ferrolho sujeito ao corte.
$x_{0,1}$	Profundidade a que se forma a rótula plástica num ferrolho sujeito ao corte do lado do betão mais fraco.
$x_{0,2}$	Profundidade a que se forma a rótula plástica num ferrolho sujeito ao corte do lado do betão mais forte.
z	Braço de um binário de forças.
z_t	Valor máximo das distâncias pico-vale num troço de leitura de rugosidade.

Letras gregas:

α	Ângulo entre as armaduras que atravessam uma interface e o plano de corte.
α	Ângulo entre a superfície da interface e a direção da força aplicada no ensaio de corte inclinado.
α	Fator de espessura de secção tubular.
α_0	Coeficiente relativo ao betão em estado de tensão tri-axial para o efeito de ferrolho.
α_{sp}	Fator de conversão para ensaios de tração por compressão diametral.

β	Coeficiente para determinação da tensão atuante de corte numa interface.
β	Ângulo entre a superfície da interface e a perpendicular da direção da força aplicada no ensaio de corte inclinado.
β_c	Coeficiente de inclinação das escoras de compressão do betão.
β_c^*	Coeficiente relativo ao betão em estado de tensão tri-axial.
γ	Coeficiente parcial de segurança.
γ	Ângulo correspondente ao entalhe da secção.
γ_c	Coeficiente parcial de segurança para o betão.
γ_{coh}	Coeficiente parcial de segurança para efeito da adesão.
γ_{fr}	Coeficiente parcial de segurança para efeito de atrito.
γ_m	Coeficiente parcial de segurança para ancoragens de conectores no betão.
γ_s	Coeficiente parcial de segurança para o aço.
δ	Coeficiente relativo à influência do recobrimento das armaduras no efeito de ferrolho.
Δ	Variação.
ε	Extensão.
ε_s	Extensão axial do aço.
η_E	Coeficiente de conversão para o cálculo do módulo de elasticidade de betão leve.
η_l	Coeficiente de conversão para a determinação da resistência à tração de betão leve.
θ	Ângulo formado pelo efeito ferrolho entre as rótulas plásticas.
θ_{crit}	Ângulo crítico com que se formam as rótulas plásticas num ferrolho sujeito ao corte.
θ_{kink}	Ângulo de um ferrolho ao corte na rotura por efeito de tirante.
κ	Coeficiente para a tração que efetivamente pode ser ativada no elemento de ligação.
κ_1	Fator de interação para o mecanismo de atrito.
κ_2	Fator de interação para o efeito de ferrolho.
λ	Fator de modificação do atrito relacionado com a densidade do betão.

μ	Coeficiente de atrito da interface.
μ_d	Coeficiente de atrito da interface – valor de cálculo.
μ_e	Coeficiente de atrito efetivo da interface.
ν	Coeficiente de redução de resistência do betão fendilhado por esforço transversal.
ρ	Rácio entre a área total de aço que atravessa a interface e a área de superfície dessa interface.
ρ_c	Massa volúmica do betão seco.
σ	Tensão normal.
σ_c	Tensão de compressão no betão.
σ_n	Tensão de compressão na interface provocada por esforço normal exterior.
σ_s	Tensão axial na armadura.
$\sigma_{s,a}$	Tensão axial máxima alcançável na armadura para um determinado comprimento disponível.
$\sigma_{s,crit}$	Tensão axial na armadura criada pelo deslizamento entre camadas.
τ	Tensão tangencial ou de corte.
τ_b	Tensão de aderência entre a armadura e o betão.
$\tau_{b,max}$	Valor máximo da tensão de aderência entre a armadura e o betão.
τ_{bm}	Valor médio equivalente da tensão de aderência entre a armadura e o betão.
τ_{ci}	Valor máximo da tensão de corte que uma fenda com uma determinada largura resiste.
$\tau_{Rd,i}$	Tensão de corte longitudinal resistente na interface entre camadas de betão de diferentes idades – valor de cálculo.
$\tau_{Rk,b}$	Tensão resistente da aderência uniforme na interface aço-cola – valor característico.
$\tau_{Rk,b,0}$	Tensão resistente da aderência uniforme na interface betão-cola – valor característico.
τ_u	Tensão de corte longitudinal resistente na interface.
τ_{ud}	Tensão de corte longitudinal resistente na interface – valor de cálculo.
φ	Fator de redução.

ϕ	Ângulo de atrito da interface.
ϕ	Ângulo da secção infinitesimal.
ψ	Fator do efeito da rugosidade na resistência em interfaces entre camadas de betão.
$\psi_{A,N}$	Fator dos efeitos geométricos dos espaçamentos a conetores adjacentes e das distâncias aos bordos (para a resistência $N_{Rk,c}$).
$\psi_{A,Nb}$	Fator dos efeitos geométricos dos espaçamentos a conetores adjacentes e das distâncias aos bordos (para a resistência $N_{Rk,cb}$).
$\psi_{A,V}$	Fator dos efeitos geométricos dos espaçamentos a conetores adjacentes, da espessura da peça e da distância aos bordos paralelos à direção da força de corte (para a resistência $V_{Rk,c}$).
ψ_c	Fator do efeito da rugosidade na adesão entre camadas de betão.
ψ_E	Fator do efeito da rigidez diferencial na resistência em interfaces entre camadas de betão.
$\psi_{h,V}$	Fator do efeito da diminuição não linear da resistência com a altura da peça de betão (para a resistência $V_{Rk,c}$).
$\psi_{re,N}$	Fator do efeito do lascamento que sucede na superfície do betão (para a resistência $N_{Rk,c}$).
$\psi_{s,N}$	Fator da influência dos bordos da peça de betão na distribuição de tensões no betão (para a resistência $N_{Rk,c}$).
$\psi_{s,Nb}$	Fator da influência dos bordos da peça de betão na distribuição de tensões no betão (para a resistência $N_{Rk,cb}$).
$\psi_{s,V}$	Fator da influência dos cantos da peça de betão na distribuição de tensões no betão (para a resistência $V_{Rk,c}$).
ψ_μ	Fator do efeito da rugosidade no atrito entre camadas de betão.

ABREVIATURAS

ACI – American Concrete Institute.

ANI – Agência Nacional de Inovação.

ASTM – American Society for Testing and Materials.

BS – British Standard.

CEB - Comité Euro-International du Béton.

DIN – Deutsches Institut für Normung.

FCT – Fundação para a Ciência e Tecnologia.

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.

FHWA – United States Federal Highway Administration.

fib – Fédération Internationale du Béton.

ICRI – International Concrete Repair Institute.

IPQ – Instituto Português da Qualidade.

ISO – International Organization for Standardization.

LVDT – Linear Variable Differential Transducer.

MTD – Mean Texture Depth.

NP – Norma Portuguesa

PCI – Precast/Prestressed Concrete Institute.

PVC – Polyvinyl chloride (policloreto de vinil).

RILEM – Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux.

SABS – South African Bureau of Standards.

UHPC – Ultra High-Performance Concrete.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

A necessidade de avaliação dos esforços entre diferentes camadas de betão surge em diversas situações: (i) interfaces entre elementos pré-fabricados e elementos betonados *in situ*, (ii) interfaces entre duas partes de peças estruturais betonadas *in situ* em diferentes datas, (iii) interfaces entre estruturas de suporte e elementos apoiados nestas e (iv) interfaces entre peças pré-existent e uma nova camada de reforço (em pilares, vigas, paredes e lajes ou tabuleiros de pontes) [Santos & Júlio (2012)]. Para se obter o desejado comportamento monolítico destes elementos é fundamental garantir a resistência ao corte longitudinal entre as camadas betonadas em diferentes idades.

Ao longo das últimas décadas foram propostas diversas teorias e expressões para a determinação do valor da resistência em causa. Atualmente distinguem-se os seguintes quatro mecanismos: adesão, imbricamento entre agregados, atrito e efeito de ferrolho. Os irmãos Birkeland em 1966 deram o primeiro grande contributo na investigação científica sobre ligações entre camadas de betão com a proposta de uma formulação que ficou conhecida como ‘Teoria do Corte-Atrito’ [Birkeland & Birkeland (1966)]. A expressão que estes autores apresentaram foi alvo de diversas modificações posteriores por parte de outros autores que a procuraram completar, nomeadamente introduzindo o contributo dos mecanismos atrás referidos. Um marco de especial importância foi a proposta de Randl em 1997 [Randl (1997)] para a determinação da resistência ao corte longitudinal de camadas betonadas em idades diferentes. Este autor apresentou a expressão

que foi adotada pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], na qual os mecanismos referidos são quantificados de forma independente e combinados entre si.

A equipa de investigação científica, na qual o autor da presente tese se insere, desenvolveu trabalho inovador na área das ligações betão-betão, sendo de destacar o contributo para a quantificação da rugosidade do substrato (em lugar da avaliação qualitativa da mesma), adotada no *fib Model Code 2010*, a qual deu lugar ao desenvolvimento de um equipamento e método [Santos & Júlio, 2008]. Mais recentemente, são de referir dois projetos inovadores, nos quais o autor do presente trabalho esteve envolvido. O primeiro (projeto “*Intelligent Super-Skin – Enhanced Durability for Concrete Members*”, com a referência PTDC/ECM/098497/2008), financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT), teve como objetivo último fazer a prova de um conceito inovador para aumentar muito significativamente a durabilidade de elementos estruturais de betão, recorrendo a betão de ultraelevado desempenho (UHPC) na camada de recobrimento e betão corrente no interior. O segundo (projeto “*HiPerConnector – High Performance Connectors for Concrete Overlays*”, com a referência 38829), financiado pela Agência Nacional de Inovação (ANI), visava a conceção e desenvolvimento de um conetor metálico para ligar interfaces entre diferentes camadas de betão.

1.2. Objetivos

Apesar do significativo avanço que representou a expressão proposta por Randl [Randl, 1997], bem como a abordagem do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], verifica-se que estas ainda não traduzem de forma satisfatória a interação dos diferentes mecanismos envolvidos. Esta interação depende fortemente da rugosidade das interfaces, o que é tido em conta nas expressões em causa. No entanto, esta interação ainda é tratada de forma pouco precisa, de onde resulta que grandes diferenças no comportamento entre elementos com diversos tipos de interface, não sejam traduzidas nas expressões propostas. Para a conveniente aferição desta interação entre mecanismos, considerou-se necessário realizar ensaios experimentais que fundamentassem os diversos fatores intervenientes nestas expressões de cálculo, os quais apresentam uma base empírica.

Deste modo, no âmbito do presente trabalho, foi efetuado um estudo sobre cada um dos mecanismos envolvidos na transmissão de esforços entre camadas de betão de diferentes idades, procurando quantificar separadamente a contribuição de cada um destes. Pretendeu-se também integrar os diferentes efeitos numa expressão única, tendo em conta a interação dos diversos mecanismos entre si para diferentes níveis de rugosidade das interfaces.

A contabilização da rugosidade nas formulações adotadas pelos regulamentos é feita, tipicamente, através de coeficientes, integrados nas respetivas expressões, que traduzem o seu efeito na adesão e no atrito. Mas a determinação destes coeficientes carece de desenvolvimento suficiente para uma adequada aplicação em projeto, uma vez que é feita de modo qualitativo, por recurso a tabelas, que conferem um elevado grau de incerteza, dando uma maior subjetividade a este parâmetro fundamental na avaliação da resistência ao corte longitudinal. Tendo em conta este facto, um dos principais objetivos deste estudo foi ainda o de estabelecer uma relação quantitativa entre esses coeficientes e determinados parâmetros mensuráveis relativos à tipologia das interfaces.

Para atingir os objetivos propostos foi feita uma análise aprofundada dos resultados dos projetos de investigação referidos. Estes foram ainda complementados com os dados de diversos ensaios experimentais existentes na bibliografia.

1.3. Organização da tese

A organização da presente tese é a seguinte:

Capítulo 1 – **Introdução**. É feito o enquadramento do trabalho realizado, são apresentados e justificados os objetivos definidos e é indicada a organização adotada para o presente documento.

Capítulo 2 – **O corte longitudinal em interfaces: estado da arte**. Apresenta-se uma descrição crítica relativa aos trabalhos anteriormente realizados sobre interfaces entre camadas de betão de diferentes idades submetidas ao corte longitudinal e identificam-se os aspetos que importa aprofundar.

Capítulo 3 – **Rugosidade e armaduras na interface: estado da arte**. É aprofundada a exposição do estado do conhecimento relativo aos parâmetros determinantes que efetivam a transferência do corte longitudinal.

Capítulo 4 – **O comportamento da interface no âmbito do conceito *Super-Skin***. Integra o trabalho realizado de desenvolvimento e prova de conceito de um método inovador para estruturas de betão de durabilidade melhorada. Consiste na consideração de um recobrimento em betão de ultraelevado desempenho (resistência e durabilidade) explorando-se a ligação deste ao substrato em betão corrente. Expõem-se a ideia, os materiais e os métodos adotados, os resultados obtidos e as conclusões tiradas.

Capítulo 5 – **Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface**. Tendo em conta a dificuldade em determinar com rigor valores para os coeficientes dependentes da rugosidade, concebeu-se uma forma de os obter e de os relacionar com diversos parâmetros que quantificam a rugosidade para ter uma análise quantitativa que substitua a abordagem qualitativa existente.

Capítulo 6 – **Armaduras na interface: conceção do novo *HiPerConnector***. Refere-se ao trabalho realizado no âmbito da conceção e desenvolvimento de um conector inovador para interfaces entre camadas de betão. É exposta a ideia, os materiais e os métodos adotados, os resultados obtidos e as conclusões tiradas.

Capítulo 7 – **Recomendações de cálculo**. É apresentado um estudo comparativo dos resultados obtidos no trabalho experimental realizado pela equipa de investigação, incluindo os descritos nos capítulos 4 e 5, assim como no trabalho experimental realizado por outros investigadores. Com base nestes dados, são propostas recomendações de cálculo para análise e dimensionamento de interfaces betão-betão sujeitas a corte longitudinal.

Capítulo 8 – **Considerações finais**. São sintetizadas as principais conclusões do trabalho realizado e são apresentadas propostas para aprofundamento de alguns aspetos relevantes em trabalhos futuros.

1.4. Plano de publicações

Encontram-se em desenvolvimento os seguintes artigos científicos para publicação em revista internacional, baseados nas conclusões da presente tese:

- i.* Adhesive bonding between concrete or lightweight concrete and ultra-high-performance concrete;
- ii.* Assessment of the friction coefficient between concrete-to-concrete interfaces for different surfaces roughness and finishing;
- iii.* A comparison between dowel action performance on regular, lightweight and ultra-high-performance concretes;
- iv.* Influence of roughness on the friction strength of unreinforced concrete-to-concrete interfaces;

- v. Conception of a new high-performance connector for concrete-to-concrete interfaces;
- vi. Behavior of concrete-to-concrete interfaces reinforced with a new high-performance concrete under monotonic and cyclic loading;
- vii. Proposal of a new design approach for concrete-to-concrete interfaces.

CAPÍTULO 2

O CORTE LONGITUDINAL EM INTERFACES: ESTADO DA ARTE

2.1. Determinação da tensão de corte longitudinal atuante

Para o dimensionamento de uma estrutura ou de um reforço estrutural com interfaces entre camadas de betão de diferentes idades é necessário caracterizar separadamente a situação em estudo do ponto de vista das tensões resistentes e das tensões atuantes. No contexto da avaliação da resistência das interfaces submetidas ao corte, será apresentada uma revisão bibliográfica no próximo subcapítulo. Nesta parte do trabalho serão expostos os fundamentos teóricos para a determinação das tensões atuantes neste tipo de ligações.

A determinação do esforço de corte atuante nas interfaces baseia-se na teoria da mecânica dos materiais, nomeadamente na lei de equilíbrio que relaciona o esforço transversal com as tensões tangenciais e na lei da reciprocidade destas tensões em facetas ortogonais [Beer & Johnston (1996)]. Considerando um sistema de eixos principais centrais de inércia num elemento linear submetido a um esforço transversal, V , como ilustrado na Figura 2.1, as resultantes das tensões tangenciais, τ_{31} e τ_{32} , na secção transversal correspondem às componentes do esforço transversal, V_1 e V_2 :

$$\begin{aligned} V_1 &= \int_A \tau_{31} dA \\ V_2 &= \int_A \tau_{32} dA \end{aligned} \tag{2.1}$$

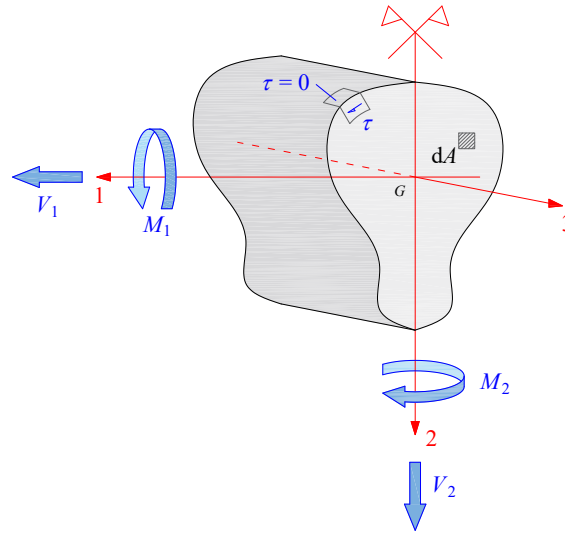


Figura 2.1 – Elemento linear submetido a esforço transverso e representação da tensão tangencial no bordo da secção transversal.

Pela referida reciprocidade das tensões tangenciais (ilustrada na Figura 2.2), às tensões de corte na secção correspondem tensões de corte longitudinal de igual valor:

$$\begin{aligned}\tau_{13} &= \tau_{31} \\ \tau_{23} &= \tau_{32}\end{aligned}\tag{2.2}$$

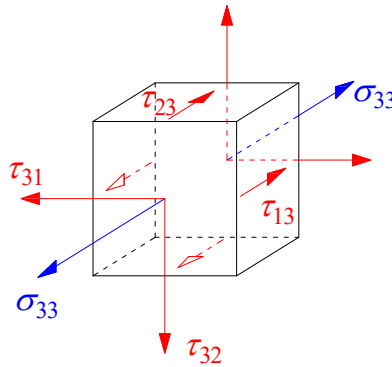


Figura 2.2 – Lei da reciprocidade das tensões em facetas ortogonais aplicada ao elemento linear submetido a esforço transverso.

Esta tensão de corte longitudinal é de grande importância para a análise de secções compostas por diferentes camadas, pois é condicionante para a resistência e deformação dos elementos estruturais. Um exemplo simples e ilustrativo é o da diferença do comportamento entre duas consolas de igual secção transversal e igual vão, L , constituídas por duas camadas iguais sobrepostas, com e sem aderência entre ambas, representadas na Figura 2.3. No caso de não existir uma resistência ao escorregamento (corte longitudinal) entre as vigas, cada uma destas terá uma flexão independente, com um deslizamento relativo ao nível da interface. Caso contrário, i.e.,

havendo uma aderência perfeita na interface, as duas peças funcionarão como uma única viga com o dobro da altura. Neste caso gera-se uma tensão de corte longitudinal, que se opõe ao escorregamento rasante ao longo da interface, a qual, se for inferior à resistência proporcionada pela ligação entre as camadas, conferirá à peça um comportamento monolítico. Assim, com a mobilização da tensão de corte longitudinal, obter-se-á o dobro da capacidade de carga, P , e o quádruplo da rigidez de flexão [Dias da Silva (2004)], a que corresponde um deslocamento vertical, δ , quatro vezes menor para uma carga P , ou a um deslocamento $\delta/2$, para uma mesma tensão normal máxima, σ , conforme ilustrado na Figura 2.3.

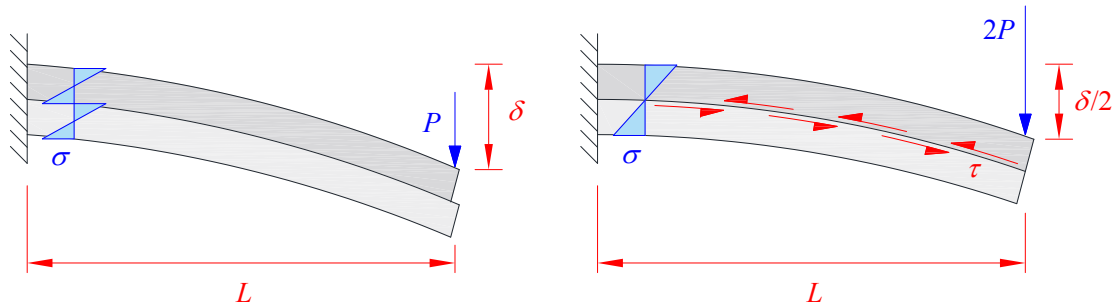


Figura 2.3 – Situações limite: viga sem mobilização da tensão de corte tangencial e viga com comportamento monolítico.

Uma vez que na superfície externa do elemento linear as tensões tangenciais são nulas (considerando que não há forças aplicadas na direção longitudinal sobre a superfície), resulta que, ao longo do contorno da secção, a componente perpendicular ao bordo da tensão tangencial que atua na secção transversal, também será nula (sendo paralela ao bordo, como ilustrado na Figura 2.1). Deste modo, a distribuição das tensões tangenciais ao longo da secção não poderá ser uniforme, mas sim variável e com valores nulos nos extremos da peça.

Para a determinação dos valores das tensões tangenciais atuantes, há que ter em conta que estas não são independente das tensões normais, uma vez que a presença de um esforço transversal implica uma variação do momento fletor ao longo do eixo da peça (eixo 3), de acordo com a seguinte relação:

$$\begin{aligned} V_1 &= \frac{dM_2}{dx_3} \\ V_2 &= \frac{dM_1}{dx_3} \end{aligned} \quad (2.3)$$

As expressões teóricas desenvolvidas pela Mecânica dos Materiais neste tópico partem da hipótese simplificativa de admitir que, numa peça sujeita à flexão, a distribuição das tensões

normais, σ_{33} , não é afetada pelas deformações causadas pelas tensões tangenciais, τ_{31} e τ_{32} . Assim sendo, existindo uma aderência perfeita entre as camadas que compõem uma peça, verifica-se uma distribuição linear das extensões normais, ε_{33} , e será válida a hipótese de Bernoulli (as secções da viga permanecem planas e perpendiculares ao eixo fletido da viga).

2.1.1. Secções homogéneas em regime linear

Com base nas referidas hipóteses e tomando um troço infinitesimal, com comprimento dx_3 , de barra prismática de secção simétrica (carregada de tal modo que o plano de solicitação contenha o seu eixo de simetria) submetida a flexão simples plana ($M_1 \neq 0$; $V_2 \neq 0$; $M_2 = 0$; $V_1 = 0$) em regime linear, observa-se que os valores das tensões normais que atuam na face anterior (s) e posterior (s') do troço infinitesimal de comprimento dx_3 diferem em um determinado valor dM_1 em virtude da variação do momento fletor ao longo do comprimento (Figura 2.4).

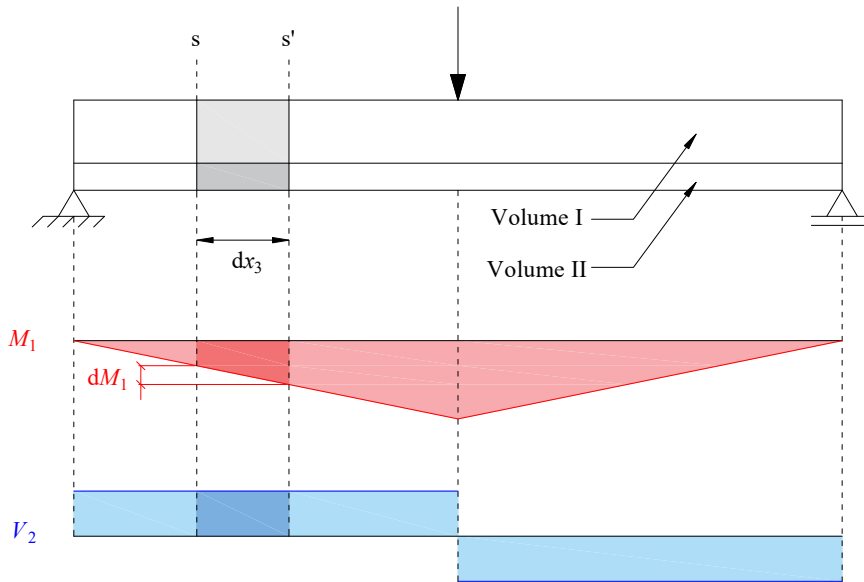


Figura 2.4 – Diagramas de momento fletor M_1 e de esforço transversal V_2 numa viga simplesmente apoiada submetida a flexão simples plana.

Os valores das tensões normais nas duas faces dependem do momento fletor, M_1 , e da inércia da secção, I_1 , e têm a distribuição representada na Figura 2.5, sendo dados respetivamente por:

$$\begin{aligned}\sigma_{33} &= \frac{M_1 x_2}{I_1} \\ \sigma'_{33} &= \frac{(M_1 + dM_1) x_2}{I_1}\end{aligned}\tag{2.4}$$

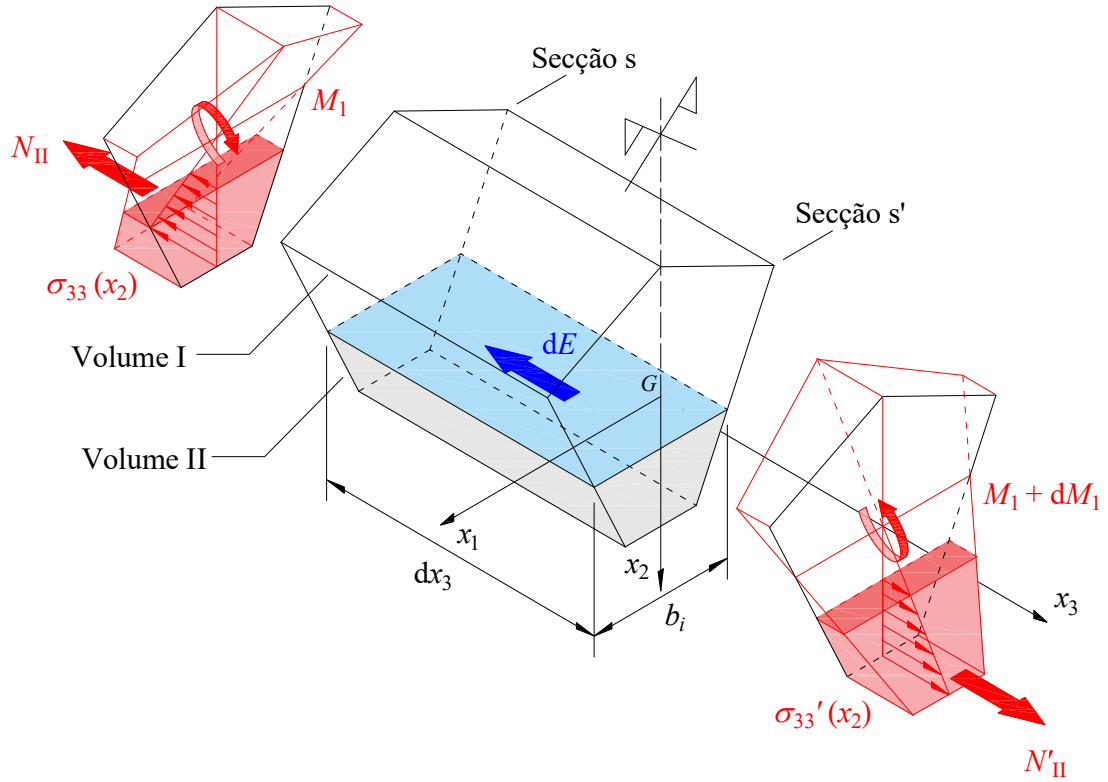


Figura 2.5 – Distribuição de tensões normais, em regime linear, nas duas faces de um troço de barra infinitesimal submetida a flexão simples plana e consequente corte longitudinal.

Estas tensões são lineares, variando em função da distância x_2 ao eixo neutro. Separando este elemento em dois volumes com uma superfície de interface longitudinal paralela à secção neutra, as resultantes das tensões normais em cada uma das faces do volume de baixo (volume II) são dadas por:

$$\begin{aligned} N_{II} &= \int_{A_{II}} \sigma_{33} dA = \frac{M_1}{I_1} \int_{A_{II}} x_2 dA \\ N'_{II} &= \int_{A_{II}} \sigma'_{33} dA = \frac{M_1 + dM_1}{I_1} \int_{A_{II}} x_2 dA \end{aligned} \quad (2.5)$$

com:

A_I e A_{II} – área de secção transversal dos dois volumes;

N_{II} e N'_{II} – resultantes de tensões normais nos respetivos volumes.

Na interface entre estes volumes, ao longo do troço infinitesimal, desenvolve-se um esforço de corte longitudinal, dE , que se opõe ao escorregamento rasante e que equilibra o somatório das forças normais à secção, vindo:

$$dE = N'_{II} - N_{II} = \frac{dM_1}{I_1} \int_{A_{II}} x_2 dA \quad (2.6)$$

Verifica-se, deste modo, que o corte longitudinal que se gera, varia com o designado momento estático da secção. Para este caso, o momento estático da área A_{II} em relação ao eixo neutro (eixo 1), é definido como:

$$S_1^{A_{II}} = \int_{A_{II}} x_2 dA \quad (2.7)$$

De notar que o momento estático de uma superfície em relação ao seu eixo neutro é zero. Assim, se o corte longitudinal fosse determinado a partir do volume de cima (volume I), a resultante teria o mesmo valor, mas em sentido inverso (ver Figura 2.6), uma vez que o momento estático correspondente seria:

$$S_1^{A_I} + S_1^{A_{II}} = 0 \Rightarrow S_1^{A_I} = \int_{A_I} x_2 dA = -S_1^{A_{II}} \quad (2.8)$$

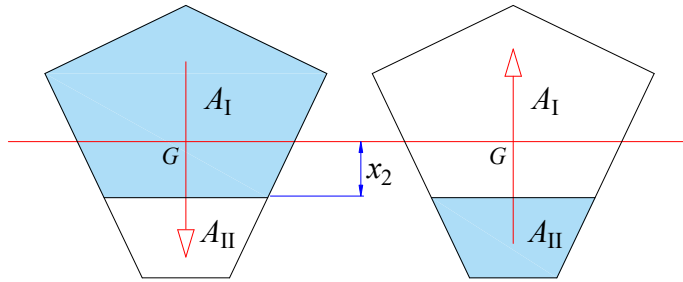


Figura 2.6 – Equivalência na determinação dos momentos estáticos de cima para baixo e de baixo para cima.

Distribuindo o corte longitudinal de forma uniforme pela área da interface, de largura b_i , obtém-se um valor médio das tensões de corte que se desenvolvem:

$$\tau_{med} (= \tau_{23,med} = \tau_{32,med}) = \frac{dE}{b_i dx_3} = \frac{dM_1}{dx_3} \frac{S_1^{A_{II}}}{b_i I_1} \quad (2.9)$$

Tendo em conta a expressão (2.3), a tensão tangencial média será dada por:

$$\tau_{med} = V_2 \frac{S_1^{A_{II}}}{b_i I_1} \quad (2.10)$$

Designa-se por fluxo de tensões de corte, f , o corte longitudinal por unidade de comprimento, que corresponde ao somatório das tensões tangenciais ao longo de uma linha de fronteira que separe duas camadas da secção:

$$f = \frac{dE}{dx_3} = V_2 \frac{S_1^{A_1}}{I_1} = \tau_{med} b_i \quad (2.11)$$

Este fluxo dependerá, portanto, apenas do momento estático, S_1 , da secção abaixo dessa linha de fronteira, e das duas constantes: esforço transversal, V_2 , e inércia da secção, I_1 . Deste modo, os seus valores têm as características próprias destes momentos estáticos, i.e., serão nulos nas extremidades da secção e atingirão o seu valor máximo no eixo neutro.

As expressões apresentadas são genéricas, permitindo obter o fluxo de corte para qualquer tipo de secção. No entanto, para determinar a tensão tangencial num determinado ponto do elemento, requer-se uma análise aplicada a cada tipo de geometria de secção.

A geometria mais simples e proveitosa para elementos estruturais é a secção retangular, na qual as tensões tangenciais se podem considerar paralelas às faces laterais, conforme ilustrado na Figura 2.7. O momento estático da área da secção abaixo de uma dada distância x_2 ao centro de gravidade, $S_1^{A_1}(x_2)$, e o momento de inércia da área total da secção, I_1 , são dados respetivamente por:

$$S_1^{A_1}(x_2) = b \int_{x_2}^{h/2} x_2 \, dx_2 = b \left[\frac{x_2^2}{2} \right]_{x_2}^{h/2} = \frac{b}{2} \left(\frac{h^2}{4} - x_2^2 \right) \quad (2.12)$$

$$I_1 = \frac{bh^3}{12} \quad (2.13)$$

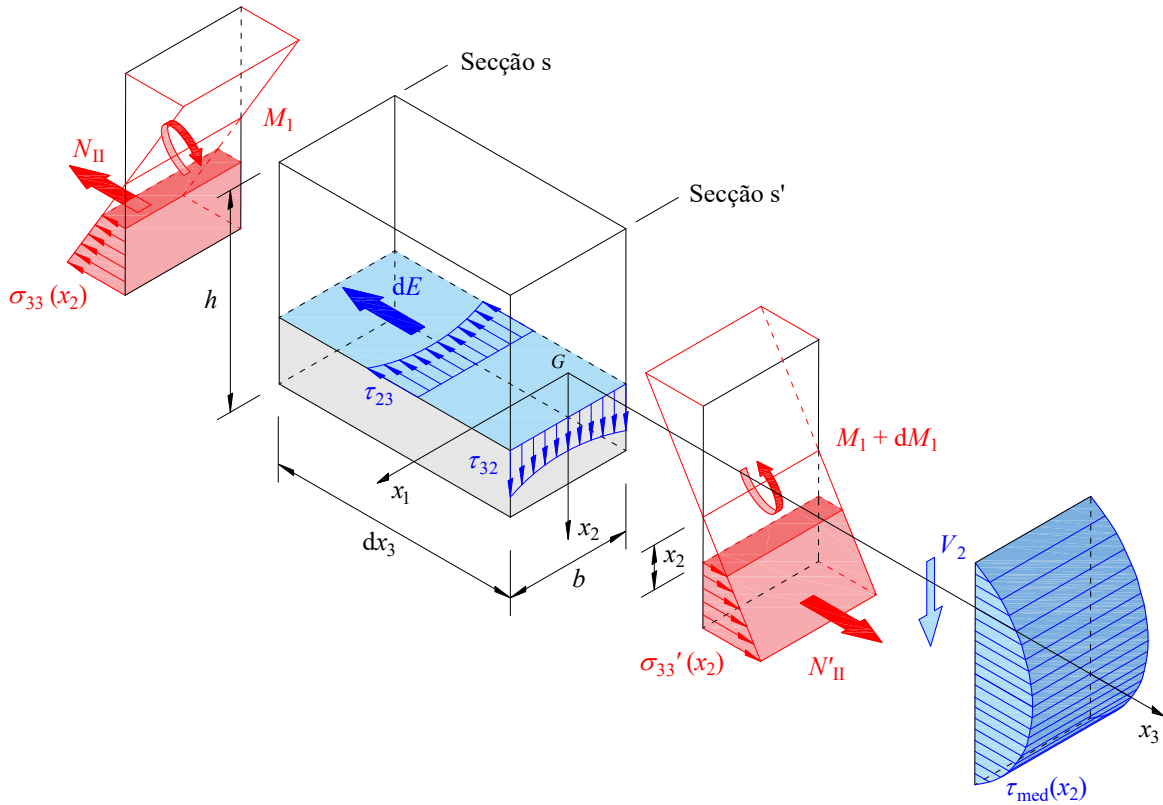


Figura 2.7 – Distribuição de tensões normais e tangenciais na secção retangular de uma barra submetida a flexão simples plana.

Aplicando a expressão (2.10) a secções retangulares, obtém-se uma função parabólica para a tensão de corte média, com o seu valor máximo a meia altura da secção e com valores nulos nas extremidades:

$$\tau_{\text{med}}(x_2) = \frac{V_2}{bh} \left[\frac{3}{2} - 6 \left(\frac{x_2}{h} \right)^2 \right] \quad (2.14)$$

Esta função terá a configuração representada na Figura 2.8, tomando o seu valor máximo ao cruzar o centro de gravidade ($x_2 = 0$), dado por:

$$\tau_{\text{med}}^G = \frac{3}{2} \frac{V_2}{bh} \quad (2.15)$$

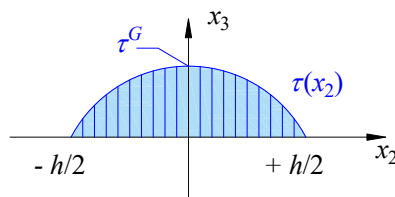


Figura 2.8 – Andamento das tensões tangenciais médias ao longo da altura da secção de uma viga retangular submetida a esforço transversal.

Na realidade, a distribuição das tensões ao longo da largura da peça não será uniforme, mas terá uma distribuição semelhante à apresentada na Figura 2.9, com as tensões máximas a ocorrerem junto às faces laterais. De acordo com teoria de elasticidade de Timoshenko & Goodier (1951), quanto menor for o coeficiente de *Poisson* e quanto maior for o rácio entre a altura h e a largura b da secção, mais uniforme será a distribuição das tensões tangenciais ao longo da largura da peça. A partir de um rácio $h/b = 4$, pode-se considerar que estas tensões têm um valor constante. Além disso, no caso hipotético de se ter um coeficiente de *Poisson* nulo, estas seriam efetivamente uniformes.

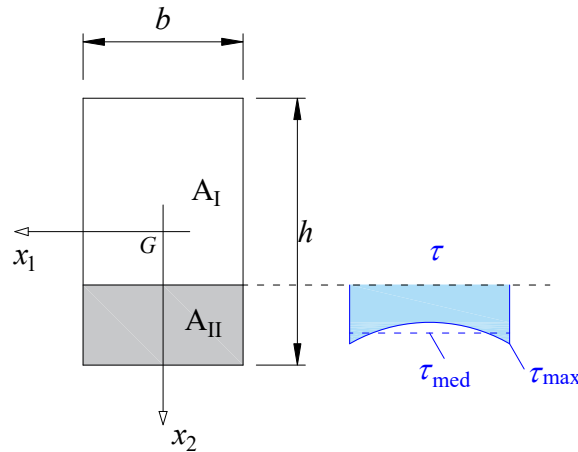


Figura 2.9 – Distribuição real das tensões tangenciais ao longo da largura da secção de uma viga retangular submetida a esforço transversal.

2.1.2. Secções não homogéneas em regime linear

A necessidade de contabilizar as tensões de corte longitudinais em elementos lineares surge tipicamente no contexto de secções não homogéneas, resultantes da adição de uma nova camada de betão sobre uma camada de betão existente. Para os casos em que estes dois betões apresentam propriedades distintas, nomeadamente no que se refere aos seus módulos de elasticidade, dever-se-á ter em conta a diferente distribuição de tensões longitudinais na análise da secção, da qual resulta uma diferente distribuição das tensões de corte, como se ilustra para um exemplo de uma secção retangular na Figura 2.10.

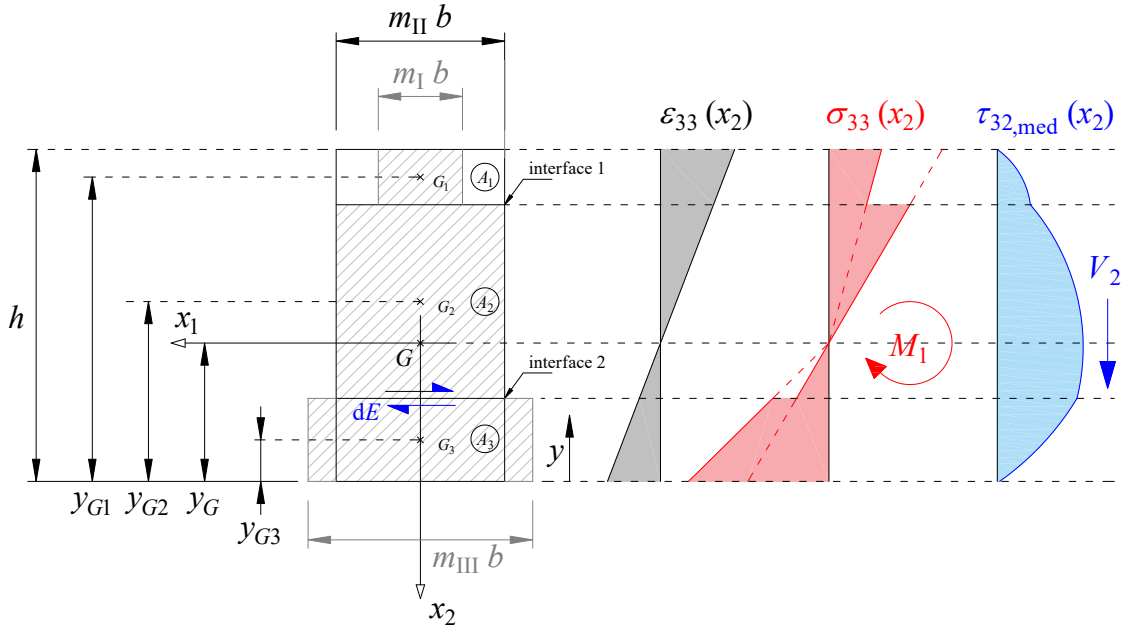


Figura 2.10 – Distribuição das extensões longitudinais, das tensões normais e das tensões de corte médias ao longo de uma secção retangular composta por diversos materiais.

Para esta análise é muito útil recorrer ao processo de homogeneização da secção, através do qual esta é tomada como uma secção homogénea equivalente, com um módulo de elasticidade, E , em que a largura de cada uma das diferentes partes (constituídas por um dado material elástico linear com módulo de elasticidade, E_i) é multiplicada por um coeficiente de homogeneização m_i , dado por:

$$m_i = \frac{E_i}{E} \quad (2.16)$$

Assim, a secção equivalente resultante (ilustrada a tracejado no exemplo da Figura 2.10) terá uma área e um momento de inércia de secção homogeneizada, dados pela soma das respectivas áreas homogeneizadas, $A_{i,\text{hom}}$, e momentos de inércia homogeneizados relativos ao centro de rigidez G da secção total, $I_{i,\text{hom}}^G$:

$$A_{\text{hom}} = \sum_{i=1}^n A_{i,\text{hom}} = \sum_{i=1}^n m_i A_i \quad (2.17)$$

$$I_{\text{hom}}^G = \sum_{i=1}^n I_{i,\text{hom}}^G = \sum_{i=1}^n m_i I_i^G = \sum_{i=1}^n m_i \left[I_i^o + A_i (y_{Gi} - y_G)^2 \right] \quad (2.18)$$

Considerando uma secção constituída por n partes de diferentes materiais, a cada uma parte de índice i corresponde uma área A_i , um momento de inércia I_i^o e uma distância y_{Gi} do respetivo centro de rigidez (ponto G_i) à origem de um referencial auxiliar. Tomando este referencial auxiliar,

a posição do centro de rigidez (ponto G , atravessado pelo eixo neutro) da secção total poderá ser determinada por:

$$y_G = \frac{\sum_{i=1}^n y_{Gi} A_{i,\text{hom}}}{A_{\text{hom}}} \quad (2.19)$$

Mantendo as hipóteses do caso anterior (secção em flexão plana constituída por partes perfeitamente aderentes e simetricamente dispostas em torno do plano de solicitação), a distribuição da extensão longitudinal será linear, tomando o valor nulo ao nível do eixo neutro que passa no centro de rigidez, e dada por:

$$\varepsilon_{33} = \frac{M_1}{E I_{\text{hom}}} x_2 \quad (2.20)$$

Já a distribuição das tensões longitudinais irá variar conforme o módulo de elasticidade de cada uma das partes (ver Figura 2.10):

$$\sigma_{33} = \varepsilon_{33} E_i = m_i \frac{M_1}{I_{\text{hom}}} x_2 \quad (2.21)$$

Aplicando a mesma formulação apresentada anteriormente para as secções homogéneas, a força de corte longitudinal que se opõe ao escorregamento em cada uma das interfaces, será obtida a partir da resultante das tensões normais existentes abaixo ou acima dessa interface, do que resultou a expressão (2.5). Considerando que as n partes compostas por diferentes materiais se agrupam em n_I partes acima da interface e n_{II} partes abaixo da interface ($n = n_I + n_{II}$), então a resultante das tensões normais na área A_{II} (área abaixo da interface) será dada pelo somatório dos integrais das tensões em cada uma das n_{II} áreas A_j existentes abaixo da interface:

$$N_{II} = \int_{A_{II}} \sigma_{33} dA = \frac{M_1}{I_1} \sum_{j=1}^{n_{II}} \left[m_j \int_{A_j} x_2 dA \right] \quad (2.22)$$

O correspondente esforço de corte longitudinal será, deste modo, dado por:

$$dE = \frac{dM_1}{I_1} \sum_{j=1}^{n_{II}} \left[m_j \int_{A_j} x_2 dA \right] \quad (2.23)$$

Verifica-se, assim, que o esforço de corte dependerá de uma grandeza que se designará por momento estático da área A_{II} homogeneizada em relação ao eixo neutro, $S_{hom}^{A_{II}}$. Este poderá ser determinado a partir das áreas e distâncias dos respectivos centros de rigidez:

$$S_{hom}^{A_{II}} = \sum_{j=1}^{n_{II}} m_j S_1^{A_j} = \sum_{j=1}^{n_{II}} \left[m_j \int_{A_j} x_2 dA \right] = \sum_{j=1}^{n_{II}} m_j A_j (y_{Gj} - y_G) \quad (2.24)$$

Deste modo, o valor médio da tensão de corte numa dada interface de largura b_i é obtido por:

$$\tau_{med} = \frac{dE}{b_i dx_3} = \frac{dM_1}{dx_3} \frac{S_{hom}^{A_{II}}}{b_i I_{hom}} = V_2 \frac{S_{hom}^{A_{II}}}{b_i I_{hom}} \quad (2.25)$$

2.1.3. Secções não homogéneas em regime não linear

Para secções submetidas a tensões normais em regime não linear, como a representada na Figura 2.11, as expressões anteriores não são válidas, uma vez que foram deduzidas partindo de uma relação de proporção direta entre as tensões e a distância ao eixo neutro. Geralmente os elementos estruturais em betão armado encontram-se em estado fendilhado, o que implica que as suas secções se encontram em regime não linear, pelo que se requer uma análise apropriada.

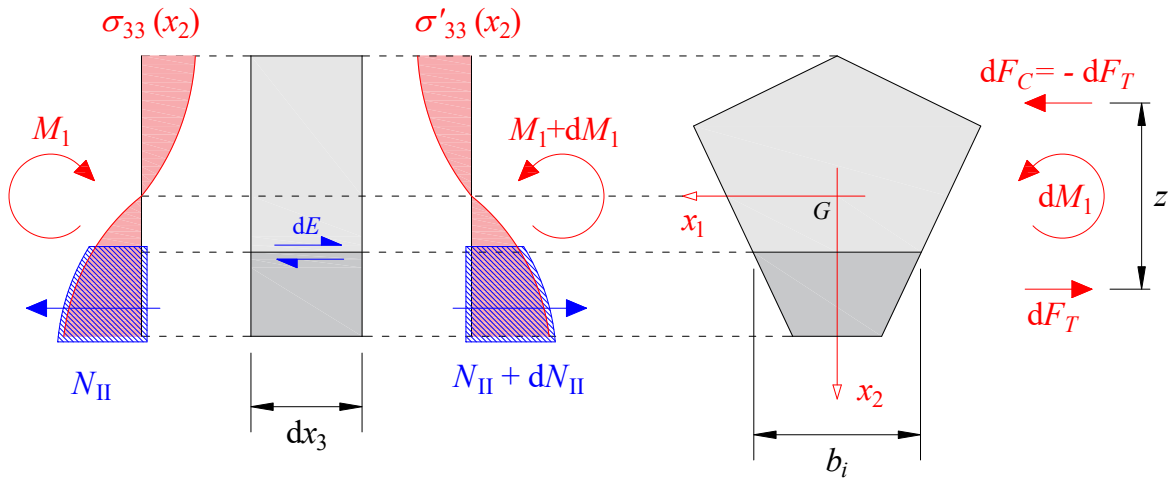


Figura 2.11 – Distribuição de tensões normais, em regime não linear, nas duas faces de um troço de barra infinitesimal e consequente esforço de corte longitudinal.

Para a determinação da tensão tangencial numa interface de uma peça fendilhada, a abordagem pode partir da relação estabelecida anteriormente, traduzida pela expressão (2.9), na qual se considerou que o valor médio desta tensão corresponde ao esforço de corte longitudinal que se opõe ao escorregamento rasante, dE , por unidade de área (unidade de comprimento dx_3 por largura de interface b_i):

$$\tau_{\text{med}} = \frac{dE}{b_i dx_3} \quad (2.26)$$

A dificuldade adicional surge na quantificação do corte longitudinal, dE , o qual, como visto anteriormente, resultará da variação da resultante das tensões acima ou abaixo da interface:

$$dE = N'_{\text{II}} - N_{\text{II}} = N_{\text{II}} + dN_{\text{II}} - N_{\text{II}} = dN_{\text{II}} \quad (2.27)$$

Esta variação de tensões, por sua vez, dependerá da variação do momento fletor dM_1 ao longo do troço infinitesimal dx_3 . Uma abordagem que permite simplificar o cálculo das tensões de corte em elementos submetidos a flexão plana, consiste em desprezar a eventual variação do braço do binário de forças de que resulta o momento fletor. Considerando este braço com um comprimento de valor z constante, a variação das tensões de compressão na secção, dF_C , e de tração, dF_T , será:

$$dF_T = -dF_C = dF = \frac{dM_1}{z} \quad (2.28)$$

Definindo como β o coeficiente entre dN_{II} (variação de tensão existente no troço isolado, abaixo ou acima da interface) e a variação de tensão das forças do binário dF , tem-se:

$$\beta = \frac{dN_{\text{II}}}{dF} \quad (2.29)$$

Relacionando as expressões anteriores, o esforço de corte longitudinal será dado por:

$$dE = dN_{\text{II}} = \beta dF = \beta \frac{dM_1}{z} = \beta \frac{V_2 dx_3}{z} \quad (2.30)$$

Substituindo este valor na expressão (2.26), tem-se, para a tensão tangencial:

$$\tau_{\text{med}} = \beta \frac{V_2}{z b_i} \quad (2.31)$$

Esta é a fórmula que surge em diversos códigos para a determinação da tensão de corte longitudinal em interfaces de betão de diferentes idades, como na secção 7.3.3.6 do *fib Model Code* 2010 [*fib* (2013)] e no ponto 6.2.5 do Eurocódigo 2 [CEN (2010)]. Nestes códigos a definição do coeficiente β resulta ainda de uma simplificação adicional: considera-se que a proporção entre os valores diferenciais das tensões se mantém, face aos respetivos valores das tensões na secção em cálculo. Deste modo, definindo N_{ad} , como o esforço longitudinal na secção de betão adicionado e

F , o esforço longitudinal total na zona de compressão (ou de tração, que terá igual valor), considera-se:

$$\beta = \frac{dN_{II}}{dF} \approx \frac{N_{ad}}{F} \quad (2.32)$$

Esta aproximação nem sempre é válida, como é o caso, por exemplo, das secções em que toda a porção de betão adicionado se encontre em estado fendilhado, o que implica que não haverá variação de tensões nessa zona (dN_{II} será igual a zero).

Efetuada uma avaliação conservativa de uma viga de betão armado genérica em flexão plana, poder-se-á considerar para toda a secção um valor de $\beta = 1$, que corresponde à situação de tensão tangencial máxima, que ocorre no eixo neutro. Se, como é usual, se desprezar as tensões de tração no betão, este será também o caso de qualquer interface que se encontre entre o eixo neutro e as armaduras em tração. Pelo contrário, o coeficiente β será inferior a 1 em interfaces localizadas na zona de compressão do betão e em interfaces localizadas na zona de tração existente para lá da fiada de armaduras mais próximas do eixo neutro. Na Figura 2.12 exemplifica-se uma situação genérica que engloba as duas situações.

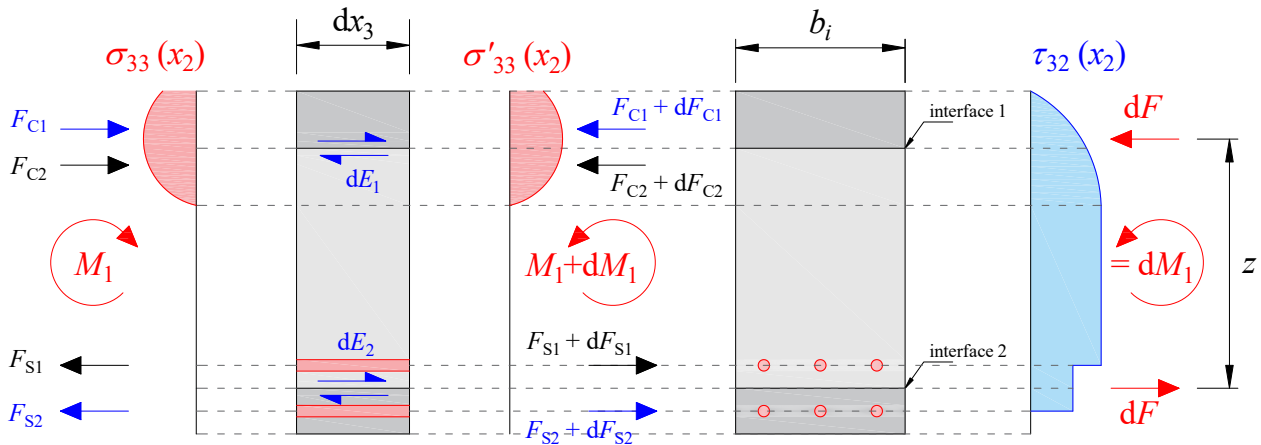


Figura 2.12 – Distribuição de tensões normais, em regime não linear, para determinação da tensão de corte atuante em interfaces na zona de compressão e de tração.

Conforme a localização da interface em questão, será necessário distinguir a resultante das tensões longitudinais existentes na camada de betão adicionada, N_{ad} , da força F do binário, dada por:

$$F = \frac{M_1}{z} = F_{C1} + F_{C2} = F_{S1} + F_{S2} \quad (2.33)$$

Para o caso de a interface estar localizada na zona de compressões do betão, o coeficiente β dependerá da resultante do diagrama de tensões de compressão acima da interface 1 da Figura 2.12, F_{C1} , e será dado por:

$$\beta_1 = \frac{dN_{II}}{dF} = \frac{dF_{C1}}{dF} \approx \frac{N_{ad}}{F} = \frac{F_{C1}}{F} \quad (2.34)$$

No caso de a interface estar na zona de tração, será necessário distinguir a força de tração, F_{S1} , presente nas armaduras da secção original, da força de tração, F_{S2} , nas armaduras do betão adicionado. Para a interface 2 da Figura 2.12, localizada entre as duas fiadas de armaduras, o coeficiente β será obtido por:

$$\beta_2 = \frac{dN_{II}}{dF} = \frac{dF_{S2}}{dF} \approx \frac{N_{ad}}{F} = \frac{F_{S2}}{F_{S1} + F_{S2}} \quad (2.35)$$

De modo a simplificar ainda mais a análise deste tipo de situações, se as armaduras tiverem características semelhantes e a distância entre estas duas fiadas for diminuta, poder-se-á considerar que as tensões σ_{S1} e σ_{S2} são iguais, pelo que:

$$\beta_2 = \frac{F_{S2}}{F_{S1} + F_{S2}} = \frac{\sigma_{S2} A_{S2}}{\sigma_{S1} A_{S1} + \sigma_{S2} A_{S2}} \approx \frac{A_{S2}}{A_{S1} + A_{S2}} \quad (2.36)$$

2.2. Determinação da resistência ao corte longitudinal

O problema da determinação da tensão resistente ao corte longitudinal na interface entre camadas de betão de diferentes idades reveste-se de uma complexidade particular pelo facto de não se tratar de um meio homogéneo e contínuo. Desta característica resulta que são numerosos os parâmetros que determinam esta resistência e que, ao longo das últimas décadas, tenham sido muitas e muito diversificadas as abordagens a este problema. Inclusivamente, tanto na regulamentação existente, como na bibliografia da especialidade, são propostas expressões significativamente diferentes para a sua determinação.

Os principais parâmetros que entram em jogo na transmissão do corte longitudinal entre duas camadas de betão ligadas com armaduras, são os seguintes: (i) rugosidade da superfície da interface, (ii) resistência dos materiais que constituem cada uma das duas camadas, (iii) resistência do aço das armaduras, (iv) geometria das armaduras, (v) ângulo das armaduras com a interface e (vi) tensão normal aplicada na interface. Existem outros fatores que se demonstrou terem influência na

resistência ao corte longitudinal, mas que ainda não são contemplados nas expressões de cálculo existentes, como a história do carregamento, a fendilhação do betão e a retração diferencial entre as camadas de betão derivada das condições de cura (temperatura e humidade relativa) das duas camadas [Santos & Júlio (2010)]. Acrescente-se também que nessas expressões só é tomada em conta a menor de entre as resistências do betão das duas camadas, por se considerar que é a determinante para a rotura. No entanto, de acordo com um estudo efetuado por Júlio *et al.* (2006), a resistência da outra camada também afeta a transmissão de esforços, devido à rigidez diferencial entre as camadas que essa diferença acarreta.

A estes parâmetros poder-se-ão acrescentar os diversos fatores de que depende a conveniente ancoragem das armaduras que atravessam a interface, quer se trate de varões de aço, quer de conetores metálicos. Tipicamente, no caso de recurso a conetores instalados na camada antiga, previamente à execução da nova camada, há que ter em conta variáveis como: o comprimento de ancoragem, a proximidade entre conetores e a distância dos conetores aos bordos, a presença de armaduras nas zonas de ancoragem, a aderência dos conetores ao betão, nomeadamente a aderência dos conetores ao agente de ligação e a aderência deste ao betão, e a geometria da ancoragem dos conetores.

Podem-se considerar quatro mecanismos separados envolvidos na resistência ao corte longitudinal: (i) adesão, (ii) imbricamento mecânico, (iii) atrito e (iv) efeito de ferrolho. Em seguida descreve-se cada um destes mecanismos com o correspondente desenvolvimento histórico de expressões de cálculo. Os mecanismos envolvidos ocorrem em diferentes fases do carregamento, sendo cada um destes mobilizado para um determinado deslocamento relativo entre as superfícies da ligação. Por este motivo, a resistência total não consiste na simples soma algébrica da resistência proporcionada por cada um dos quatro mecanismos, tornando, assim, a sua previsão mais complexa.

2.2.1. Mecanismos da adesão e imbricamento mecânico

O mecanismo de adesão¹ é originado pelas ligações químicas e físicas intermoleculares, designadas por forças de Van der Waals, entre as partículas do novo e do antigo betão ou entre o

¹ Na bibliografia surge também a designação deste mecanismo como coesão. Geralmente o seu significado é equivalente ao da adesão, mas aplicado a peças betonadas de forma monolítica. No caso das estruturas de betão, a coesão é originada pela resistência interna que advém da ligação das moléculas do material.

agente de ligação (cola, argamassa ou outro elemento de ligação do mesmo tipo) e o betão adjacente [Randl (2013)]. Ao ser atingida a capacidade resistente máxima, as partes desligam-se e a transferência do corte longitudinal passa a ser mecânica. Tipicamente, trata-se de um mecanismo rígido com deslizamentos reduzidos, inferiores a 0,05 mm. A ligação entre as partes por adesão depende em larga medida da forma como é executada a junta. É especialmente sensível à presença de qualquer contaminação na superfície, pelo que requer que se garanta que não estejam presentes partículas prejudiciais à colagem, como resíduos de óleo, vestígios de areia, partículas de cimento ou sujidade. Este aspeto acarreta o risco de poder constituir uma autêntica barreira ao adequado comportamento da junta, podendo ficar a adesão inteiramente perdida, mesmo em juntas bem dimensionadas e convenientemente executadas. Por este motivo, na prática, só se pode contar com este mecanismo em situações nas quais a força de corte longitudinal seja reduzida [fib (2008)].

Um outro mecanismo diferente do da adesão, mas dificilmente distinguível deste por observação, é o imbricamento mecânico. Este mecanismo resulta da irregularidade do contorno das superfícies da qual pode resultar um enganchamento mecânico. Nomeadamente, em superfícies tratadas com jato de água ou jato de areia dá-se a remoção das partículas mais pequenas, deixando os agregados expostos e salientes, de onde resulta um imbricamento significativo mesmo para deslizamentos superiores a 0,05 mm, correspondendo a uma fase em que a resistência da ligação por adesão já está perdida. Este mecanismo vai diminuindo com o aumento progressivo do deslizamento.

O efeito do imbricamento mecânico tem um comportamento rígido, de forma que uma vez atingida a capacidade resistente das saliências (por corte na base da própria saliência ou por esmagamento local nas áreas de maior contacto), dá-se um deslizamento ao longo da junta associado a uma transferência do corte longitudinal anteriormente suportado pelo imbricamento para uma nova fase suportada pelo atrito ao longo da superfície de corte resultante.

Numa ligação submetida a corte longitudinal, em que não estejam presentes armaduras a atravessar a interface e sem qualquer compressão imposta sobre esta, os únicos mecanismos envolvidos são o da adesão e do imbricamento mecânico. Para este caso, no guia de boas práticas de dimensionamento *fib Bulletin 43* [fib (2008)] para ligações estruturais de estruturas pré-fabricadas de betão, indicam-se os seguintes valores aproximados e representativos da resistência ao corte longitudinal: entre 1,5 e 2,5 MPa para interfaces rugosas (como por exemplo as obtidas por aplicação de jato de areia) e entre 2,5 e 3,5 MPa para interfaces muito rugosas (como as obtidas por aplicação de hidrodecapagem). Estes valores são aproximados e válidos para camadas de betão com

resistência à compressão (valor característico), f_{ck} , igual ou inferior a 50 MPa e com as superfícies devidamente limpas e preparadas.

Mais à frente é apresentada a evolução histórica das expressões de cálculo para a determinação da resistência de ligações submetidas ao corte longitudinal. Nas primeiras expressões [Anderson (1960), Hanson (1960), Birkeland & Birkeland (1966)], verifica-se que o mecanismo de adesão não era tido em conta ou era contabilizado de forma indissociável no mecanismo de atrito. É com Mattock e Hawkins [Mattock & Hawkins (1972)] que começa a ser feita uma clara distinção destes mecanismos. Surgiram numerosas expressões empíricas em trabalhos de investigação e regulamentos para quantificar a parcela da tensão de corte longitudinal correspondente ao mecanismo por adesão, c , geralmente em função da tensão de rotura do betão à compressão, f_c . Estas têm como substrato comum uma função de potência de base f_c e expoente n , multiplicados por um coeficiente de adesão c_a , tendo sido propostos diversos valores para o expoente n e para o coeficiente c_a :

$$c = c_a f_c^n \quad (2.37)$$

Numa escala de maior dimensão, o mecanismo do imbricamento mecânico também pode ser produzido através de superfícies indentadas, obtidas por betonagem sobre moldes perfilados trapezoidais. Em estruturas pré-fabricadas são utilizadas peças providas de saliências para resistir ao corte longitudinal, designadas por *shear keys*, que impedem que haja deslizamento significativo ao longo das juntas. A resistência das *shear keys* depende da resistência do betão nestas saliências, do seu comprimento, profundidade e espaçamento e do ângulo das suas superfícies em relação à interface.

2.2.2. Mecanismo de atrito

O mecanismo de atrito é produzido em função da compressão sobre a interface e só é mobilizado caso esta força de compressão esteja presente. Quando há deslocamento relativo, desaparecendo a adesão, a rugosidade provoca uma reação de atrito no sentido contrário ao do deslocamento, que será tanto maior quanto maior for a força de compressão sobre a interface. Esta compressão poderá decorrer de duas proveniências distintas: (i) ações externas, aplicadas de forma a comprimir a interface, e/ou (ii) elementos de ligação que atravessam a interface que, ao ocorrer deslocamento relativo das superfícies da interface, ficam tracionadas, devido à rugosidade da interface (Figura 2.13).

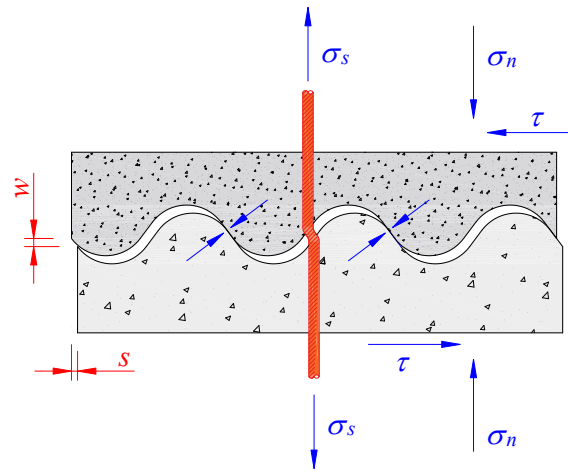


Figura 2.13 – Fenómeno de corte-atrito na transmissão de esforços na interface.

A compressão proveniente de ações externas, σ_n , contabilizável para o mecanismo de atrito, corresponderá à componente perpendicular à interface das forças externas permanentes que estejam presentes. Um exemplo deste tipo de ação é o da compressão permanente sobre juntas horizontais em vigas pré-fabricadas com laje betonada *in situ*, devido ao peso próprio desta e às ações permanentes nela aplicadas.

A força de compressão originada pelas armaduras, como varões de aço ou conetores, apenas é significativa se a superfície apresentar uma rugosidade tal, que o deslizamento provoque a abertura da junta. Deste modo, os elementos de ligação ficarão sujeitos a uma tensão de tração, σ_s , como ilustrado na Figura 2.13. Esta força de tração terá de ser equilibrada por uma força de compressão perpendicular à interface entre as partes da peça. Por sua vez, esta compressão, que é gerada à medida que o deslocamento aumenta, origina um atrito crescente. Este é o fenómeno subjacente à teoria do corte-atrito, proposta por Birkeland & Birkeland (1966).

A teoria do corte-atrito baseia-se num modelo designado como “*saw-tooth model*” (modelo de serrote), que apresenta a grande vantagem de modelar a junta de uma forma simples e dar origem a resultados com boa precisão. O *saw-tooth model*, como ilustrado na Figura 2.14, modela a interface tomando uma forma geométrica com a qual a tensão de corte longitudinal atuante, τ , ao mesmo tempo que produz um deslocamento longitudinal, s , paralelo à superfície das camadas, provoca igualmente a abertura da junta, o que gera tração nas armaduras (conetores ou varões de aço) que a atravessam. Designa-se por dilatância, w , o afastamento perpendicular à interface, que ocorre entre as duas camadas, devido à rugosidade. As armaduras tracionadas impedem as camadas

de se separar, criando, por sua vez, forças de aperto² de uma camada contra a outra. Esta compressão na ligação dá lugar a que se desenvolvam forças de atrito.

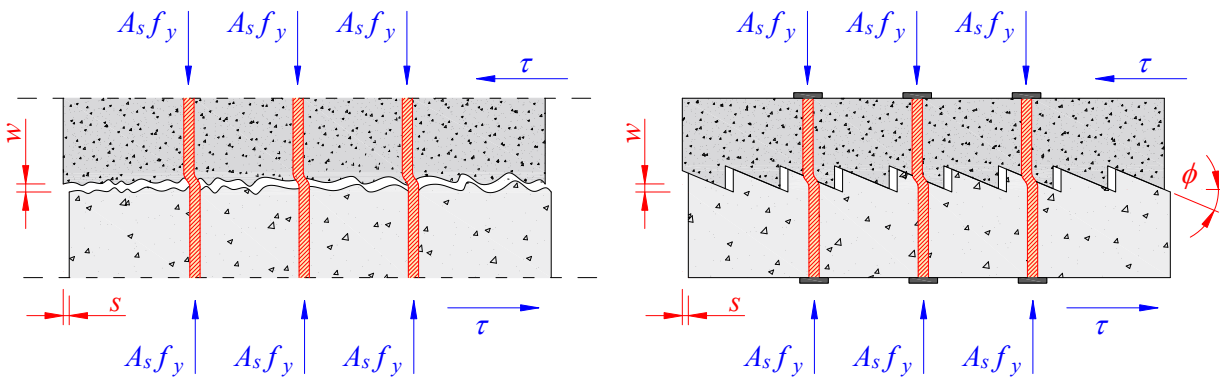


Figura 2.14 – Situação real e correspondente modelo de serrote (*saw-tooth model*) em que se baseia a teoria do corte-atrito.

O modelo da teoria do corte-atrito apenas considera explicitamente o mecanismo de atrito. Considera-se que a compressão na interface é originada pela armadura de ligação em tração, causada pela dilatação associada ao deslocamento relativo entre camadas, mobilizando, deste modo, o atrito cuja força equilibra o corte longitudinal. A capacidade resistente máxima deste mecanismo é atingida quando armadura de ligação atinge a tensão cedência, pelo que a força de aperto gera uma compressão no betão por unidade de área da interface, σ_c , dada por:

$$\sigma_c = \frac{\Sigma A_s f_y}{A_{ci}} \quad (2.38)$$

sendo:

A_s – área de secção das armaduras que atravessam a interface;

A_{ci} – área da interface;

f_y – tensão de cedência do aço.

A resistência ao corte longitudinal, que advém do atrito, depende do ângulo de atrito ϕ , traduzido pela inclinação dos dentes no modelo de serrote (Figura 2.15). Este ângulo de atrito resulta

² Na literatura em língua inglesa estas forças de aperto são habitualmente designadas por *clamping forces*.

da rugosidade presente na interface, a que corresponde, por sua vez, um coeficiente de atrito μ , dado por:

$$\mu = \tan \phi \quad (2.39)$$

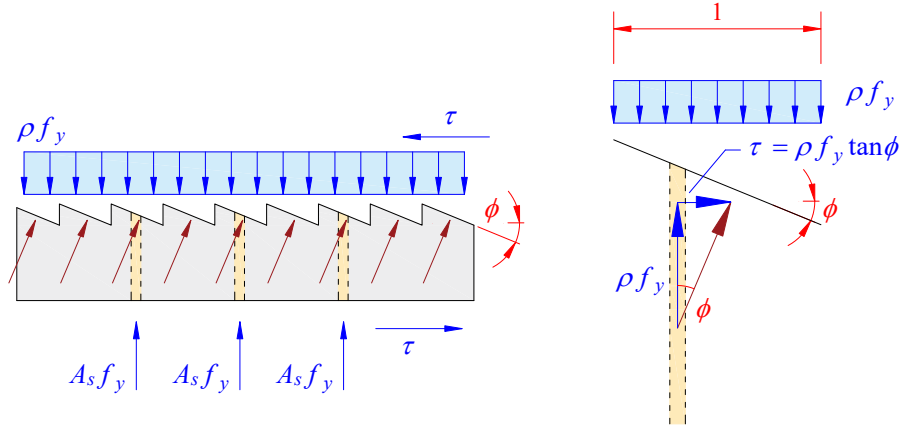


Figura 2.15 – Diagrama de corpo livre do modelo de serrote e equilíbrio de forças na interface num troço unitário.

A tensão resistente, τ_u , de uma interface submetida a corte longitudinal pode, assim, ser determinada por:

$$\tau_u = \rho f_y \mu \quad (2.40)$$

sendo ρ o rácio entre a área total de aço que atravessa a interface, ΣA_s , e a área desta, A_{ci} :

$$\rho = \Sigma A_s / A_{ci} \quad (2.41)$$

Caso estejam presentes forças de compressão externas, σ_n , perpendiculares à interface, a tensão de compressão no betão fica:

$$\sigma_c = \sigma_n + \rho f_y \quad (2.42)$$

pelo que, do atrito criado pelas forças de aperto, gera-se uma tensão resistente ao corte longitudinal de:

$$\tau_u = (\sigma_n + \rho f_y) \mu \quad (2.43)$$

Um outro parâmetro não desprezável é o da inclinação das armaduras, que poderá implicar um aumento da contribuição destas na tensão resistente ou, pelo contrário, uma redução, conforme o sentido da força de corte a considerar. Definindo α como o ângulo entre as armaduras e a direção da força de corte, a decomposição da reação das armaduras no diagrama de corpo livre será feita de acordo com o representado na Figura 2.16, do que resulta que a tensão de corte longitudinal resistente será dada pela soma das seguintes parcelas:

$$\tau_u = \rho f_y \cos \alpha + \mu \rho f_y \sin \alpha \quad (2.44)$$

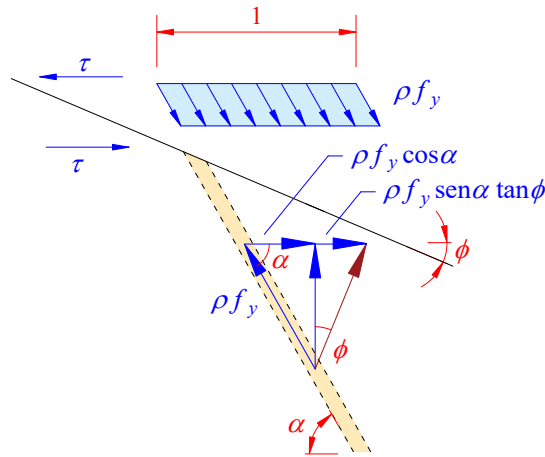


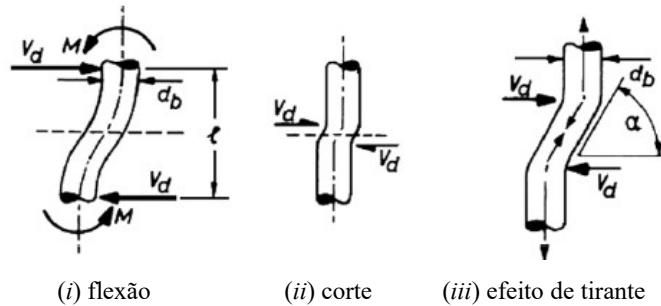
Figura 2.16 – Diagrama de corpo livre e equilíbrio de forças para armaduras inclinadas.

A primeira parcela tomará um valor negativo quando o ângulo α for superior a 90° , o que corresponde ao caso em que a inclinação das armaduras reduz a resistência ao corte longitudinal. Deste modo, importa ter em consideração o sentido da força na definição do valor de α , conforme representado na Figura 2.16.

2.2.3. Mecanismo de efeito de ferrolho

O efeito de ferrolho é o mecanismo que surge pela deformação das armaduras ancoradas nas duas camadas de uma junta submetida a corte longitudinal. Este efeito vai sendo progressivamente transmitido pela combinação de corte e flexão das armaduras, à medida que ocorre o deslizamento entre camadas. Este deslizamento por corte longitudinal leva a um deslocamento lateral relativo entre os extremos superior e inferior da armadura, induzindo tensões por flexão nestas, aos quais se sobrepõem forças de tração devido à abertura da junta. Estas forças de tração não permitem que seja atingida a totalidade da resistência à flexão resultante do momento plástico desenvolvido na armadura. A resistência proporcionada pela flexão das armaduras atinge o seu valor máximo para deslizamentos da ordem de 0,1 a 0,2 vezes o diâmetro destes [Randl (2013)]. À medida que os deslizamentos aumentam, é possível distinguir três ações no efeito de ferrolho (Figura 2.17), de acordo com Paulay *et al.* (1974) [apud Randl (2007)]: (i) flexão nas armaduras, (ii) resistência destas ao corte puro e (iii) efeito de tirante, designado na literatura de língua inglesa como *kinking effect*. Devido a este último, a inclinação crescente da armadura proporciona uma contribuição na resistência ao corte longitudinal que advém da componente horizontal da força de tração no elemento de ligação. Deste modo se explica porque o efeito de ferrolho é um mecanismo cuja resistência aumenta com o deslizamento, mesmo depois de ocorrer a plastificação das armaduras à

flexão. No entanto, não se pode contar com a elevada capacidade resistente que este efeito de tirante confere, uma vez que a sua rotura está associada a deslizamentos muito elevados.



(i) flexão

(ii) corte

(iii) efeito de tirante

Figura 2.17 – Representação das ações que entram no mecanismo do efeito de ferrolho.

(figura retirada de [Paulay *et al.* (1974)])

Numa ligação efetuada por efeito de ferrolho poderão ocorrer os seguintes modos de rotura [fib (2008)]:

- i. Rotura ao corte da armadura. Geralmente este modo não é condicionante devido à limitada capacidade do betão em absorver as elevadas pressões que advêm do contacto com as armaduras ao corte. Para a determinação deste limite de resistência adota-se o critério de cedência de von Mises para o corte puro:

$$V_{R,s} = \frac{1}{\sqrt{3}} f_y A_s \quad (2.45)$$

- ii. Rotura por fendilhação (*splitting*) com destacamento do betão. O contacto do aço submetido ao efeito de ferrolho com o betão adjacente provoca neste uma reação localizada com forças de compressão elevadas. Por este facto, pode ocorrer uma fendilhação progressiva a partir desta zona de contacto que resulta na separação de uma parcela da peça de betão, com a consequente rotura da ligação. Para o cálculo das forças internas que se geram no betão e que tendem a criar fendilhação, poderá ser utilizado o método das escoras e tirantes. O controlo da resistência à rotura por *splitting* poderá ser conseguido garantindo determinadas distâncias dos ferrolhos aos bordos e entre estes, ou provendo as peças com armaduras que absorvam as referidas forças internas.
- iii. Rotura à flexão da armadura. Esta ocorre por combinação de rotura na armadura e rotura no betão. Com o esmagamento localizado do betão comprimido na zona de contacto com a armadura, possibilita-se que esta entre em flexão. Considera-se que a rotura por flexão se dá quando a armadura atinge o máximo da sua capacidade plástica, i.e., quando se forma uma rótula plástica numa determinada secção.

Para a determinação da resistência ao corte longitudinal por efeito de ferrolho, com rotura por flexão da armadura, poderá servir de base o modelo estrutural ilustrado na Figura 2.18, em que se representa o efeito de uma força de corte, V_{dowel} , aplicada numa armadura no ponto em que esta atravessa a interface e no momento em que é formada a rótula plástica. A tensão de compressão do betão ao longo do comprimento entre a face da peça e a profundidade, x_0 , onde se forma a rótula plástica, pode-se assumir como uniformemente distribuída. Esta tensão uniforme equivalente, q_c , resulta da adoção da teoria da plasticidade aplicada também ao betão: o ferrolho sujeito ao corte submete o betão a elevadas tensões locais, f_c^* , que atingem valores muito superiores ao da resistência à compressão uniaxial do betão, f_c , (segundo um coeficiente, β_c^* , dependente das características do betão) uma vez que se forma um estado tri-axial de tensões:

$$f_c^* = \beta_c^* f_c \quad (2.46)$$

Deste modo, a reação q_c do betão por unidade de comprimento ao longo de um ferrolho com diâmetro d , pode ser dada por:

$$q_c = f_c^* d = \beta_c^* f_c d \quad (2.47)$$

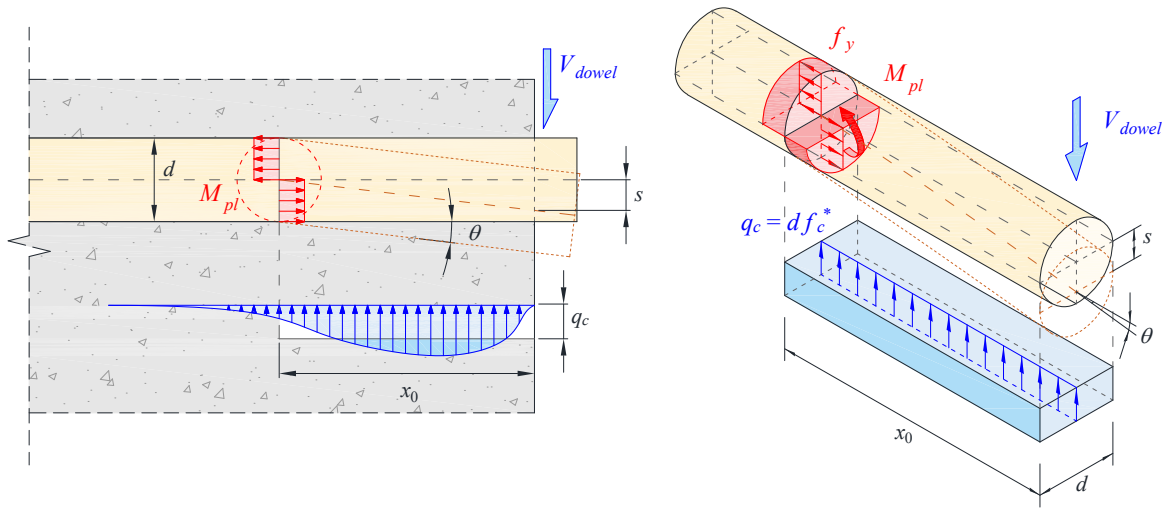


Figura 2.18 – Distribuição de tensões na rotura por efeito de ferrolho.

Na rotura, o momento fletor na secção em que se forma a rótula atinge o seu valor máximo, o qual, na ausência de esforço axial, corresponde ao momento plástico da secção: $M_{\max} = M_{pl}$. A força de corte, V_{dowel} , atinge o seu valor máximo, o qual, uma vez que se está dentro do âmbito da teoria da plasticidade, será equilibrado pela tensão q_c ao longo do comprimento x_0 , i.e., entre a interface e a secção em que se forma a rótula plástica. Efetuando o equilíbrio do binário de forças de corte que se forma, com um braço igual à profundidade x_0 , com o momento fletor na secção da rótula plástica, obtém-se o seguinte sistema de equações:

$$\begin{cases} V_{dowel} = q_c x_0 \Leftrightarrow \\ M_{\max} = V_{dowel} x_0 - q_c \frac{1}{2} x_0^2 \Rightarrow \end{cases} \begin{cases} x_0 = \frac{V_{dowel}}{q_c} \\ M_{\max} = \frac{1}{2} \frac{V_{dowel}^2}{q_c} \end{cases} \quad (2.48)$$

Considerando a expressão (2.47), para a determinação da tensão q_c , e tendo ainda em conta que o momento plástico de uma secção, M_{pl} , resulta do produto do módulo de flexão plástico dessa secção, W_{pl} , pela tensão de cedência do material, f_y , tem-se, para $M_{\max} = M_{pl}$:

$$V_{dowel}^2 = 2\beta_c^* f_c d M_{pl} \Leftrightarrow V_{dowel} = \sqrt{2\beta_c^* d W_{pl}} \sqrt{f_c f_y} \quad (2.49)$$

O módulo de flexão plástico de uma secção circular cheia, de diâmetro d , resulta do produto das áreas plastificadas dos dois semicírculos pela distância dos seus baricentros relativamente ao eixo neutro, conforme ilustrado na Figura 2.19, e é dado por:

$$W_{pl} = 2 \left(\frac{\pi d^2}{8} \right) \left(\frac{2d}{3\pi} \right) = \frac{d^3}{6} \quad (2.50)$$

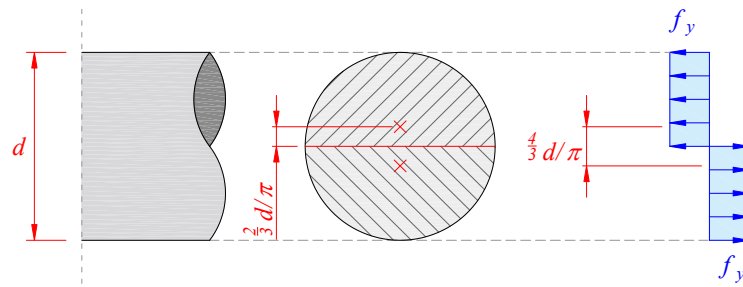


Figura 2.19 – Distribuições de tensões na rótula plástica formada no ferrolho.

A força provocada pelo efeito de ferrolho numa secção circular cheia é assim dada por:

$$V_{dowel} = \alpha_0 d^2 \sqrt{f_c f_y}, \text{ com } \alpha_0 = \sqrt{\frac{\beta_c^*}{3}} \quad (2.51)$$

Højlund-Rasmussen (1963), *apud fib* (2008), desenvolveu o modelo que serviu de base para esta expressão, que ficou conhecido como o método semi-empírico de Rasmussen. Determinou experimentalmente para o coeficiente α_0 um valor de 1,16.

Numa interface ligada com elementos ao corte, a rotura por efeito de ferrolho dá-se quando se forma uma rótula plástica nos dois lados da ligação. Conforme a resistência do betão que constitui cada uma das camadas, a ligação terá um lado mais forte e um lado mais fraco, razão pela qual as

duas rótulas não se formam simultaneamente. A carga última é alcançada com a formação da segunda rótula, i.e., a do lado mais forte, com a qual o sistema resistente torna-se um mecanismo de colapso, conforme ilustrado na Figura 2.20.

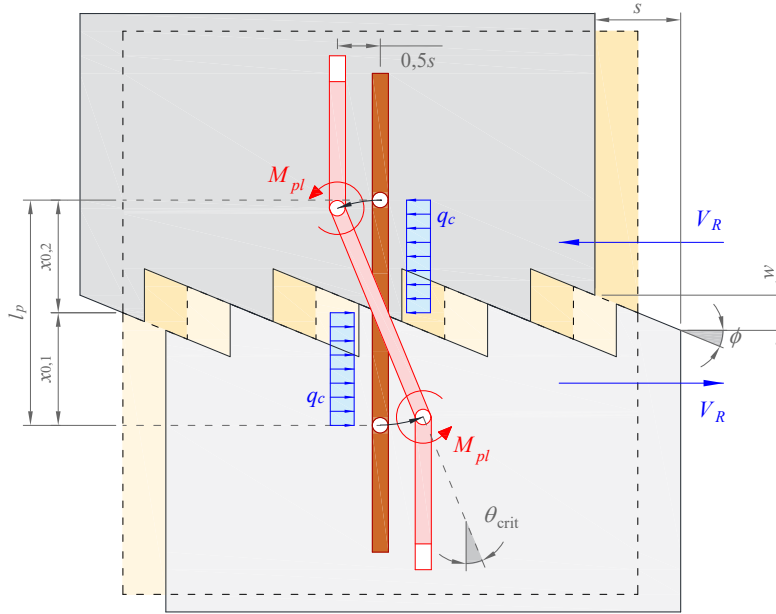


Figura 2.20 – Efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas em interfaces com armaduras sem amarração.

Quando a força de corte atinge um determinado valor, $V_{R,1}$, forma-se uma primeira rótula no lado da camada mais fraca, que se localiza à distância $x_{0,1}$ da interface:

$$V_{R,1} = \alpha_0 d^2 \sqrt{f_{c,min} f_y} \quad (2.52)$$

$$x_{0,1} = \frac{V_{R,1}}{q_{c,1}} = \frac{\alpha_0 d^2 \sqrt{f_{c,min} f_y}}{\beta_c^* f_{c,min} d} = \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,min}}} \quad (2.53)$$

Entretanto o ferrolho mantém-se com comportamento elástico no lado mais forte, permitindo que a força continue a aumentar até atingir um dado valor, $V_{R,2}$, para o qual se forma a segunda rótula plástica desse lado, gerando-se o mecanismo de rotura à distância $x_{0,2}$ da interface. Esta corresponde à máxima força de corte longitudinal entre camadas, $V_{R,dowel,max}$, que uma armadura de secção circular cheia pode transferir por efeito de ferrolho:

$$V_{R,dowel,max} = V_{R,2} = \alpha_0 d^2 \sqrt{f_{c,max} f_y} \quad (2.54)$$

$$x_{0,2} = \frac{V_{R,2}}{q_{c,2}} = \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,max}}} \quad (2.55)$$

Engström propôs um modelo semelhante ao da Figura 2.20, no qual se assume que as rótulas plásticas se formam quando a inclinação do ferrolho atinge um ângulo crítico θ_{crit} [Engström (1990), *apud fib* (2008)]. Neste modelo, assume-se que o ângulo crítico, θ_{crit} , é proporcional à curvatura que ocorre na secção crítica quando é atingida a cedência, e que é dado por:

$$\theta_{crit} = \frac{k_r f_y}{d E_s} \quad (2.56)$$

sendo k_r um fator que tem em conta a distribuição da curvatura, para o qual foi obtido experimentalmente um valor à volta de 1,75 m.

Alternativamente, o ângulo crítico pode ser determinado a partir do deslizamento na interface submetida ao corte longitudinal no momento da rotura por efeito de ferrolho, S_{crit} , com:

$$\theta_{crit} = \frac{S_{crit}}{l_p} \quad (2.57)$$

sendo l_p a distância inicial entre as rótulas, que é dada pela soma das distâncias de cada uma das rótulas à interface:

$$l_p = x_{0,1} + x_{0,2} \quad (2.58)$$

O valor de $V_{R,dowel,max}$, obtido pela expressão (2.54), é a força de corte máxima que o efeito de ferrolho permite mobilizar, o qual corresponde ao modelo da Figura 2.20, para uma interface atravessada por uma armadura sem resistência ao arrancamento. Na ausência de tensões de aderência entre a armadura e o betão, esta não irá absorver outros esforços e entra em escorregamento para se adaptar ao deslocamento imposto. Mas há que ter em conta que, idealmente, as armaduras deverão estar de tal forma ancoradas que o fenómeno do efeito de ferrolho levará a que se acrescentem tensões de tração na secção de aço, σ_s . A presença de flexão composta, introduzida por este esforço axial, reduz o momento plástico da secção para um valor de $M_{pl,red}$, dado por:

$$M_{pl,red} = W_{pl,red} f_y \quad (2.59)$$

Como ilustrado na Figura 2.21, no caso de uma secção duplamente simétrica, o módulo de flexão plástico reduzido, $W_{pl,red}$, corresponde ao de uma secção formada pela área $A_{s,red}$, existente acima do eixo neutro, e pela respetiva área simétrica em relação ao eixo da secção:

$$A_{s,red} = \left(\frac{A_s}{2} \right) \left(1 - \frac{\sigma_s}{f_y} \right) \quad (2.60)$$

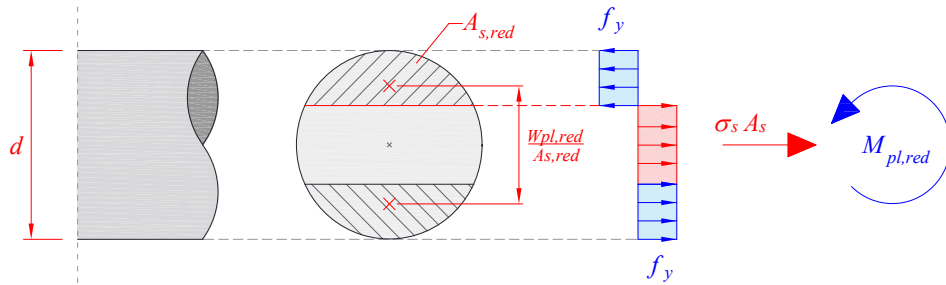


Figura 2.21 – Distribuições de tensões na rótula plástica formada no ferrolho com flexão composta.

Deste modo, havendo uma menor capacidade das armaduras para absorver flexão, a correspondente resistência proporcionada pelo efeito de ferrolho fica reduzida. Mas, por outro lado, esta mesma resistência ao corte longitudinal entre camadas é beneficiada pela força de tração proporcionada pela ancoragem, segundo a teoria do corte-atrito. A tração proveniente da resistência ao arrancamento das armaduras é equilibrada por tensões de compressão no betão, σ_c , distribuídas sobre a área A_{ci} da interface:

$$\sigma_c = (A_s \sigma_s) / A_{ci} \quad (2.61)$$

Estas, por sua vez, criam uma força de atrito proporcional, conforme o coeficiente de atrito μ da interface, como ilustrado na Figura 2.22.

$$V_{R,fr} = \tan \phi \sigma_c A_{ci} = \mu \sigma_s A_s \quad (2.62)$$

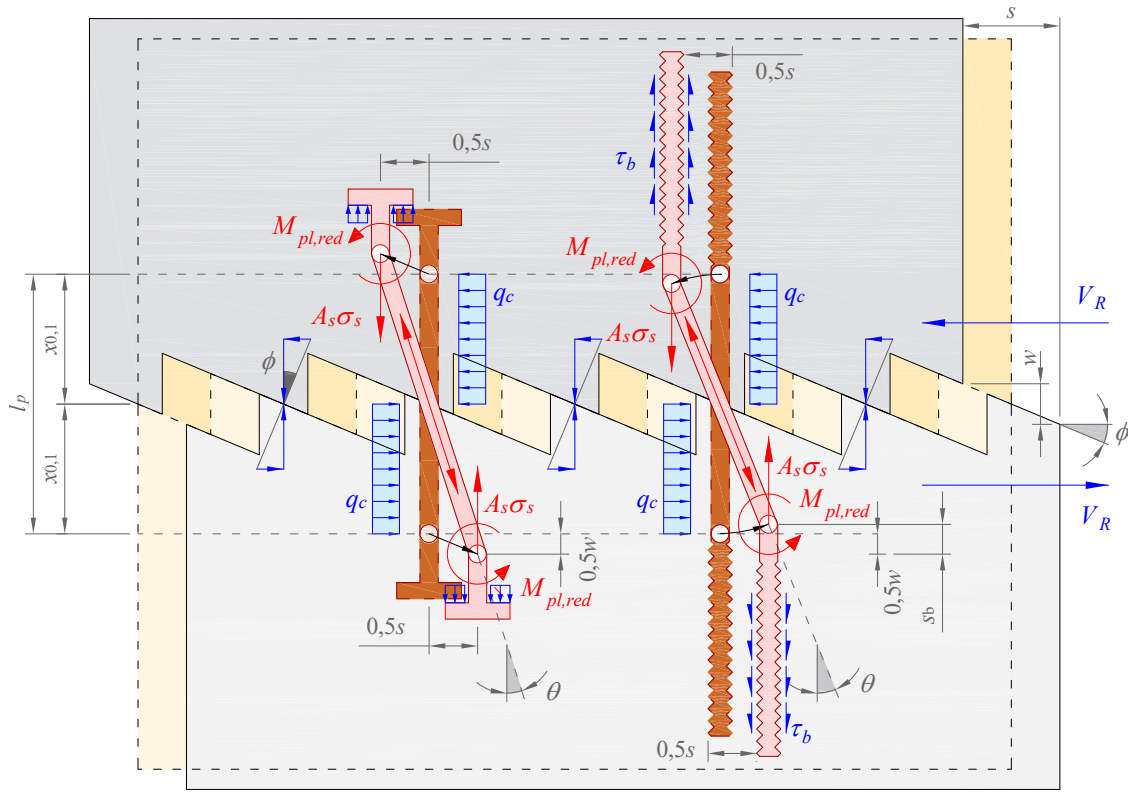


Figura 2.22 – Efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas em interfaces com armaduras com restrição axial na extremidade e com armaduras ancoradas por aderência.

No caso limite, a resistência ao arrancamento da armadura é tal que a tensão no aço, σ_s , atinge o valor de cedência, f_y , ocorrendo a plastificação do varão antes de se formarem as duas rótulas plásticas. Neste caso, a armadura contribui na sua totalidade para o mecanismo do atrito na resistência ao corte longitudinal, com uma força dada por:

$$V_{R,fr,max} = \mu f_y A_s \quad (2.63)$$

A resistência ao corte longitudinal na interface, V_R , passa a ser dada pela soma de duas componentes: (i) a resistência por efeito de ferrolho, restringida pela tensão no aço σ_s , presente no momento em que é formada a segunda rótula plástica, e (ii) a resistência relativa ao atrito, gerada pelas tensões de aperto entre as camadas, σ_c , que advêm dessa mesma tensão σ_s :

$$V_R = \sqrt{2\beta_c^* d W_{pl,red}} \sqrt{f_{c,max} f_y} + \mu \sigma_s A_s = V_{R,dowel,max} \sqrt{\frac{W_{pl,red}}{W_{pl}}} + V_{R,fr,max} \frac{\sigma_s}{f_y} \quad (2.64)$$

A tensão no aço, σ_s junto às rótulas plásticas, depende da configuração geométrica resultante do deslizamento entre as camadas, s , e do tipo de restrição axial em causa. Na representação da Figura 2.22 estão presentes duas situações que importa distinguir: (i) do lado direito, é representado

o caso em que a restrição axial é resultado da aderência entre as paredes da armadura e o betão, como é o caso dos varões de aço nervurados; nestes, a tração criada, σ_s , é função do alongamento, s_b , imposto sobre estas armaduras, e das tensões de aderência, τ_b , que se desenvolvem ao longo do varão; e (ii) do lado esquerdo, é representada a situação de uma armadura provida de dispositivos de ancoragem, como é o caso dos chumbadouros de cabeça; nestes, a restrição axial é efetuada nas extremidades e não por aderência com o betão. Com a formação das rótulas plásticas e o deslizamento por corte longitudinal das superfícies, a tensão absorvida pelos dispositivos das extremidades depende fundamentalmente do alongamento da armadura entre as rótulas plásticas.

Verifica-se, deste modo, que a redução do efeito de ferrolho criada pela restrição axial das armaduras, ocorre de forma mais significativa em interfaces rugosas, nas quais o elevado ângulo de atrito, ϕ , cria uma maior abertura da junta, definido como dilatância, w , da qual depende a tensão nas armaduras, σ_s .

Com o objetivo de aferir valores para recomendações de cálculo, foram feitos diversos estudos experimentais que serão descritos posteriormente. Em [Vintzileou & Tassios (1986)] e [Tsoukantas & Tassios (1989)] encontram-se as primeiras propostas de expressões para prever a contribuição do efeito de ferrolho na resistência ao corte longitudinal, especificamente para elementos pré-fabricados. Apenas em 1997, com Randl, surge uma expressão para o cálculo da resistência ao corte longitudinal em que aparece contemplado explicitamente o contributo do efeito de ferrolho na resistência total, juntamente com a contribuição dos mecanismos de adesão e de atrito [Randl (1997)].

2.2.4. Interação entre mecanismos

Como já referido, existe uma forte interação entre os quatro mecanismos descritos em função do deslizamento por corte longitudinal. À medida que o deslizamento entre as camadas progride, os diversos mecanismos vão atuando com diferentes intensidades. Primeiramente dá-se a rotura do mecanismo de adesão e, com o aumento do deslizamento, dá-se subitamente um decréscimo da contribuição do mecanismo de imbricamento dos agregados. Este momento corresponde à rotura das saliências destes agregados, de modo que a contribuição dos mecanismos de adesão e de imbricamento mecânico se torna progressivamente nula. Com o sucessivo aumento do deslizamento, a dilatância na interface cresce devido à rugosidade, ao que corresponde um acréscimo da resistência ao corte longitudinal entre as camadas. Este acréscimo advém do mecanismo de atrito ativado pelas armaduras tracionadas. A resistência por atrito vai estabilizando,

surgindo por seu lado a contribuição das próprias armaduras, pela sua resistência ao corte e à flexão (efeito de ferrolho). Este processo foi ilustrado de uma forma qualitativa em [Zilch & Reinecke (2000)], como se pode ver na Figura 2.23.

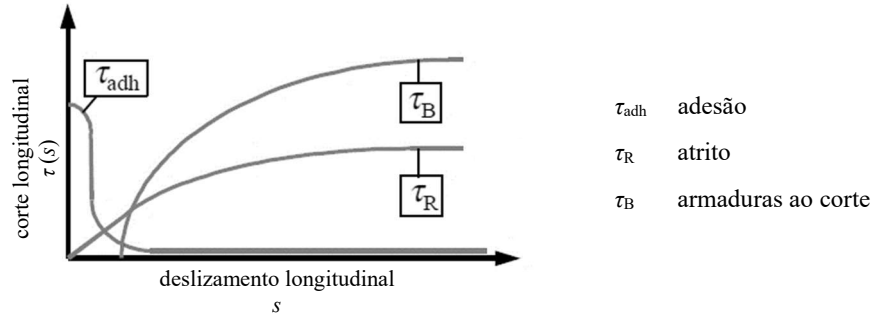


Figura 2.23 – Representação esquemática da evolução com o deslizamento longitudinal.
(figura retirada de [Zilch & Reinecke (2000)])

No caso de ligações sem armadura, o comportamento é mais rígido e resulta numa rotura frágil, por perda de adesão, com deslizamentos geralmente inferiores a 0,05 mm. Pelo contrário, as ligações com armadura apresentam um comportamento dúctil, ocorrendo a rotura para deslizamentos na ordem dos 0,5 a 1,5 mm, dependendo da quantidade de armadura presente e da rugosidade das superfícies.

O facto de cada um destes tipos de mecanismo ter um papel mais ou menos preponderante na determinação da resistência total da ligação, que varia segundo as características de cada interface, torna a abordagem especialmente complexa. Em ligações onde a adesão entre as camadas é elevada, os mecanismos de adesão e imbricamento mecânico serão os dominantes. Caso contrário, ter-se-á uma ligação menos rígida em que o atrito e o efeito de ferrolho serão os mais determinantes [Randl (2013)].

É apresentada na secção 6.3 do *fib Model Code 2010* [fib (2013)] uma expressão geral para a determinação do valor total da resistência ao corte longitudinal na interface, dada pelo somatório dos termos da adesão/imbricamento, do atrito e do efeito de ferrolho, estes últimos multiplicados por fatores de interação κ_1 e κ_2 . Estes fatores traduzem a ocorrência em diferentes fases do deslizamento destes efeitos e a simultaneidade dos esforços de tração e de flexão nas armaduras:

$$\tau_u = c + \mu (\kappa_1 \rho f_y + \sigma_n) + \kappa_2 \rho (f_y f_c)^{0,5} \leq \beta_c v f_c \quad (2.65)$$

com:

c – parcela do mecanismo de adesão e de imbricamento mecânico;

μ – coeficiente de atrito;

κ_1 – fator de interação para atrito;

$\rho = \Sigma A_s / A_{ci}$

A_s – área de secção das armaduras que atravessam a interface;

A_{ci} – área da interface;

f_y – tensão de cedência do aço;

σ_n – tensão de compressão mínima resultante de forças normais exteriores a atuar sobre a interface;

κ_2 – fator de interação para efeito de ferrolho;

f_c – tensão de rotura do betão à compressão referido a provetes cilíndricos sob tensões uniaxiais;

β_c – coeficiente de resistência das escoras de compressão no betão;

ν – coeficiente de redução da resistência efetiva para betão fendilhado por esforço transversal.

Do ponto de vista dos mecanismos, a resistência da interface dada pela expressão (2.65) pode decompor-se em três parcelas (adesão/imbricamento mecânico, atrito e efeito de ferrolho) e num limite superior determinado pela resistência das escoras do betão em compressão, dada pela inequação $\tau_u \leq \beta_c \nu f_c$.

- i. Adesão/imbricamento mecânico: $[c]$. Este mecanismo detém o seu valor máximo na fase inicial do deslizamento, diminuindo progressivamente, ao contrário dos restantes mecanismos, até estabilizar num valor muito reduzido ou nulo.
- ii. Atrito: $[\mu (\kappa_1 \rho f_y + \sigma_n)]$. O fator κ_1 corresponde à relação entre a tensão de tração na armadura, σ_s , e a tensão resistente desta, f_y . Esta relação será tanto mais baixa quanto mais significativa for a presença da flexão em simultâneo com a tração.

$$\kappa_1 = \frac{\sigma_s}{f_y} \leq 1,0 \quad (2.66)$$

iii. Efeito de ferrolho: $[\kappa_2 \rho (f_y f_c)^{0.5}]$. Quanto menos elevada for a tração nas armaduras, mais o efeito de ferrolho se torna predominante, como ocorre em interfaces lisas ou pouco rugosas, nas quais a dilatância é inferior, de modo que a tração gerada nas armaduras é menor.

De acordo com o *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], o termo apresentado para o efeito de ferrolho resulta da seguinte expressão para a determinação da resistência das armaduras em flexão-corte pela atuação de forças de corte longitudinal para um dado deslizamento s :

$$V_{dowel}(s) \approx V_{dowel,max} \sqrt{\frac{s}{s_{crit}}} \sqrt{1 - \kappa_1^2} \leq \frac{A_s \cdot f_y}{\sqrt{3}} \quad (2.67)$$

O termo que limita superiormente esta resistência corresponde à expressão (2.45) para a resistência $V_{F,s}$ que resulta da aplicação do critério de von Mises à rotura do aço por corte. A força de corte $V_{dowel,max}$ é o valor máximo da resistência ao corte por efeito de ferrolho, dado por:

$$V_{dowel,max} = \kappa_{2,max} A_s \sqrt{f_c f_y} \quad (2.68)$$

O fator $\kappa_{2,max}$ traduz o efeito da interação dos esforços na resistência à flexão para o deslizamento, que tomará o seu valor máximo no caso de não haver qualquer esforço de tração na armadura. Nessa situação, a fórmula anterior será semelhante à expressão (2.51) do modelo de Højlund-Rasmussen, para armaduras de secção circular sob efeito de ferrolho. Tomando o valor $\alpha_0 = 1,16$ para o coeficiente de efeito de ferrolho, esta corresponderá a:

$$V_{dowel,max} = \alpha_0 d^2 \sqrt{f_c f_y} = \frac{4\alpha_0}{\pi} A_s \sqrt{f_c f_y} = 1,5 A_s \sqrt{f_c f_y} \quad (2.69)$$

Segundo Randl (2013), o valor máximo da resistência, $V_{dowel,max}$, ocorre para um deslizamento máximo s_{crit} cujo valor andarà entre 0,1 e 0,2 vezes o diâmetro da armadura e o fator $\kappa_{2,max}$ deverá tomar um valor menor ou igual a 1,6 para secções circulares e betões correntes, i.e., entre C20/25 e C50/60.

Estabelecendo uma relação entre a formulação do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] e a formulação apresentada em 2.2.3, conclui-se que:

$$\kappa_2 = \frac{4\alpha_0}{\pi} \sqrt{\frac{W_{pl,red}}{W_{pl}}} \approx \frac{4\alpha_0}{\pi} \sqrt{1 - \kappa_1^2} = \frac{4\alpha_0}{\pi} \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y}\right)^2} \quad (2.70)$$

$$V_{R,dowel} = V_{R,dowel,max} \sqrt{\frac{W_{pl,red}}{W_{pl}}} = V_{R,dowel,max} \frac{\kappa_2 \pi}{4 \alpha_0} \approx V_{R,dowel,max} \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y} \right)^2} \quad (2.71)$$

Há que ter ainda em conta, na determinação da resistência ao corte longitudinal, outro importante modo de rotura que poderá limitar esta resistência: a rotura por esmagamento local do betão em compressão, representada na Figura 2.24. Fundamentalmente, a resistência ao corte longitudinal da interface pode ser aumentada com o incremento da secção transversal das armaduras que a atravessam e do coeficiente de atrito da interface. No entanto poderá ocorrer rotura por esmagamento local por se atingir o limite de resistência à compressão nas escoras de betão que se formam, caso a quantidade de armadura que atravessa a interface seja de tal modo elevada que mobilize forças de corte suficientemente altas para tal ocorrer. Este modo de rotura constitui um limite superior na resistência ao corte longitudinal.

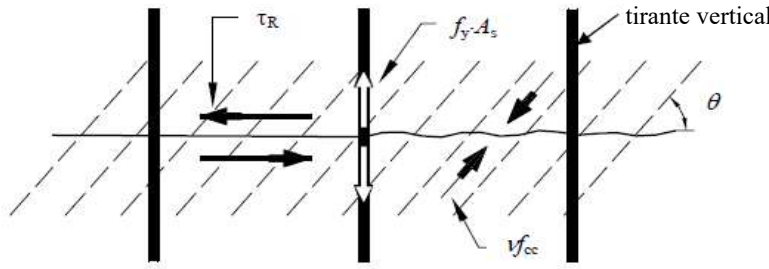


Figura 2.24 – Esmagamento das escoras de betão por compressão entre as camadas.
(figura adaptada de [fib (2008)])

2.2.5. Regulamentação

Do ponto de vista da regulamentação, são fornecidas abordagens muito diversas das quais resultam valores substancialmente diferentes entre os valores de resistências ao corte longitudinal obtidas para situações semelhantes [Júlio *et al.* (2010)]. Destacam-se os seguintes códigos:

Eurocódigo 2

No ponto 6.2.5 do Eurocódigo 2 [CEN (2010)] é dada a seguinte expressão para o cálculo da resistência ao corte longitudinal da interface entre camadas de betão de diferentes idades:

$$\tau_{Rdi} = c_a f_{ctd} + \mu \sigma_n + \rho f_{yd} (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) \leq 0,5 v f_{cd} \quad (2.72)$$

com:

c_a – coeficiente que depende da rugosidade da interface³;

f_{ctd} – tensão de rotura do betão à tração (valor de cálculo);

μ – coeficiente de atrito;

σ_n – tensão devida ao esforço normal exterior mínimo na interface, que pode atuar simultaneamente com o esforço transversal, positivo se de compressão, com $\sigma_n < 0,6 f_{cd}$, e negativo se de tração. Quando σ_n é de tração, o termo $[c f_{ctd}]$ deverá ser considerado igual a 0;

$\rho = A_s / A_{ci}$

A_s – área de secção das armaduras que atravessam a interface (com amarração adequada de ambos os lados);

A_{ci} – área da interface;

f_{yd} – tensão de cedência do aço (valor de cálculo);

α – ângulo entre as armaduras e a interface, limitado ao mínimo de 45°. Considera-se também necessário que estas armaduras sejam dispostas de tal forma que a sua inclinação tenha o sentido das forças de corte longitudinal. Caso contrário a inclinação das armaduras acarretaria uma redução da resistência ao corte longitudinal, pelo que o ângulo α deverá ser inferior ou igual a 90°;

ν – coeficiente de redução de resistência do betão fendilhado por esforço transversal, dado por: $\nu = 0,6 (1 - f_{ck}/250)$, com f_{ck} em MPa;

f_{cd} – tensão de rotura do betão à compressão (valor de cálculo);

f_{ck} – tensão de rotura do betão à compressão (valor característico).

Os coeficientes que dependem da rugosidade enquadram-se em quatro tipos de superfície da interface apresentados na Tabela 2.1.

³ Para deixar clara a distinção entre o coeficiente de adesão, c_a , e a parcela da tensão resistente pelo mecanismo de adesão, c , neste trabalho foi substituída a designação c , usada no Eurocódigo 2 para este coeficiente, por c_a .

Tabela 2.1 – Valores dos coeficientes que dependem da rugosidade da interface no Eurocódigo 2.

Tipo de superfície	Coeficiente de adesão c_a	Coeficiente de atrito μ
Muito lisa	0,025 a 0,10	0,5
Lisa	0,20	0,6
Rugosa	0,40	0,7
Indentada	0,50	0,9

Para a seleção dos coeficientes, o código fornece alguns exemplos para um enquadramento qualitativo do tipo de superfície em estudo na respetiva categoria, o qual ficará a cargo da avaliação subjetiva do projetista.

Os mecanismos que são tidos em conta na expressão (2.72) deste código podem evidenciar-se, decompondo-a da seguinte forma:

$$\tau_{Rdi} = c_a f_{ctd} + \mu (\sigma_n + \rho f_{yd} \sin \alpha) + \rho f_{yd} \cos \alpha \leq 0,5 v f_{cd} \quad (2.73)$$

O primeiro termo da expressão refere-se ao mecanismo de adesão $[c_a f_{ctd}]$ e o segundo termo, no qual são agrupados os termos multiplicado pelo coeficiente μ , corresponde ao mecanismo de atrito. O atrito é mobilizado tanto pelas forças exteriores normais à interface $[\sigma_n]$, como pela componente vertical da força que as armaduras exercem na interface $[\rho f_{yd} \sin \alpha]$. Neste código não é contabilizado explicitamente o efeito de ferrolho, mas é considerada a influência da orientação das armaduras que atravessam a interface, que é traduzida pelo terceiro termo da expressão $[\rho f_{yd} \cos \alpha]$. Este corresponde à componente tangencial da força de aperto proporcionado pelas armaduras. A limitação da resistência de $[0,5 v f_{cd}]$ deve-se ao limite de resistência das escoras do betão em compressão.

ACI 318-08

Segundo a secção 11.6 do código norte-americano ACI 318-08 [ACI (2008)], a resistência ao corte longitudinal na interface entre camadas de betão, V_R , atravessada por armaduras com um ângulo α relativamente ao plano de corte, é dada por:

$$V_R = A_s f_y (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) \quad (2.74)$$

sendo:

A_s – área da secção das armaduras que atravessam a interface;

f_y – tensão de cedência do aço das armaduras;

α – ângulo entre as armaduras e a interface;

μ – coeficiente de atrito, que toma os valores que constam na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Valores do coeficiente de atrito no ACI 318-08.

Tipo de superfície	Coeficiente de atrito μ
Betão monolítico	$1,40 \lambda$
Betão aplicado contra superfície rugosa	$1,00 \lambda$
Betão aplicado contra superfície não rugosa	$0,60 \lambda$
Betão ancorado em conectores ou varões de reforço	$0,70 \lambda$

sendo λ um fator de modificação relacionado com a densidade do betão e que deve assumir o valor $\lambda = 1,0$ para betão de densidade normal, e $\lambda = 0,75$ para betão leve.

Se se dividir cada um dos termos pela área da interface de betão que resiste ao corte longitudinal, A_{ci} , esta expressão torna-se semelhante à do Eurocódigo 2 [CEN (2010)], em que o dimensionamento é feito em termos de tensões, em vez de força, mas com a diferença de não incluir a componente do mecanismo de adesão. No entanto este código refere que poderão ser adotadas outras formulações menos conservativas, apresentado como exemplo uma expressão em que o coeficiente de atrito é tomado com o valor 0,8 e na qual figura uma nova parcela:

$$V_R = A_s f_y (0,8 \sin \alpha + \cos \alpha) + A_{ci} K_1 \sin^2 \alpha \quad (2.75)$$

Segundo consta nos comentários deste código, o segundo termo corresponde à soma da resistência ao corte das saliências da interface com a resistência proporcionada pelo efeito de ferrolho das armaduras. O fator K_1 deverá tomar o valor 2,76 MPa (400 psi) para betão normal e 1,38 MPa (200 psi) para betão leve. Deverá ser respeitado o seguinte limite:

$$(A_s / A_{ci}) f_y \sin \alpha < 1,38 \text{ MPa (200 psi)} \quad (2.76)$$

Para betão de densidade normal, monolítico ou betonado contra superfície rugosa, são ainda indicados os seguintes limites:

$$\begin{aligned} V_R &\leq \min \{0,2 f'_c A_{ci}; 3,3 + 0,08 f'_c; 11,03 A_{ci}\} \text{ [MPa]} \\ (V_R &\leq \min \{0,2 f'_c A_{ci}; 480 + 0,08 f'_c; 1.600 A_{ci}\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.77)$$

Para os restantes casos, dever-se-á verificar:

$$\begin{aligned} V_R &\leq \min \{0,2 f'_c A_{ci}; 5,52 A_{ci}\} \text{ [MPa]} \\ (V_R &\leq \min \{0,2 f'_c A_{ci}; 800 A_{ci}\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.78)$$

A tensão de rotura à compressão do betão é identificada neste código por f_c' . É ainda imposto um limite para a tensão de cedência do aço a usar nos cálculos: $f_y \leq 414 \text{ MPa}$ (60.000 psi).

Existe frequentemente alguma dificuldade na interpretação e comparação das disposições regulamentares norte-americanas (ACI 318) e europeias (Eurocódigos), resultante sobretudo das diferentes nomenclaturas usadas. A clarificação (focando a resistência à flexão) destas duas abordagens e sua comparação foi realizada por Hawileh *et al.* (2009). Como demonstram estes autores, a resistência de compressão especificada pelo ACI equivale à resistência à compressão do betão definida pelos Eurocódigos para valores característicos relativa a provetes cilíndricos: $f_c' = f_{ck}$. Do mesmo modo, a tensão de cedência do aço adotada nas expressões do ACI corresponde o valor característico da tensão de cedência do aço: $f_y = f_{yk}$.

Quanto à contabilização das tensões perpendiculares à interface causada por cargas exteriores, este código indica que as forças de tração deverão ser suportadas por reforço adicional de armaduras. Quanto às cargas de compressão que sejam permanentes resultantes de cargas exteriores, é permitido que o seu efeito benéfico seja tido em conta no cálculo da força a resistir pelas armaduras.

fib Model Code 2010

O *fib Model Code 2010* [fib (2013)] trata o problema da determinação da resistência ao corte longitudinal em interfaces de uma forma mais completa que os anteriores, tomando em consideração os quatro tipos de mecanismos envolvidos e o problema de interação entre estes. Em [Randl (2013)] encontram-se as bases que deram origem à abordagem feita por este código.

Na secção 7.3.3.6 do *fib Model Code 2010* [fib (2013)], as considerações referidas na secção 6.3 deste código (as quais foram descritas em 2.2.4) são aplicadas a casos gerais mais específicos e traduzem-se em duas expressões diferentes para a determinação da resistência ao corte longitudinal em dois cenários considerados: interfaces sem armaduras (a que corresponde um deslizamento com comportamento mais rígido) e interfaces atravessadas por armaduras compostas por varões de reforço ou por conetores pós-instalados. Os termos são geralmente os mesmos da expressão (2.65), mas expressos com valores de cálculo (f_{cd} , f_{ctd} e f_{yd} , respetivamente para a resistência à compressão, a resistência à tração do betão e a tensão de cedência do aço).

Para o primeiro caso, a determinação da resistência tem apenas o mecanismo de adesão, em função do coeficiente de adesão c_a , e algum atrito proveniente de eventuais compressões σ_n a que a interface esteja sujeita por forças exteriores constantes, em função do coeficiente de atrito μ .

$$\tau_{Rd,i} = c_a f_{ctd} + \mu \sigma_n \leq 0,5 v f_{cd} \quad (2.79)$$

Esta resistência é limitada pela possibilidade de rotura por esmagamento local do betão em compressão, que será função do coeficiente de redução da resistência efetiva para betão fendilhado por esforço transversal, v .

Para o segundo caso, em que a resistência proveniente da adesão é insuficiente para resistir às tensões de corte, serão necessários conetores ou varões de aço a atravessar a interface, cuja quantidade relativa é medida pelo rácio entre a área da secção de armaduras que atravessam a interface, A_s , e a área da interface, A_{ci} : $\rho = A_s / A_{ci}$. O termo correspondente à anteriormente referida componente c , neste caso, consistirá fundamentalmente no mecanismo de imbricamento proporcionado pelos agregados do betão, que dependerá de um coeficiente c_r e do valor característico da resistência à compressão do betão, f_{ck} . Para este caso, a expressão proposta pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] já contempla os mecanismos provenientes da presença destes elementos de ligação (atrito, que advém das forças de aperto, e efeito de ferrolho), ponderados de acordo com o tipo de rugosidade:

$$\tau_{Rd,i} = c_r f_{ck}^{1/3} + \mu \sigma_n + \kappa_1 \rho f_{yd} (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) + \kappa_2 \rho (f_{yd} f_{cd})^{0,5} \leq \beta_c v f_{cd} \quad (2.80)$$

Neste último caso, para o cálculo da resistência é igualmente considerada a decomposição proveniente do ângulo α entre as armaduras e a interface. Como referido anteriormente, na definição de α , importa ter em conta a direção da força de corte longitudinal para a qual esta inclinação é favorável à resistência, como ilustrado na Figura 2.25.

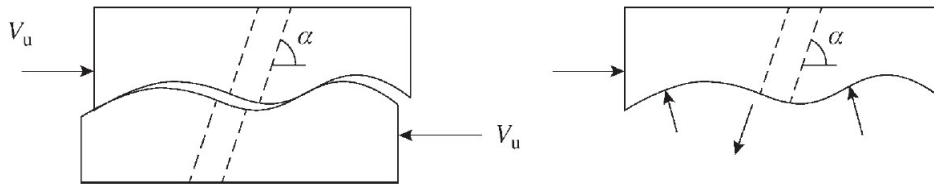


Figura 2.25 – Decomposição de forças para ângulo α , entre as armaduras e a interface, diferente de 90° .
(figura retirada de [*fib* (2013)])

Para os fatores de interação entre mecanismos, κ_1 e κ_2 , o coeficiente de resistência das escoras de compressão no betão, β_c , e os coeficientes de adesão/imbricamento e de atrito, são propostos os valores apresentados na Tabela 2.3, segundo o tipo de rugosidade da interface.

Tabela 2.3 – Valores dos coeficientes dependentes da rugosidade da interface no *Model Code*.

Rugosidade da superfície	Coeficientes de adesão/imbricamento		κ_1	κ_2	β_c	Coeficientes de atrito μ	
	c_a	c_r				$f_{ck} \geq 20$ MPa	$f_{ck} \geq 35$ MPa
Muito rugosa (incluindo indentada)	0,50	0,20	0,5	0,9	0,5	0,8	1,0
Rugosa	0,40	0,10	0,5	0,9	0,5	0,7	
Lisa	0,20	0	0,5	1,1	0,4	0,6	
Muito Lisa	0,025	0	0	1,5	0,3	0,5	

O coeficiente de redução da resistência efetiva para betão fendilhado por esforço transversal pode ser dado por:

$$\nu = 0,55 \sqrt[3]{\frac{30}{f_{ck}}} < 0,55, \text{ com } f_{ck} \text{ em MPa} \quad (2.81)$$

Alterando ligeiramente a ordem dos termos da expressão (2.80) de modo a evidenciar os mecanismos envolvidos, esta pode ser apresentada do seguinte modo:

$$\tau_{Rd,i} = c_r f_{ck}^{1/3} + \mu (\kappa_1 \rho f_{yd} \sin \alpha + \sigma_n) + \kappa_2 \rho (f_{yd} f_{cd})^{0,5} + \kappa_1 \rho f_{yd} \cos \alpha \leq \beta_c \nu f_{cd} \quad (2.82)$$

A primeira parcela $[c_r f_{ck}^{1/3}]$ refere-se apenas ao mecanismo de imbricamento dos agregados, uma vez que no tipo de interfaces em questão a rotura dá-se quando já terá sido vencida qualquer adesão entre as camadas. Para esta parcela surge um coeficiente dependente da rugosidade da interface, c_r , que reflete o que anteriormente foi dito relativamente à interação entre os mecanismos: será tomado com o valor nulo nos casos em que o imbricamento não é o mecanismo condicionante (superfícies lisas) e com um valor máximo ($c_r = 0,2$) no caso contrário, de superfícies com elevadas rugosidades, como as tratadas com jato de água com alta pressão.

A segunda parcela $[\mu (\kappa_1 \rho f_{yd} \sin \alpha + \sigma_n)]$ corresponde ao mecanismo de atrito proveniente das armaduras em tração e das compressões devidas a forças exteriores. A presença em simultâneo do efeito de ferrolho poderá levar, conforme o tipo de rugosidade, a que a tração no aço não seja a máxima, o que se reflete no fator κ_1 .

A terceira parcela $[\kappa_2 \rho (f_{yd} f_{cd})^{0,5}]$ diz respeito ao efeito de ferrolho, cujo peso relativo para a resistência também dependerá da rugosidade, refletida no fator κ_2 .

Os coeficientes de interação κ_1 e κ_2 seguem os princípios referidos anteriormente: em superfícies mais lisas, o efeito de ferrolho desenvolve-se consideravelmente, ao passo que a abertura da junta é desprezável e, por conseguinte, a tração nas armaduras mal se chega a desenvolver. Isto é traduzido pelos valores indicados na Tabela 2.3 para as superfícies muito lisas: $\kappa_1 = 0$ e $\kappa_2 = 1,5$ [Randl (2013)]. Já no caso de superfícies mais rugosas, dá-se uma considerável interação entre a flexão e a tração das armaduras, de modo que se deverá tomar $\kappa_1 = 0,5$ e $\kappa_2 = 0,9$.

Acrescenta-se aos mecanismos típicos da resistência ao corte longitudinal entre camadas, uma quarta parcela $[\kappa_1 \rho f_{yd} \cos \alpha]$, que corresponde à resistência que é conferida pela componente tangencial da força nas armaduras que surge quando estas têm uma inclinação $\alpha \neq 90^\circ$ em relação à interface.

2.2.6. Ensaio para avaliação da resistência de interfaces ao corte longitudinal

Existe uma vasta gama de tipos de ensaio para avaliar o comportamento de interfaces entre camadas de betão de diferentes idades. Embora existam ensaios desenvolvidos com o propósito de serem realizados *in situ*, operando nas próprias estruturas em estudo, torna-se necessário simular em laboratório o estado de tensão existente nas estruturas, pois só deste modo se podem multiplicar os ensaios em números representativos e ser feito o devido controlo de cargas atuantes e de propriedades resistentes. Nos ensaios laboratoriais são considerados provetes em escala reduzida, adaptáveis a sistemas de atuação de carga, devidamente instrumentados para leitura de esforços, deslocamentos e extensões. Os provetes são produzidos em fases distintas: numa primeira fase, são executadas as partes que simulam as camadas de substrato e, após a diferença de idades pretendida, são executadas as partes correspondentes à camada de betão adicionado. A partir dos estados de tensão que se criam nos ensaios em laboratório, requer-se uma análise criteriosamente crítica de modo a identificar os fatores que diferenciam a situação em estudo da existente em escala real. A generalidade destes ensaios pode ser realizada com ou sem a presença de armaduras a atravessar as interfaces, conforme a situação que se pretenda analisar.

Dentro dos ensaios laboratoriais para simulação das interfaces ao corte, em escala reduzida, distinguem-se duas diferentes categorias, conforme o tipo de esforços que geram nas interfaces em estudo: interfaces submetidas predominantemente a corte longitudinal e interfaces com combinação

de corte longitudinal com compressão. Excluem-se desta categorização outros tipos de ensaios nos quais entram esforços de tração, como os ensaios de tração direta por arrancamento de carotes de betão pela interface (*pull-off test*), os ensaios de tração indireta por compressão diametral do provete (*splitting test*) ou por flexão em peças compostas por diferentes materiais.

Dentro da primeira categoria, incluem-se os chamados ensaios de corte direto (*direct shear test*), em que se pretende que as interfaces fiquem submetidas a um estado de tensão tangencial tão uniforme quanto possível. Outros ensaios, como o de torção (*twist-off test*), criam um estado de tensão tangencial radial.

No segundo conjunto de ensaios encontram-se aqueles em que as interfaces são submetidas simultaneamente a tensões de corte longitudinal e de compressão, de modo a permitir a avaliação do seu comportamento ao atrito que advém de cargas exteriores. De entre estes destacam-se os chamados ensaios de corte inclinado (*slant shear test*), concebidos com o propósito de obter uma distribuição de tensões mais uniforme, em comparação com a de grande parte dos ensaios de corte direto, e simular uma situação mais próxima daquela em que realmente se encontram as estruturas. Outra forma habitual de criar uma combinação de corte com compressão consiste em introduzir um sistema de carregamento exterior sobre os provetes de corte direto que exercem compressão perpendicularmente às interfaces. Desta forma consegue-se fazer um controlo independente das cargas que atuam nas duas direções ortogonais.

Um desafio comum na conceção de todos estes ensaios é o de garantir que se obtêm roturas por descolamento da interface, pois só desta forma se pode realizar a análise do corte longitudinal da mesma. Este tipo de rotura é designado por rotura adesiva (em que o mecanismo de adesão é completamente vencido) e distingue-se da chamada rotura coesiva, que é a que ocorre por vencimento da resistência interna do betão, de que resulta ruína do material na parte mais fraca do provete. Naqueles ensaios em que a rotura obtida é do tipo coesivo, os resultados traduzem apenas um limite inferior para a resistência pela interface, uma vez que nestas situações não é possível avaliar até que ponto determinadas características da interface concorreram para a efetiva ligação entre as camadas.

Ensaio de corte direto (*direct shear test*)

Os ensaios de corte direto (*direct shear test*) consistem em testes de aderência, por compressão numa prensa, entre camadas de betão unidas por uma interface paralela à direção da

ação. Dentro deste grupo de ensaios podem ser incluídas diversas soluções que foram sendo concebidas ao longo das últimas décadas de investigação sobre o comportamento de interfaces ao corte longitudinal. Posteriormente, serão apresentados alguns de entre os mais relevantes estudos baseados neste tipo de ensaios, nos quais é possível deparar-se com provetes de variadas configurações e geometrias, e interfaces atravessadas por diversas disposições de varões de armadura ou conetores.

Neste tipo de ensaios é exercida uma força de compressão sobre o provete, a qual atua em sentidos opostos em diferentes partes da peça, de modo a submeter as interfaces a tensões de corte longitudinal aproximadamente uniformes. Um dos principais inconvenientes dos ensaios de corte direto é a dificuldade em evitar que se dê uma concentração de tensões nos bordos das interfaces. Além disso, simultaneamente com as tensões de corte longitudinal, também se geram pequenas tensões por momento fletor [Li *et al.* (1997)]. É possível encontrar ensaios de corte direto com apenas um plano de corte ou com dois planos, dispostos simetricamente, conforme ilustrado nos desenhos esquemáticos que se encontram na Figura 2.26. Sendo n o número de planos de corte e A_{ci} a área de cada uma dessas interfaces, a tensão tangencial média τ (que se pretende que seja o mais uniforme possível) originada pela carga atuante P , poderá ser obtida por:

$$\tau = \frac{P}{n A_{ci}} \quad (2.83)$$

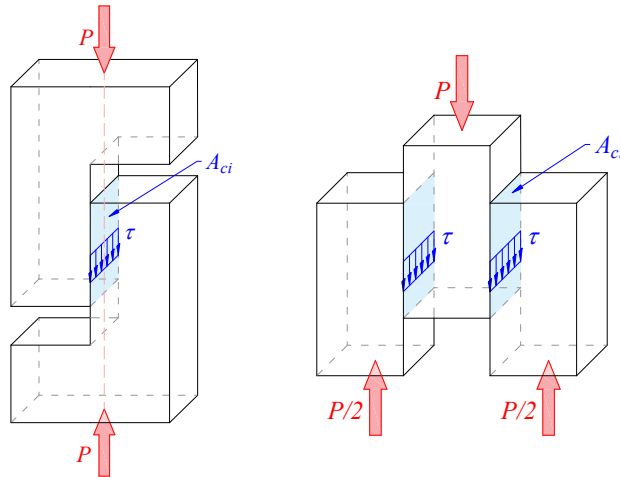


Figura 2.26 – Tensões nas interfaces em ensaios de corte direto de um e de dois planos de corte.

De entre as diversas configurações geométricas existentes para os ensaios de corte direto, uma das mais frequentemente adotadas é a de um tipo de ensaio conhecido na literatura como *push-off test* e que se encontra ilustrado no provete de um plano de corte da Figura 2.26. A sua configuração consiste na disposição de dois blocos idênticos com a forma da letra “L”, um invertido

em relação ao outro, de modo a que a linha de ação da resultante das forças de compressão exercidas coincida com o eixo central da superfície da interface. Esta solução foi adotada em um dos primeiros estudos existentes nesta matéria, de Anderson (1960), e serviu de modelo com diversas adaptações em muitos outros estudos posteriores, como os de Hofbeck *et al.* (1969), Mattock & Hawkins (1972), Walraven *et al.* (1987), Lin & Chen (1989), Júlio (2001), Kahn & Mitchell (2002) e Mansur *et al.* (2008).

Desde o mesmo ano em que Anderson apresenta o trabalho referido, encontram-se diversas soluções que foram surgindo com o propósito de provocar tensões de corte uniformes ao longo de interfaces, como em Hanson (1960), que utiliza provetes dispostos com a interface na horizontal e forças aplicadas próximas às interfaces. Outros autores adotaram provetes constituídos apenas por dois prismas retangulares adjacentes, como Beer *et al.* (1984) e Bazant & Pfeiffer (1986); ou por três prismas adjacentes, como Tassios & Vintzeleou (1987). Ao longo dos anos seguintes foram surgindo novas soluções, resultantes da procura de mecanismos para exercer as forças atuantes dos ensaios de tal modo a que as interfaces fiquem submetidas a um estado próximo do corte puro sem que surja flexão nos provetes [RILEM (2011)]. Alguns exemplos são o sistema de ensaios ao corte de Randl (1997), as caixas de corte concebidas por Delatte *et al.* (2000) que designou como testes de guilhotina, ou os provetes realizados por Ray *et al.* (2005) com entalhes em forma de borboleta (*butterfly test*).

Ensaaios de corte por torção (*turn-off test*)

Como alternativa aos ensaios de corte direto, surgiram os ensaios de corte por aplicação de torção (*turn-off test*) que apresentam a grande vantagem de possibilitar a avaliação da resistência das interfaces ao corte longitudinal *in situ*. À semelhança dos ensaios *pull-off*, para avaliação do betão à tração *in situ*, este tipo de testes pode ser realizado a partir de uma amostra parcialmente isolada do restante elemento em análise, por perfuração em torno de uma carote cilíndrica de betão até uma profundidade tal que atravesse a interface que se pretende avaliar. A aplicação de uma força de torção na carote dará origem a um estado de tensão de corte uniformemente radial ao longo da interface, conforme ilustrado na Figura 2.27. Para que efetivamente isto ocorra, deverão ser respeitadas algumas condições, nomeadamente: (i) a superfície da interface contida na amostra deve ser perfeitamente paralela à superfície exterior da peça; (ii) a perfuração deve ser perpendicular a estas superfícies; e (iii) a sua profundidade deve ser suficientemente superior à da interface, de modo a evitar concentrações de tensões. Deste modo, a resistência da interface ao corte longitudinal

poderá ser diretamente relacionada com a torção aplicada na rotura. Se esta ocorrer por rotura do betão e não por perda de adesão na interface, este ensaio apenas fornece um limite inferior da resistência ao corte longitudinal da interface.

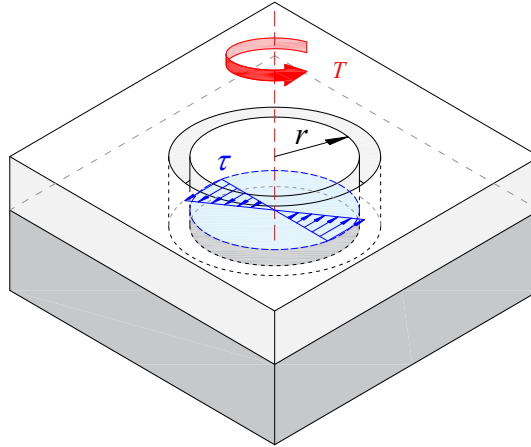


Figura 2.27 – Tensões na interface em ensaios de corte por torção.

Diferentes autores adotaram diversas configurações para ensaios de corte por torção. Em [Silfwerbrand (2003)] é descrito um aparelho desenvolvido pela universidade sueca Royal Institute of Technology através do qual é aplicada a força de torção sobre chapas de aço em forma de disco perfeitamente coladas na face superior dos provetes. Naderi (2005) concebeu um mecanismo no qual o atuador que produz a força de torção é fixado ao provete por aperto de grampos sobre o bordo circunferencial da carote. A força de torção é transmitida ao elemento pelo atrito entre os grampos e o bordo de betão gerado pela força de aperto. Petersen & Poulsen (1997) *apud* Chmielewska (2007) desenvolveram um teste de corte por torção no qual o provete parcialmente isolado é levado à rotura *in situ*, consistindo num elemento com formato de anel em cuja espessura está contida a interface. A obtenção deste provete é realizada por perfuração de duas carotes perfeitamente centradas com distintos diâmetros. Estes autores adotaram caroteadoras com diâmetro de 55 mm, para formar o bordo interior do provete, e de 75 mm, para o bordo exterior.

Uma das preocupações neste tipo de ensaios é a de garantir que não se desenvolvem forças normais ou transversais à medida que a torção é aplicada. Para tal, os atuadores são apoiados na superfície da peça com apoios móveis devidamente concebidos para minimizar este efeito. A presença destas forças indesejadas e a heterogeneidade do betão na escala em questão, bem como um certo erro na avaliação das tensões de corte longitudinal, dão origem a um coeficiente de variação semelhante ao observado nos ensaios de *pull-off* [Chmielewska (2007)].

Sendo o betão um material frágil, considera-se que a rotura é determinada pela distribuição elástica das tensões de corte (Figura 2.27), havendo rotura quando é atingida a resistência ao corte longitudinal por adesão, τ , no bordo da interface circular. As tensões de corte longitudinal têm o seu valor máximo no bordo do provete e relacionam-se com o momento de torção T , que é aplicado quando ocorre a rotura, em função do momento polar de inércia, I_p , de uma área circular de raio r :

$$I_p = 0,5 \pi r^4 \quad (2.84)$$

Da análise da resistência de materiais com comportamento elástico, deduz-se que a tensão de corte longitudinal τ poderá ser obtida através da seguinte expressão:

$$\tau = \frac{T r}{I_p} = \frac{2T}{\pi r^3} \quad (2.85)$$

Ensaio de corte inclinado (*slant shear test*)

O ensaio de corte inclinado (*slant shear test*) consiste no ensaio de um prisma ou cilindro, por compressão axial numa prensa, constituído por duas camadas de betão unidas por uma interface inclinada relativamente à direção da força de ação. Estas constituem duas metades similares, executados em duas fases: a primeira é executada com uma superfície tratada conforme a situação que se pretenda simular, e a segunda é betonada contra a primeira, já endurecida. O prisma ou cilindro é comprimido de tal forma que o estado de tensão ao longo da interface é aproximadamente uniforme e simula a situação real do betão no modo de rotura por adesão, no qual a interface está submetida a compressão combinada com corte longitudinal. A Figura 2.28 apresenta um esquema ilustrativo deste tipo de ensaio.

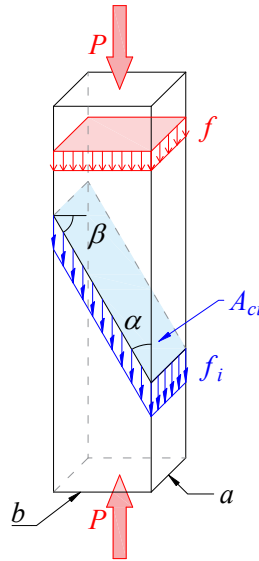


Figura 2.28 – Tensões na interface em ensaios de corte inclinado.

O ensaio de corte inclinado tornou-se um dos mais utilizados na avaliação da resistência de materiais de ligação resinosos e foi adotado por uma série de regulamentos internacionais para esse fim [Momayes *et al.* (2005)]. Este tipo de ensaio apresenta a vantagem de permitir um fácil cálculo das tensões da interface a partir das forças aplicadas sobre os provetes.

A força P aplicada sobre o provete dá origem a uma tensão média, f , que se considera uniforme, a qual terá como limite a tensão resistente do betão à compressão, f_c .

$$f = \frac{P}{a \cdot b} < f_c \quad (2.86)$$

A tensão f_i na interface de área A_{ci} é assumidamente uniforme e o seu valor será tanto menor quanto mais reduzido for o ângulo α entre a superfície da interface e a direção da força aplicada. O seu valor médio pode ser determinado por:

$$f_i = \frac{P}{A_{ci}} = \frac{P \cos \beta}{a \cdot b} = f \cos \beta \quad (2.87)$$

sendo β o ângulo complementar de α : $\beta = 90^\circ - \alpha$.

Esta tensão pode ser decomposta, conforme ilustrado na Figura 2.29, numa tensão média normal à interface, σ , numa tensão média tangencial, τ , dadas por:

$$\sigma = f_i \cos \beta = f \cos^2 \beta \quad (2.88)$$

$$\tau = f_i \sin \beta = f \sin \beta \cos \beta \quad (2.89)$$

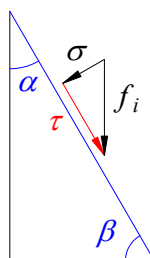


Figura 2.29 – Decomposição das tensões na interface em ensaios de corte inclinado.

2.2.7. Desenvolvimento histórico das expressões de cálculo

Historicamente a proposta da teoria do corte-atrito de Birkeland & Birkeland (1966) constituiu o marco fundamental para o desenvolvimento de expressões para estimar a resistência das interfaces ao corte longitudinal. No entanto, anteriormente já tinham sido apresentadas diversas formulações empíricas para a determinação da resistência ao corte longitudinal por parte de outros autores, com base em diversos ensaios laboratoriais⁴.

Anderson (1960)

Um dos primeiros trabalhos experimentais para calibrar a resistência ao corte longitudinal foi efetuado por Anderson (1960), com recurso a um tipo de ensaio que veio a ser designado por *push-off*, no qual duas camadas de betão com armaduras a cruzar a interface são submetidas ao corte, tomando a configuração geométrica apresentada na Figura 2.30.

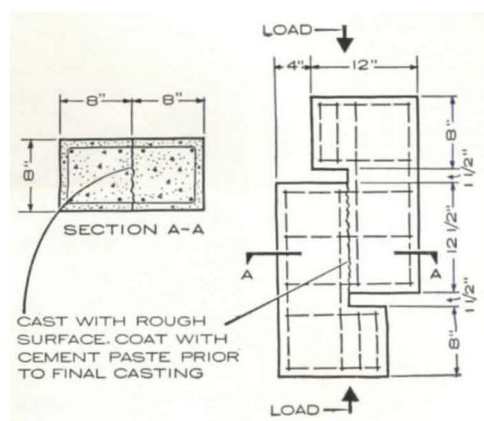


Figura 2.30 – Geometria dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados por Anderson (1960).

⁴ Em Santos (2009) foi apresentado um resumo histórico exaustivo das expressões existentes, a que neste trabalho se procura dar continuidade, com diversas adaptações e complementos.

Foram utilizados dois tipos de betão com armaduras em aço com uma tensão de cedência de aproximadamente 275 MPa (40,0 psi) e consideradas várias quantidades de armadura a atravessar a interface, cujas percentagens se designam por ρ . Para um betão com resistência à compressão de 51,71 MPa (7.500 psi), este autor aferiu as seguintes expressões:

$$\begin{aligned}\tau_u &= 5,52 + 276\rho \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &= 800 + 40.000\rho \text{ [psi]})\end{aligned}\quad (2.90)$$

Para um outro betão menos resistente, com resistência à compressão de 20,68 MPa (3.000 psi), obteve:

$$\begin{aligned}\tau_u &= 4,41 + 229\rho \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &= 640 + 33.180\rho \text{ [psi]})\end{aligned}\quad (2.91)$$

Hanson (1960)

Ainda em 1960, Hanson (1960) apresenta resultados baseados em ensaios semelhantes aos anteriores, mas com a diferença de ter interfaces rugosas, um betão com resistência à compressão de cerca de 50 MPa e um aço com tensão de cedência de aproximadamente 345 MPa. Na Figura 2.31 apresenta-se a geometria da secção dos provetes concebidos por este autor para ensaios do tipo *push-off*. A partir dos seus resultados, obteve a seguinte relação:

$$\begin{aligned}\tau_u &= 3,45 + 121\rho \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &= 500 + 17.500\rho \text{ [psi]})\end{aligned}\quad (2.92)$$

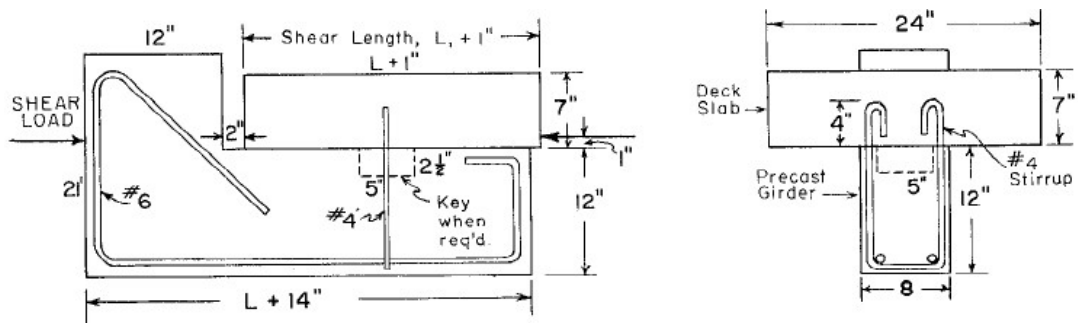


Figura 2.31 – Secção dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados por Hanson (1960).

Mattock & Kaar (1961)

Outros autores realizaram ensaios submetendo ao corte vigas de betão armado simplesmente apoiadas com banzo betonado posteriormente à alma (Figura 2.32). Obtiveram expressões para prever a resistência ao corte longitudinal na ligação entre a alma e o banzo em função da percentagem ρ de armadura que atravessa a interface e a variável X^5 , que se define como o rácio entre o vão de corte (comprimento com esforço axial constante, que em vigas simplesmente apoiadas corresponde a metade do vão) e a altura útil da secção. Mattock & Kaar (1961) chegaram à seguinte formulação, para valores de $\rho \geq 0,15\%$ (tendo adotado varões de aço com tensão de cedência à volta 340 MPa):

$$\tau_u = \frac{18,6}{X+5} + 121\rho \text{ [MPa]} \quad (2.93)$$

$$\left(\tau_u = \frac{2.700}{X+5} + 17.500\rho \text{ [psi]} \right)$$

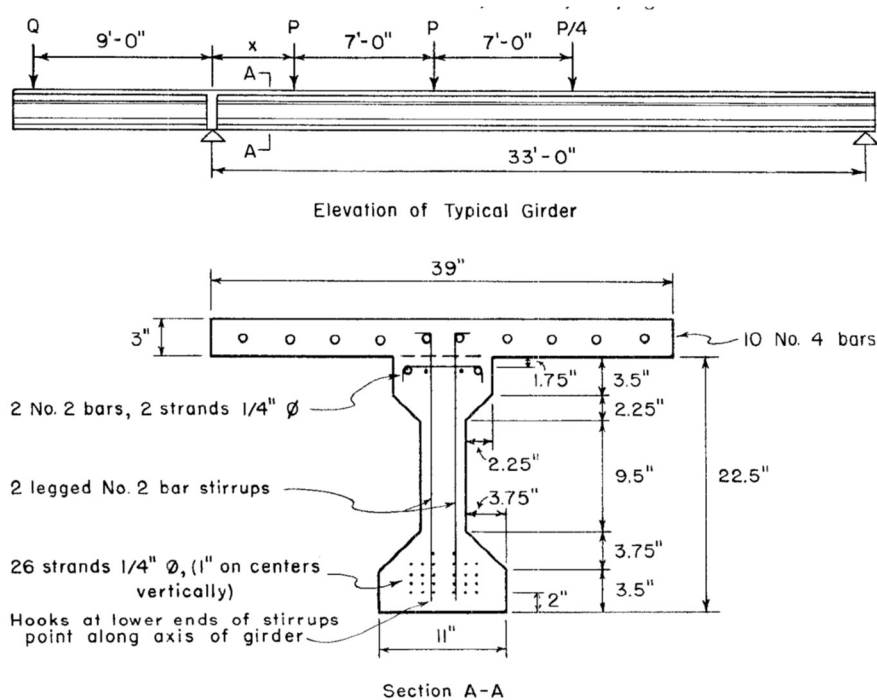


Figura 2.32 – Geometria das vigas ensaiadas por Mattock & Kaar (1961).

⁵ Por uma questão de facilidade de leitura, neste documento todas as expressões originais têm a sua simbologia adaptada por forma a adotar uma notação unificada.

Højlund-Rasmussen (1963)

Entretanto, no meio deste período em que se desenvolveram diversificados trabalhos experimentais relativos ao corte longitudinal, Højlund-Rasmussen [Højlund-Rasmussen (1963), *apud fib* (2008)] efetuou um estudo sobre o efeito de ferrolho que deu origem ao modelo descrito em 2.2.3.

Saemann & Washa (1964)

Por seu lado, Saemann & Washa (1964) propõem uma outra expressão, com base num vasto programa experimental com 42 vigas com a geometria representada na Figura 2.33, na qual a parcela independente da quantidade de armaduras é igual à expressão (2.93):

$$\tau_u = \frac{18,6}{X+5} + 207\rho \frac{33-X}{X^2+6X+5} \text{ [MPa]} \quad (2.94)$$
$$\left(\tau_u = \frac{2.700}{X+5} + 30.000\rho \frac{33-X}{X^2+6X+5} \text{ [psi]} \right)$$

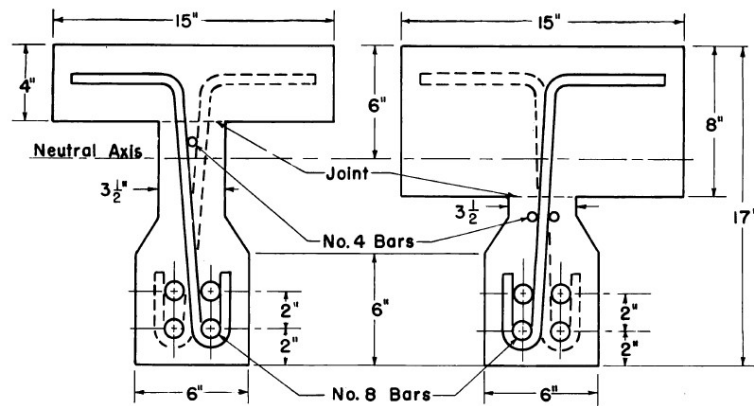


Figura 2.33 – Seção das vigas ensaiadas por Saemann & Washa (1964).

Badoux (1965)

Badoux (1965) complementou os estudos anteriores com um programa experimental no qual foram ensaiadas ao corte longitudinal lajes betonadas *in situ* sobre vigas pré-fabricadas (Figura 2.34) com dois tipos de rugosidade nas interfaces. Para superfícies com uma rugosidade que os autores designaram por intermédia, obtiveram a seguinte expressão para a determinação de um valor mínimo de resistência ao corte longitudinal:

$$\tau_u = \frac{13,79}{X+11} + 137,9\rho \text{ [MPa]}$$

$$\left(\tau_u = \frac{2.000}{X+11} + 20.000\rho \text{ [psi]} \right) \quad (2.95)$$

Para superfícies com maior rugosidade, os autores apresentam a seguinte expressão:

$$\tau_u = \frac{24,14}{X+11} + 137,9\rho \text{ [MPa]}$$

$$\left(\tau_u = \frac{3.500}{X+11} + 20.000\rho \text{ [psi]} \right) \quad (2.96)$$

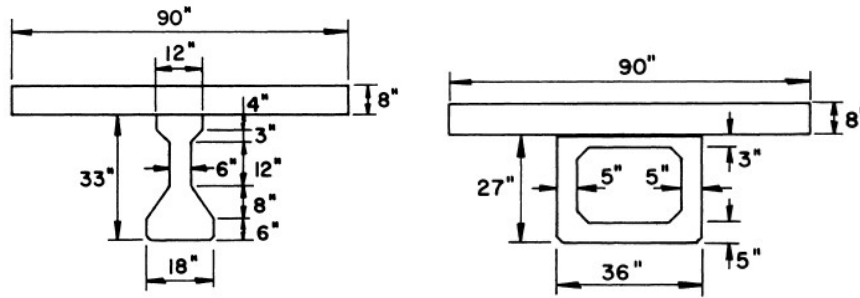


Figura 2.34 – Seção das lajes betonadas sobre vigas pré-fabricadas, ensaiadas por Badoux (1965).
(figura retirada de [Badoux & Hulsbos (1967)]).

Birkeland & Birkeland (1966)

Em 1966 os irmãos Birkeland [Birkeland & Birkeland (1966)] apresentam a já referida teoria do corte-atrito (ver 2.2.2), a partir da qual o coeficiente de atrito, μ , da interface passa a figurar nas expressões de cálculo da resistência ao corte longitudinal:

$$\tau_u = \rho f_y \mu \quad (2.97)$$

Estes autores procuraram determinar empiricamente o coeficiente de atrito μ , tendo obtido os seguintes valores: 1,7 para peças ao corte em betão monolítico; 1,4 para interfaces com rugosidade criada artificialmente; entre 0,8 a 1,0 para interfaces correntes e interfaces betão-aço. O coeficiente de atrito é igual à tangente do ângulo ϕ , designado como ângulo de atrito, em que é feita a decomposição da compressão na interface. Na imagem apresentada pelo autor (Figura 2.35) ilustra-se essa decomposição de forças, da qual resultam a reação à força de corte longitudinal atuante e a tração a que ficam submetidas as armaduras.

Esta é a formulação adotada pelas várias versões dos códigos ACI 318 [ACI (1983), ACI (1995), ACI (1999), ACI (2005), ACI (2008)]. Os autores definem ainda alguns limites para a

utilização desta expressão: $\tau_u \leq 800$ psi (5,52 MPa); $\rho \geq 1,5\%$; $f_y \leq 60$ psi (414 MPa); betão com resistência à compressão superior a 4.000 psi (27,58 MPa).

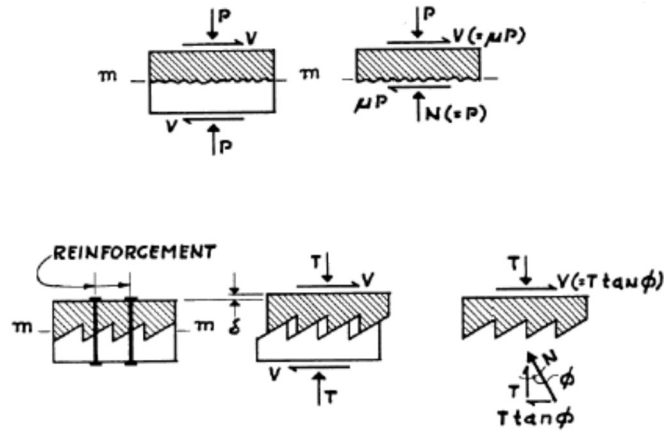


Figura 2.35 – Teoria do corte-atrito segundo Birkeland & Birkeland (1966).

Birkeland (1968)

Em [Birkeland (1968), *apud* Patnaik (1992)] é introduzida uma alteração na expressão anterior, estabelecendo uma relação parabólica entre a resistência ao corte longitudinal τ_u e a força de aperto ρf_y , apresentando a seguinte formulação não linear:

$$\begin{aligned} \tau_u &= 2,78\sqrt{\rho f_y} \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &= 33,5\sqrt{\rho f_y} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.98)$$

Mattock & Hawkins (1972)

Nas expressões para a determinação do corte longitudinal entre camadas de betão com idades diferentes, só começa a figurar uma clara distinção entre as componentes relativas à adesão e ao atrito com Mattock & Hawkins (1972). Estes autores procuraram refinar a teoria do corte-atrito tomando em conta também a contribuição para o corte-atrito por parte de tensões exteriores, σ_n , a que a interface esteja sujeita. Deste modo, apresentam uma nova expressão que ficou conhecida como teoria do corte-atrito modificada:

$$\tau_u = c + \mu (\rho f_y + \sigma_n) \quad (2.99)$$

A contribuição da adesão para a resistência, corresponde ao coeficiente c , com $c = 1,38$ MPa (200 psi). A segunda parcela da expressão traduz o mecanismo de atrito provocado pela chamada

força de aperto das armaduras, ρf_y , e pelas tensões exteriores, σ_n , e cujo coeficiente de atrito toma o valor $\mu = 0,8$, que corresponde ao ângulo de atrito $\phi = \arctan \mu = 38,7^\circ$.

Esta expressão foi aferida para armaduras com aços com tensões de cedência f_y entre os 345 e os 455 MPa e são impostas as seguintes restrições: $\tau_u \leq 1.500$ psi (10,34 MPa); $\tau_u \leq 0,3 f_c$ (sendo f_c a resistência à compressão); $(\rho f_y + \sigma_n) \geq 1,38$ MPa (200 psi). Os autores realizaram 66 ensaios de corte longitudinal com três tipos de provete diferentes, de acordo com a Figura 2.36:

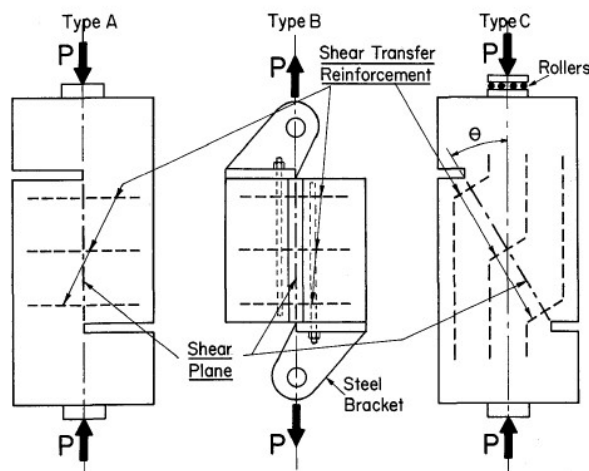


Figura 2.36 – Geometria dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados por Mattock & Hawkins (1972).

Mattock (1974)

Verificando que a expressão anterior oferecia valores muito conservativos, em especial para valores baixos de força de aperto ρf_y , e uma vez que esta expressão tinha sido desenvolvida com base em valores mínimos obtidos nos ensaios experimentais, Mattock (1974) procurou formular posteriormente uma alteração dos valores para a componente da adesão com base em valores médios dos ensaios experimentais:

$$c = 2,76 \text{ MPa (400 psi)} \quad (2.100)$$

Mattock (1974) completa ainda a formulação anterior contemplando a possibilidade das armaduras que atravessam a interface não serem perpendiculares a esta. A formulação reveste-se de uma complexidade acrescida e a resistência passará a depender também do ângulo α , entre a interface e a armadura. Na definição do ângulo α importa ter em conta a direção da força de corte para a qual esta inclinação é favorável à resistência, como ilustrado na Figura 2.37. Para esta situação o autor apresenta a seguinte expressão:

$$\tau_u = c \sin^2 \alpha + \rho \sigma_s \left(\mu \sin^2 \alpha - \frac{\sin 2\alpha}{2} \right) \quad (2.101)$$

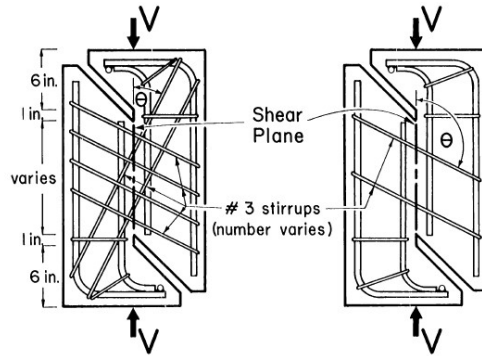


Figura 2.37 – Geometria dos provetes de ensaios *push-off* realizados por Mattock com armaduras inclinadas. (ângulo α é designado como θ na imagem, retirada de [Mattock (1974)]).

A tensão σ_s corresponde à tração no aço do elemento que atravessa a interface na rotura e é indicado que se determine da seguinte forma: para ângulo α entre 0° e $(90^\circ - \alpha)$, esta tensão deve ser tomada como nula ($\sigma_s = 0$); para ângulo α entre $(90^\circ - \alpha)$ e 180° , esta tensão deve ser tomada com o valor da tensão de cedência do aço ($\sigma_s = f_y$); e para os restantes valores, ângulo α entre $(90^\circ - \phi)$ e 90° , esta tensão deve ser tomada por:

$$\sigma_s = \frac{\cos(\alpha + \phi)}{\cos(90^\circ + \phi)} f_y \quad (2.102)$$

No caso de as armaduras serem perpendiculares à interface ($\alpha = 90^\circ$), a expressão (2.101) reduz-se à expressão (2.99) com ausência de compressões exteriores ($\sigma_n = 0$).

Hermansen & Cowan (1974)

As expressões existentes em 1974 para determinar a resistência ao corte longitudinal numa interface com armaduras a cruzar, levavam a resultados muito conservativos quando aplicadas ao dimensionamento de consolas curtas para o modo de rotura de corte longitudinal entre os pilares e a consola. Para obviar este problema, Hermansen & Cowan (1974) efetuaram ensaios em 40 consolas curtas (Figura 2.38) para conceber uma nova formulação que seja válida para peças monolíticas sujeitas ao corte, isto é, peças em que a superfície de corte na rotura se forme sem que haja uma junta de betonagem. Estes autores propõem uma expressão semelhante à de Mattock, com a seguinte forma:

$$\tau_u = c + \mu \rho f_y \quad (2.103)$$

Consideram que o valor do coeficiente de atrito se mantém $\mu = 0,8$, mas propõem um valor mais elevado para a parcela da adesão: $c = 4,0$ MPa (580 psi)

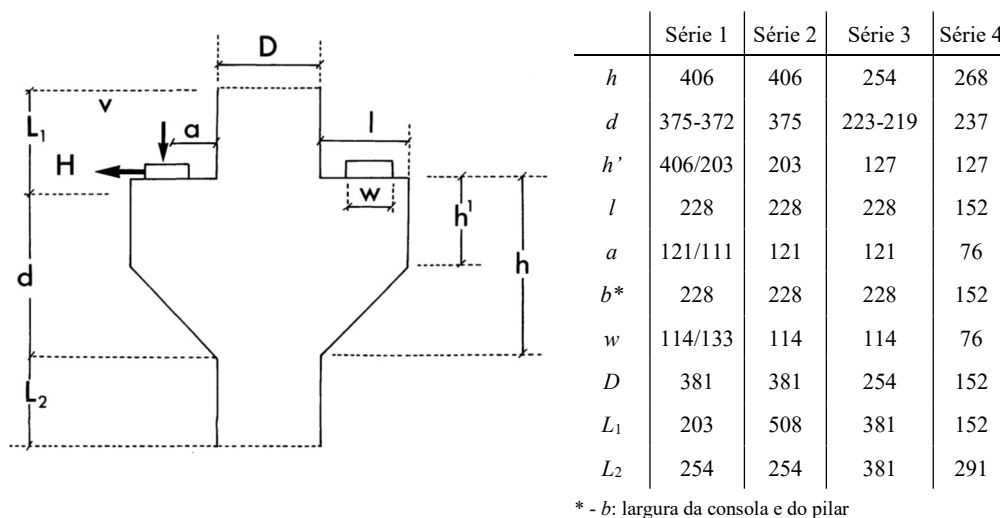


Figura 2.38 – Geometria dos 4 tipos de consola curta ensaiados por Hermansen & Cowan (1974).

Os autores referem que os resultados dos ensaios sugerem que existe uma certa dependência entre a resistência do betão e a resistência ao corte longitudinal, tanto na parcela da adesão como na parcela do atrito. Mas ainda não é com estes autores que surge uma expressão em que a resistência do betão seja tida em conta.

Mattock (1976)

Até 1976 a abordagem da parcela da adesão no cálculo da resistência ao corte longitudinal era ainda considerada de uma forma muito aproximada, sem ter em conta a relação desta com a resistência à compressão do betão das camadas. Esta resistência (f_c) aparece pela primeira vez de uma forma explícita na expressão proposta por Mattock (1976). Este autor justifica que na sua teoria do corte-atrito modificada foi omitida como variável da expressão proposta (ver expressão (2.99)) a resistência do betão, devido à falta de dados disponíveis, pois nessa época a maior parte dos resultados existentes eram relativos a provetes com uma resistência de cerca de 28 MPa (4.000 psi). Nos anos seguintes realizaram-se ensaios com provetes de 41 MPa (6.000 psi) de resistência, dando origem a novos valores para a parcela da adesão. Como resultado, o valor constante de 2,76 MPa (400 psi) desta parcela foi substituído pela seguinte função não linear:

$$c = 0,467 f_c^{0,545} \text{ [MPa]} \quad (2.104)$$

$$(c = 4,50 f_c^{0,545} \text{ [psi]})$$

Raths (1977)

Seguindo a formulação parabólica de Birkeland (1968) apresentada na expressão (2.98), Raths (1977) procurou desenvolver essa expressão incluindo uma nova variável: a densidade do betão utilizado, traduzida por uma constante designada λ . Deste modo, a formulação proposta é válida, não só para betão de densidade normal, mas também para betão leve. Raths propôs a seguinte função para o cálculo da resistência de interfaces lisas submetidas ao corte longitudinal:

$$\begin{aligned}\tau_u &= 2,03 \lambda \sqrt{\rho f_y} \text{ [MPa]} \\ \left(\tau_u &= 24,49 \lambda \sqrt{\rho f_y} \text{ [psi]} \right)\end{aligned}\tag{2.105}$$

Propôs os seguintes valores para a constante da densidade do betão: $\lambda = 1,0$ para betão de densidade normal, $\lambda = 0,85$, para betão de areia leve e $\lambda = 0,75$, para a generalidade dos betões leves.

Esta autor propôs ainda uma expressão aplicável a peças monolíticas:

$$\begin{aligned}\tau_u &= 3,11 \lambda \sqrt{\rho f_y} \text{ [MPa]} \\ \left(\tau_u &= 37,42 \lambda \sqrt{\rho f_y} \text{ [psi]} \right)\end{aligned}\tag{2.106}$$

Shaikh (1978)

É de assinalar uma revisão da teoria do corte-atrito feita por Shaikh (1978) aplicável tanto a interfaces entre camadas de betão como a interfaces entre peças metálicas e de betão, unidas por armaduras. Este autor introduz as seguintes alterações em relação à expressão (2.97) de [Birkeland & Birkeland (1966)]: insere um fator de redução $\varphi = 0,85$; e substitui o coeficiente de atrito por um coeficiente de atrito efetivo μ_e dependente da densidade do betão.

$$\tau_u = \varphi \mu_e \rho f_y \tag{2.107}$$

Para a determinação do coeficiente de atrito efetivo, indica a seguinte formulação:

$$\begin{aligned}\mu_e &= 6,90 \frac{\lambda^2 \mu}{\tau_u} \text{ [MPa]} \\ \left(\mu_e &= 1.000 \frac{\lambda^2 \mu}{\tau_u} \text{ [psi]} \right)\end{aligned}\tag{2.108}$$

A constante λ dependente da densidade do betão deverá tomar os mesmos valores propostos por Rath (1977): $\lambda = 1,0$ para betão de densidade normal, $\lambda = 0,85$, para betão de areia leve e $\lambda = 0,75$, para a generalidade dos betões leves. O coeficiente de atrito poderá tomar os seguintes valores: $\mu = 1,4$ para peças de betão monolíticas, $\mu = 1,0$ para peças de betão com camadas de idades diferentes com interface rugosas, $\mu = 0,4$ para peças de betão com interface lisa. É ainda apresentado o seguinte valor para as ligações entre peças metálicas e peças de betão: $\mu = 0,6$.

Esta formulação foi adotada pelo *PCI Design Handbook* [PCI (1985)]. Uma vez que a resistência ao corte longitudinal τ_u surge no denominador da expressão (2.108) para a determinação de μ_e , verifica-se que também nesta formulação se propõe uma relação parabólica entre esta resistência e a força de aperto ρf_y , embora de uma forma indireta.

Loov (1978)

Em Loov (1978) é proposta uma nova formulação para a determinação da resistência ao corte longitudinal. A expressão apresentada é não linear e contém a resistência do betão à compressão, f_c :

$$\tau_u = k f_c \sqrt{\frac{\rho f_y + \sigma_n}{f_c}} \quad (2.109)$$

sendo a constante $k = 0,5$ para interfaces inicialmente não fendilhadas, i.e., para peças monolíticas.

É interessante verificar que, com esta expressão, não é necessário efetuar qualquer adaptação ao sistema de unidades que se adote. A expressão anterior coincidirá com a formulação parabólica da expressão (2.98) proposta por Birkeland (1968) para o caso particular de não existirem tensões normais exteriores, σ_n , e de se usar um betão com $f_c = 30,9$ MPa.

Vecchio & Collins (1986)

Em 1986 Vecchio & Collins (1986) apresentaram os resultados de um programa de ensaios efetuado com uma estrutura especial concebida de forma a poder submeter um provete de betão em forma de painel a qualquer combinação de corte e esforço axial de membrana. O esquema de ensaio é composto por um sistema de 37 atuadores hidráulicos dispostos conforme a Figura 2.39, ligados ao provete a ensaiar de forma a introduzir, sobre este, cargas sincronizadas das quais resultam combinações de tração ou compressão e de corte bem definidas.

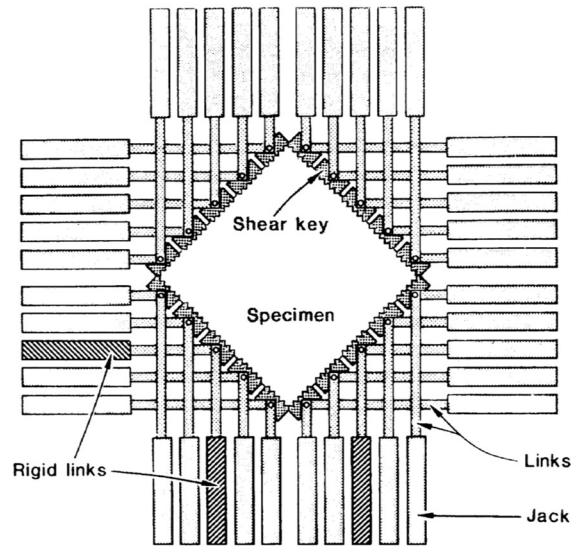


Figura 2.39 – Esquema de ensaios concebido Vecchio & Collins (1986) para introdução de tensões normais e de corte em provetes de betão.

Desta forma, os autores puderam medir as extensões em 30 provetes, e correspondentes tensões, contemplando diversos cenários, como por exemplo: corte puro monotónico, compressão uniaxial, combinações biaxiais de corte e compressão e de corte e tração e carregamentos cíclicos. Isto permitiu definir os círculos de Mohr dos estados de tensão das peças ensaiadas e desenvolver um modelo analítico a partir destes. Foram ainda consideradas variações nos seguintes parâmetros: percentagem de armaduras na direção longitudinal e na direção transversal e resistência do betão à compressão, f_c .

Como resultado deste estudo, os autores apresentaram uma expressão aplicável a peças de betão monolíticas fendilhadas para determinar a relação entre a resistência ao corte longitudinal na superfície da fenda, τ_{ci} , e a largura da fenda, w_k :

$$\tau_{ci} = 0,18 \tau_{ci \max} + 1,64 \sigma_c - 0,82 \frac{\sigma_c^2}{\tau_{ci \max}} [\text{MPa}] \quad (2.110)$$

em que:

- σ_c – é a tensão normal de compressão no betão (em MPa e com valor positivo), que resulta da soma das forças de aperto com as tensões normais, σ_n , a que a interface esteja sujeita: $\sigma_c = \rho f_y + \sigma_n$
- $\tau_{ci \max}$ – representa a máxima tensão ao corte que uma fenda com uma determinada largura w_k resiste, a qual dependerá da máxima dimensão do agregado, definido pela

variável a , conforme ilustrado na Figura 2.40. Segundo estes autores, esta tensão máxima pode ser dada por:

$$\tau_{ci\max} = \frac{\sqrt{f_c}}{0,31 + 24 \frac{w_k}{a + 16}} \text{ [MPa; mm]} \quad (2.111)$$

$$\left(\tau_{ci\max} = \frac{12\sqrt{f_c}}{0,31 + 24 \frac{w_k}{a + 0,63}} \text{ [psi; in]} \right)$$

A determinação da largura das fendas reveste-se de especial dificuldade, sabendo-se, no entanto, que estas diminuem com o aumento da percentagem de armadura.

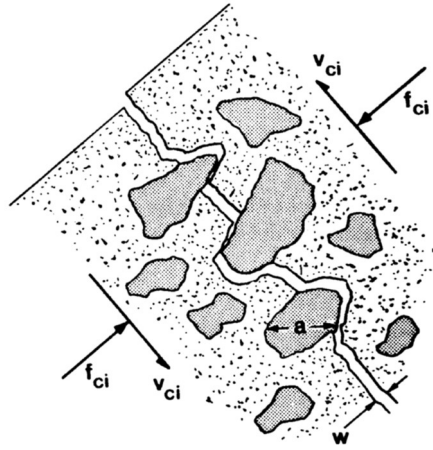


Figura 2.40 – Ilustração das variáveis para a determinação do esforço de corte longitudinal que uma fenda pode resistir, segundo Vecchio & Collins (1986).

Walraven et al. (1987)

Walraven & Reinhardt (1981) conceberam uma nova abordagem para a construção de um modelo analítico que descrevesse a evolução das forças resistentes que se geram na interface de camadas sujeitas ao corte longitudinal. O modelo consistiu em assumir os agregados que compõem o betão como esféricos. Por conseguinte, para a análise da secção ao corte longitudinal, estes agregados são considerados com secção transversal perfeitamente circular. Tendo em conta que a resistência à tração entre os agregados e a pasta de cimento é baixa, as fendas desenvolvem-se ao longo das superfícies dos agregados, conforme ilustrado na Figura 2.41.

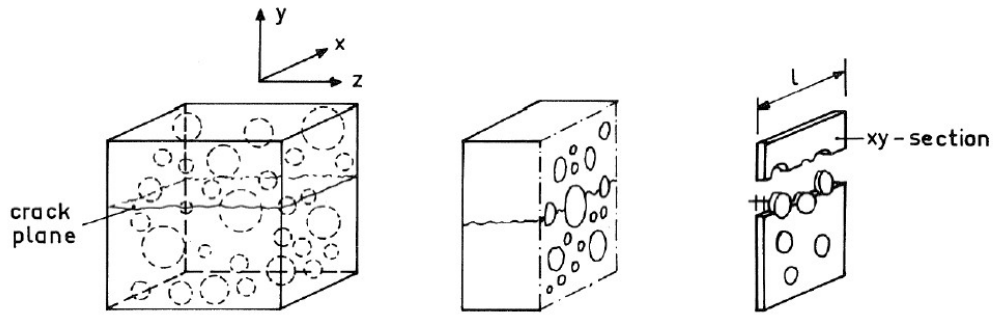


Figura 2.41 – Modelos dos agregados esféricos concebido por Walraven & Reinhardt (1981).

Quando as camadas de betão, já separadas por uma interface horizontal, são submetidas a esforço de corte longitudinal, dá-se um deslizamento e um afastamento entre as camadas, o que implica que ocorra um esmagamento local (por deformação plástica) na pasta de cimento comprimida pelo agregado, enquanto a geometria do agregado permanece inalterada (Figura 2.42). A tensão atingida entre o agregado e a pasta de cimento será perpendicular à superfície circular do agregado, desenvolvendo-se radialmente, e dependerá essencialmente da resistência do betão. Presume-se que, uma vez que há esmagamento do betão, não haverá tensões locais de corte ou atrito na superfície dos agregados.

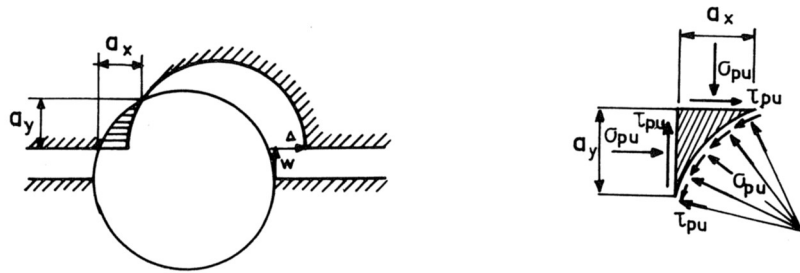


Figura 2.42 – Distribuição de tensões no modelo dos agregados esféricos de Walraven & Reinhardt (1981).

Com base neste modelo e na análise estatística de um vasto conjunto de ensaios de *push-off* (Figura 2.43), Walraven *et al.* (1987) formularam uma expressão não linear para determinar a resistência ao corte longitudinal em interfaces de betão inicialmente fendilhadas, na qual se verifica uma forte dependência com a resistência do betão, f_c (que deverá entrar nas expressões em MPa através de coeficientes C_1 e C_2):

$$\tau_u = C_1 (\rho f_y)^{C_2} \text{ [MPa]} \quad (2.112)$$

$$C_1 = 0,822 f_{c,cube}^{0,406} \quad (2.113)$$

$$C_2 = 0,159 f_{c,cube}^{0,303} \quad (2.114)$$

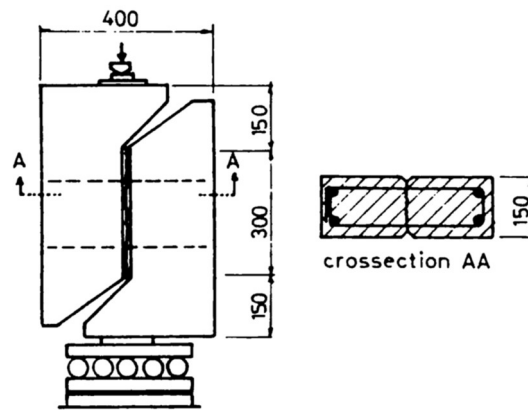


Figura 2.43 – Geometria dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados Walraven *et al.*
(imagem retirada de [Walraven *et al.* (1987)])

Vintzileou & Tassios (1986)

Vintzileou & Tassios (1986) estudaram o mecanismo do efeito de ferrolho submetido ao corte, fazendo a distinção entre dois modos de rotura: um modo I que corresponde à rotura do ferrolho propriamente dito, e um modo II, correspondente à chamada rotura por *splitting*.

O primeiro modo de rotura resulta da formação de uma rótula plástica no elemento de ligação, acompanhada pelo esmagamento localizado do betão da superfície da interface. Os autores basearam-se no modelo apresentado na Figura 2.44, que parte essencialmente das mesmas premissas já descritas para o modelo semi-empírico de Rasmussen. No entanto, a expressão que resulta desse modelo (ver expressão (2.51)) só é válida para forças aplicadas junto à superfície.

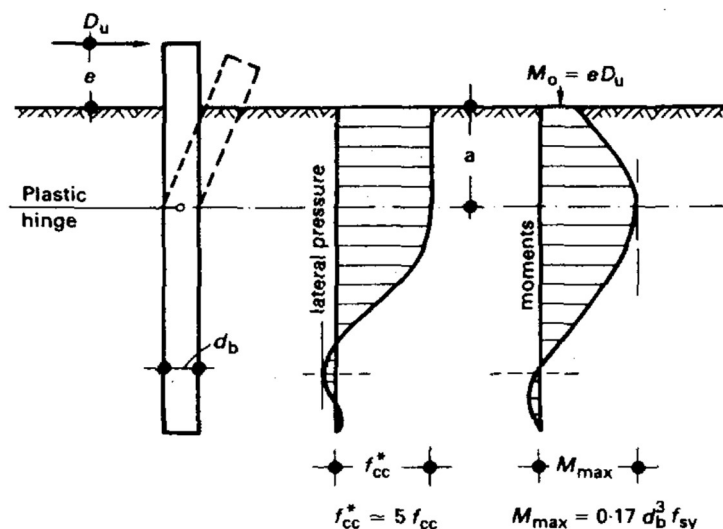


Figura 2.44 – Modelo utilizado por Vintzileou & Tassios (1986) para a determinação da resistência do ferrolho.
(a resistência $V_{R,dowel}$ é designada como D_u , e o diâmetro d como d_b)

Os autores assumem que a pressão exercida pelo betão sobre o ferrolho pode atingir 5 vezes a resistência à compressão uniaxial do betão. Partindo deste pressuposto, Vintzileou & Tassios (1986) apresentam uma equação, que relaciona a força de corte, $V_{R,dowel}$, a que um ferrolho resiste, com as restantes variáveis em questão, dada por:

$$V_{R,dowel}^2 + (10 f_c e d) V_{R,dowel} - 1,7 d^4 f_c f_y = 0 \quad (2.115)$$

sendo:

f_c – tensão de rotura do betão à compressão medida em cilindros sob tensão uniaxial;

e – distância a que a força corte atua, em relação à superfície;

d – diâmetro da armadura;

f_y – tensão de cedência do aço.

Note-se que, para $e = 0$, a resolução da equação anterior proporciona a expressão (2.51) do modelo semi-empírico de Rasmussen.

O segundo modo de rotura consiste na fendilhação da peça, com a conseqüente separação de uma porção desta, devido à concentração de forças no betão na zona pressionada pelo ferrolho ao corte. Este modo de rotura é obviado com o adequado recobrimento no betão da armadura que atua como ferrolho.

Lin & Chen (1989)

Com o objetivo de verificar a aplicabilidade dos métodos de dimensionamento disponíveis na época a peças de betão com resistência elevada, Lin & Chen (1989) realizaram um conjunto de ensaios do tipo *push-off* (Figura 2.45) em 68 provetes. Foram variados os seguintes parâmetros: resistência do betão, tensão externa aplicada sobre as interfaces e quantidade de armadura a atravessar a interface.

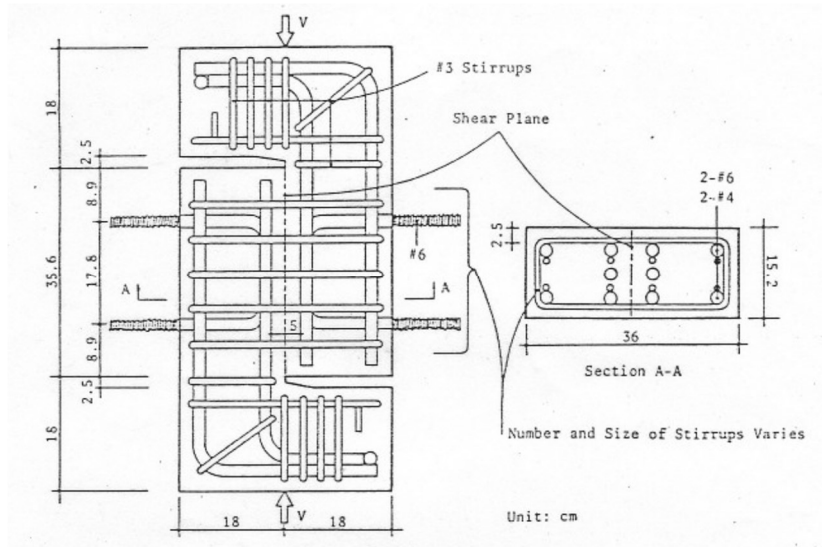


Figura 2.45 – Geometria dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados por Lin & Chen (1989).

Os autores concluíram que a utilização das expressões fornecidas por determinados códigos, como as da seção 11.7 do ACI 318-83 [ACI (1983)] e as da seção 6.7 do PCI *Design Handbook* de 1985 [PCI (1985)], dão resultados excessivamente conservativos para betões de elevada resistência. Pelo contrário, verificaram que as expressões propostas por Walraven *et al.* (1987) e as expressões de Mattock (1976) dão valores para as resistências acima das obtidas com os ensaios nesses mesmos betões de classe mais elevada. A partir dos resultados obtidos nos seus ensaios e em outros ensaios disponíveis, Lin & Chen calibraram a seguinte expressão para o cálculo da resistência ao corte longitudinal de peças monolíticas:

$$\tau_u = \mu_e (\rho f_y + \sigma_n) \leq 0,3 f_c \text{ ou } 12,35 \text{ MPa} \quad (2.116)$$

$$\mu_e = \left(\frac{1,75 \sqrt{f_c}}{\rho f_y + \sigma_n} \right)^{1/2} \leq 0,8 f_c^{1/4} \text{ (MPa)} \quad (2.117)$$

Tsoukantas & Tassios (1989)

Partindo do estudo de Vintzileou & Tassios (1986), Tsoukantas & Tassios (1989) propuseram uma expressão para prever a contribuição do efeito de ferrolho na resistência ao corte longitudinal especificamente para elementos pré-fabricados. Estes autores realizaram uma investigação analítica a partir da qual desenvolveram expressões de dimensionamento tendo em conta, de uma forma separada, a força de corte longitudinal transferida por atrito, $V_{R,fr}$, e força de corte longitudinal transferida por efeito de ferrolho, $V_{R,dowel}$:

$$V_R = V_{R,fr} + V_{R,dowel} \quad (2.118)$$

Estes dois mecanismos não são perfeitamente independentes e interagem um com o outro para diferentes níveis de deslizamento entre as camadas. Deste modo, para a determinação dos respectivos valores $V_{R,fr}$ e $V_{R,dowel}$, é necessário determinar previamente a variação de tensão $\Delta\sigma_s$ nas armaduras proporcionada pela resistência ao arrancamento (*pull-out*) das armaduras, a qual dependerá do escorregamento da armadura tracionada. Estes autores propuseram a seguinte expressão empírica para relacionar $\Delta\sigma_s$ com o escorregamento da armadura, s_b :

$$\Delta\sigma_s = 15 \frac{l_b}{\sqrt{d}} \left(\frac{f_{ck}}{16} \right)^{1/4} s_b^{1/3} \leq f_y \quad (2.119)$$

com:

d – diâmetro da armadura;

l_b – comprimento do varão no interior do betão, para o qual os autores recomendam que se tome $l_b = 12 d$;

f_c – tensão de rotura do betão à compressão;

s_b – escorregamento axial da armadura;

f_y – tensão de cedência do aço.

Por sua vez, o escorregamento da armadura corresponde a metade da dilatância entre as camadas, w , criada pelo deslizamento entre essas camadas, s , que será tanto maior quanto maior for a rugosidade da interface. Apresentam as seguintes expressões empíricas:

$$2s_b = w = 0,05s, \text{ para interfaces lisas} \quad (2.120)$$

$$2s_b = w = 0,6s^{2/3}, \text{ para interfaces rugosas} \quad (2.121)$$

Para o dimensionamento ao estado limite último, é proposto um valor $s = 2$ mm, por terem verificado que, para este valor, não ocorre diminuição substancial na resistência de qualquer um dos mecanismos.

Para o cálculo da força de corte longitudinal transferida por atrito, os autores contemplaram dois cenários distintos: interfaces lisas e interfaces rugosas. Para o primeiro caso:

$$V_{R,fr} = 0,4\sigma_c A_{c2} \quad (2.122)$$

e, para as interfaces rugosas:

$$V_{R,fr} = 0,5 \sigma_c^{1/3} f_{ck}^{2/3} A_{c2} \quad (2.123)$$

Esta força depende da tensão de compressão σ_c no betão, resultante das cargas exteriores, que atua na área comprimida, A_{c2} (ver Figura 2.46). Esta tensão será composta pela soma das tensões perpendiculares à interface resultantes das cargas exteriores σ_n (que na Figura 2.46 é representada por σ_{c0}) com o acréscimo de força proporcionado pela resistência ao arrancamento ($\Delta\sigma_s$ por *pull-out*) das armaduras localizadas na zona em compressão (cuja área total é designada por A_{s2}), isto é:

$$\sigma_c = \sigma_n + \Delta\sigma_c \quad (2.124)$$

$$\Delta\sigma_c = \rho_{Ac2} \Delta\sigma_s \quad (2.125)$$

$$\rho_{Ac2} = \frac{A_{s2}}{A_{c2}} \quad (2.126)$$

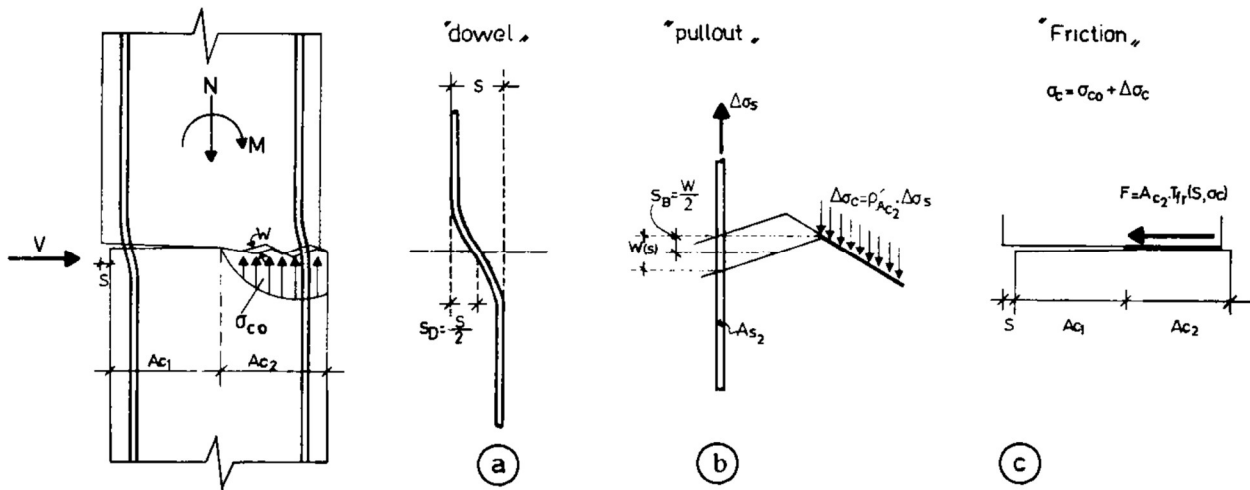


Figura 2.46 – Modelo analítico de Tsoukantas & Tassios (1989) das forças geradas com um deslocamento s .
 (a) efeito de ferrolho (*dowel*); (b) resistência ao arrancamento (*pull-out*); (c) atrito (*friction*).

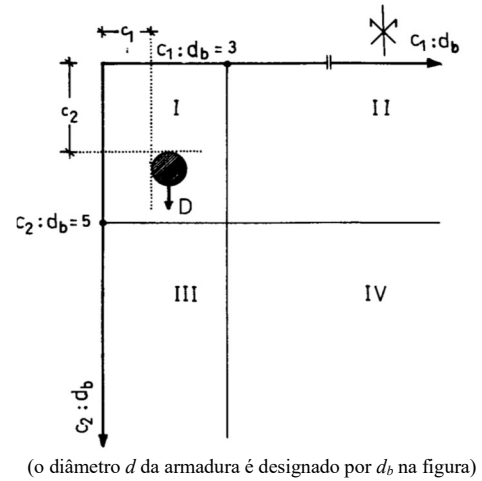
A resistência $V_{R,dowel}$ proporcionada pelo efeito de ferrolho de um varão de diâmetro d sujeito a um deslocamento transversal, s , atinge o seu valor de rotura quando o aço entra em cedência com esmagamento local do betão envolvente. A resistência por efeito de ferrolho dependerá da tensão axial atuante no varão, σ_s , a qual resulta da soma da tensão preexistente nessas mesmas armaduras (proveniente das cargas exteriores) com a tensão $\Delta\sigma_s$ procedente do efeito de *pull-out*. Segundo Tsoukantas & Tassios (1989), a resistência $V_{R,dowel}$ deverá ser determinada pela seguinte expressão:

$$V_{R,dowel} = \delta d^2 \sqrt{f_{ck} f_y \left(1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y} \right)^2 \right)} \quad (2.127)$$

O fator δ é o parâmetro no qual entra outra importante variável de que depende o efetivo exercício do mecanismo do efeito de ferrolho: o recobrimento das armaduras. A partir do definido na Tabela 2.4, distinguem-se as variáveis c_1 e c_2 , conforme a direção da força de corte longitudinal, e determina-se o valor para o fator δ .

Tabela 2.4 – Definição das distâncias das armaduras aos bordos para determinar o fator δ da resistência por efeito de ferrolho, segundo Tsoukantas & Tassios (1989).

Condição	Zona	Coeficiente δ
Para $c_1 < 3/d$ e $c_2 < 5/d$	I	$0,60 + \frac{c_1}{d} \left(0,027 \frac{c_2}{d} + 0,10 \right)$
Para $c_1 \geq 3/d$ e $c_2 < 5/d$	II	$0,90 + 0,03 \frac{c_2}{d}$
Para $c_1 < 3/d$ e $c_2 \geq 5/d$	III	$0,60 + 0,233 \frac{c_1}{d}$
Para $c_1 \geq 3/d$ e $c_2 \geq 5/d$	IV	1,3



Loov & Patnaik (1994)

Uma nova contribuição foi dada por Loov & Patnaik (1994) que sugeriram novas expressões com base nos resultados de ensaios em 16 vigas de betão armado simplesmente apoiadas e carregadas a meio vão. Cada uma das vigas foi executada com betonagem posterior do banzo sobre a alma, com interface designada como *left-as-cast*, i.e., deixada com a rugosidade da superfície sem tratamento. Os dados relativos a estes ensaios podem ser consultados em [Patnaik (1992)].

Estes autores procuraram formular uma expressão geral para a determinação da resistência ao corte longitudinal que fosse simultaneamente válida para interfaces com e sem armaduras a atravessar a interface (a que corresponde $\rho = 0$), para diversos tipos e classes de betão, e também válida para as duas situações distintas de se dimensionar ao corte longitudinal em peças monolíticas ou em peças não monolíticas. Para este último caso, consideram que existe um grau adicional no nível de segurança que permite prever resistências ao corte longitudinal mais elevadas, pois não existem as possíveis variações na rugosidade das interfaces de peças compostas por duas camadas betonadas em fases diferentes. Esta diferença é expressa num fator k que deverá tomar o valor $k = 0,6$ para peças monolíticas e $k = 0,5$ para peças com interface rugosa entre camadas. A expressão geral, que os autores propõem, é:

$$\begin{aligned}\tau_u &= k\lambda\sqrt{(0,1 + \rho f_y)f_c} \text{ [MPa]} \\ \left(\tau_u &= k\lambda\sqrt{(15 + \rho f_y)f_c} \text{ [psi]} \right)\end{aligned}\quad (2.128)$$

As tensões de corte longitudinal resultantes deverão ser limitadas a um quarto do valor da resistência à compressão do betão mais fraco de entre as duas camadas: $\tau_u \leq 0,25 f_c$. Entra também na expressão o fator de correção λ relacionado com a densidade do betão, já anteriormente definido por Rath (1977): $\lambda = 1,0$ para betão de densidade normal, $\lambda = 0,85$, para betão de areia leve e $\lambda = 0,75$, para a generalidade dos betões leves.

Mattock (1994)

Em Mattock (1994) é comentado o artigo de Loov & Patnaik (1994) e são feitas propostas de novas expressões para a determinação da resistência ao corte longitudinal com base nos ensaios descritos. Mattock defende que a relação que se verifica entre esta resistência e a resistência à compressão do betão, f_c , não deverá ter como expoente da potência o valor 0,5, mas sim o valor 0,73.

Mattock (1994) propõe duas expressões diferentes: uma primeira, para peças monolíticas em betão de densidade normal, dada por:

$$\begin{aligned}\tau_u &= \frac{(\rho f_y)^{0,5} f_c^{0,73}}{4,536} \text{ [MPa]} \\ \left(\tau_u &= \frac{(\rho f_y)^{0,5} f_c^{0,73}}{14,25} \text{ [psi]} \right)\end{aligned}\quad (2.129)$$

e uma segunda expressão, para peças compostas por diferentes camadas sujeitas a corte longitudinal e com interface rugosa, dada por:

$$\begin{aligned}\tau_u &= \frac{(\rho f_y)^{0,5} f_c^{0,73}}{3,820} - 0,02 f_c \text{ [MPa]} \\ \left(\tau_u &= \frac{(\rho f_y)^{0,5} f_c^{0,73}}{14,25} - 0,02 f_c \text{ [psi]} \right)\end{aligned}\quad (2.130)$$

Randl (1997)

É em [Randl (1997)] que surge uma formulação mais completa do problema em análise, na qual é tida em conta a soma da contribuição dos distintos mecanismos. Cada um destes é determinado separadamente e é incorporado numa expressão de cálculo da resistência ao corte longitudinal de forma explícita, incluindo o efeito de ferrolho, que até à data não era contabilizado desta forma. A expressão proposta por Randl foi uma das mais significativas contribuições para o estado da arte nesta matéria e foi adotada no *fib Model Code 2010* [fib (2013)], conforme apresentado anteriormente na expressão (2.65).

A expressão proposta é composta por três parcelas, sendo a primeira relativa ao mecanismo de adesão e imbricamento mecânico, a segunda ao mecanismo de atrito e a terceira ao mecanismo do efeito de ferrolho. O autor realizou um vasto estudo experimental, com 83 ensaios ao corte longitudinal em interfaces entre peças de betão de diferentes idades com diversas rugosidades, por meio de um esquema de ensaio otimizado, ilustrado na Figura 2.47.

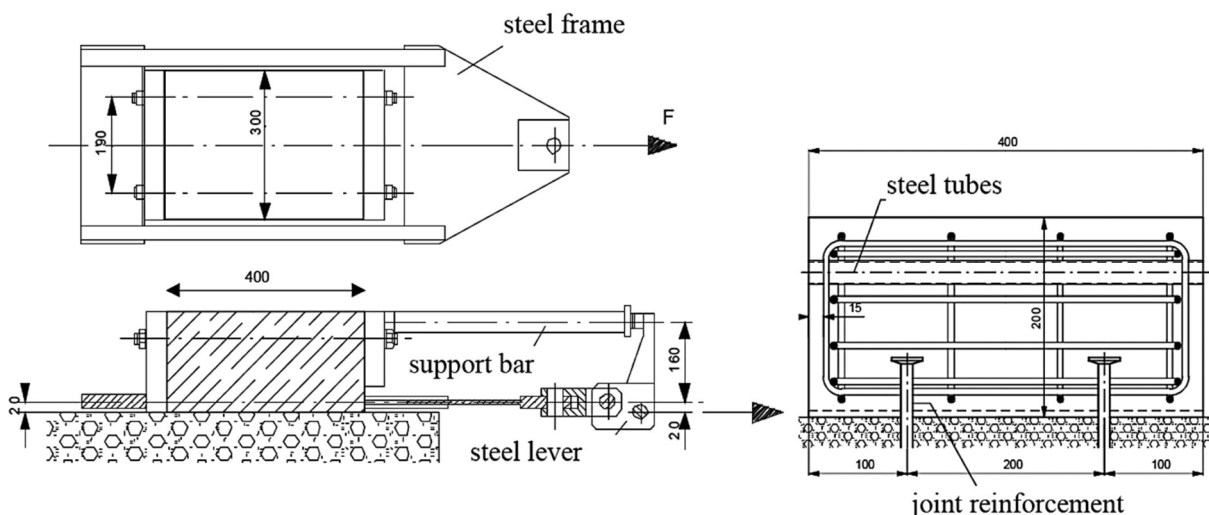


Figura 2.47 – Esquema de ensaios de corte efetuados descritos em Randl (1997).
(imagem retirada de [Randl (2013)]).

A expressão proposta por Randl consiste numa combinação dos vários mecanismos tendo em conta que a contribuição de cada um destes depende do nível de rugosidade das interfaces. O autor detetou que, em superfícies lisas, o peso relativo do efeito de ferrolho é muito superior ao dos casos de superfícies rugosas [Randl (2004)]. Pelo contrário, quanto maior a rugosidade, mais predominante será o atrito e a adesão na resistência total. Isto é tido em conta através de coeficientes que foram calibrados com base em análises de regressão sobre os resultados obtidos. O autor efetuou

também um estudo sobre os coeficientes parciais de segurança a adotar, chegando à seguinte expressão para a determinação do valor de cálculo da resistência ao corte longitudinal, τ_{ud} :

$$\tau_{ud} = \frac{c_a f_{ck,cube}^{1/3}}{\gamma_{coh}} + \mu \left(\kappa \rho \frac{f_{yk}}{\gamma_s} + \sigma_n \right) + \alpha_0 \rho \sqrt{\frac{f_{yk}}{\gamma_s} \frac{f_{ck,cube}}{\gamma_c}} \leq \beta_c v \frac{f_{ck,cube}}{\gamma_c} \quad (2.131)$$

As variáveis μ , ρ , σ_n têm o significado já indicado em cima (representam respetivamente o coeficiente de atrito, o rácio de armadura que atravessa a interface e a tensão mínima garantida devida a cargas exteriores normais à interface). Os restantes parâmetros representam:

- c_a – coeficiente de adesão;
- κ – coeficiente para a tração que efetivamente pode ser ativada no varão;
- α_0 – coeficiente da resistência à flexão do varão no efeito de ferrolho;
- β_c – coeficiente de resistência das bielas de compressão do betão para o ângulo admitido;
- v – coeficiente de redução da resistência efetiva ao corte para betão fendilhado;
- $f_{ck,cube}$ – valor característico da tensão de rotura do betão à compressão referido a provetes cúbicos;
- f_{yk} – valor característico da tensão de cedência do aço;
- γ_{coh} – coeficiente parcial de segurança para efeito da adesão;
- γ_s – coeficiente parcial de segurança para o aço;
- γ_c – coeficiente parcial de segurança para o betão.

Em [Randl (2004)] são indicados os valores para as variáveis que dependem do tipo de interface, que constam na Tabela 2.5. É feita uma distinção entre dois níveis de rugosidade (rugosidade obtida por hidrodecapagem e rugosidade obtida por aplicação de jato de areia) relacionando-os com o coeficiente médio de rugosidade R_t (também designado como *MTD: mean texture depth*) obtido pelo processo de avaliação de texturas de camadas horizontais *sand patch test*.

Tabela 2.5 – Valores para os coeficientes que constam na expressão de [Randl 2004].

Rugosidade da interface	c_a	μ		κ	α_0	β_c
		$f_{ck} \geq 20 \text{ MPa}$	$f_{ck} \geq 35 \text{ MPa}$			
Hidrodecapagem de alta pressão sobre a interface $R_t \geq 3 \text{ mm}$	0,4	0,8	1,0	0,5	0,9	0,4
Tratamento da interface com jato de areia $R_t \geq 0,5 \text{ mm}$	0	0,7		0,5	1,1	0,3
Interface lisa	0	0,5		0	1,5	0,2

Para os coeficientes parciais de segurança, são propostos os seguintes valores: $\gamma_{coh} = 2,0$; $\gamma_s = 1,15$; $\gamma_c = 1,5$.

Valluvan *et al.* (1999)

Fazendo uma revisão das recomendações de cálculo do ACI 318-95 [ACI (1995)], Valluvan *et al.* (1999) verificaram que este regulamento norte-americano fornece valores muito díspares em relação a ensaios realizados por estes autores quando são aplicadas sobre a interface forças de compressão exteriores elevadas. Nomeadamente, os limites impostos à resistência ao corte longitudinal fornecem valores excessivamente conservativos. Na Figura 2.48 é apresentado um esboço da configuração utilizada nos ensaios realizados por estes autores que conduziram às conclusões referidas. O seu programa de ensaios consistiu em levar à rotura por corte longitudinal 16 provetes compostos por dois blocos betonados com idades diferentes, fazendo variar o número de armaduras que atravessam a interface, o nível das cargas de compressão permanentes sobre estas interfaces, a resistência do betão da camada de substrato e o tratamento da interface.

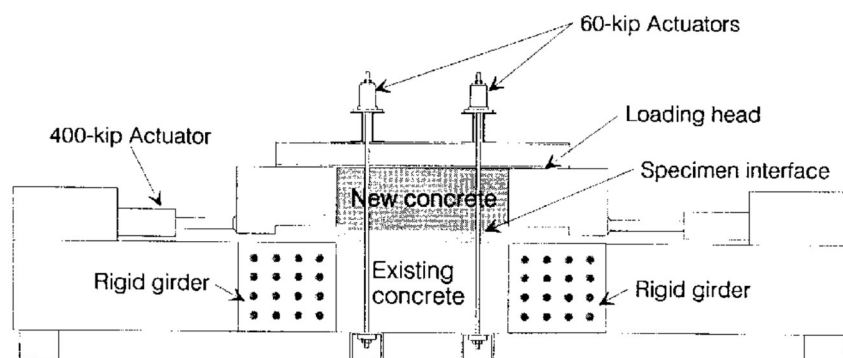


Figura 2.48 – Esquema de ensaios de corte efetuados por Valluvan *et al.* (1999).

A expressão proposta pelo ACI de 1995 [ACI (1995)] é semelhante à expressão da versão de 2008 [ACI (2008)] já referida (ver expressão (2.65)) e que, transformada em termos de tensões, equivale a:

$$\tau_u = \mu \rho f_y \quad (2.132)$$

No entanto, os limites impostos na versão de 1995 eram mais restritivos do que os atuais, impondo-se os seguintes valores para todos os tipos de interface (expressos em termos de tensões):

$$\begin{aligned} \tau_u &\leq \min \{0, 2f_c; 5,52\} \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &\leq \min \{0, 2f_c; 800\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.133)$$

No que diz respeito às tensões normais às interfaces σ_n , nesse código é referido apenas que estas deverão ser contabilizadas no cálculo da armadura que atravessa a interface, no caso de estas serem tensões de tração; e que, caso se trate de tensões de compressão, o seu valor mínimo permanente poderá também ser tido em conta.

Estes autores propõem que se modifiquem as recomendações regulamentares para a seguinte forma:

Para tensões de compressão permanentes sobre a interface $\sigma_n \leq 5,52 \text{ MPa}$ (800 psi), a resistência ao corte longitudinal na interface é dada por:

$$\tau_u = \mu (\rho f_y + \sigma_n) \quad (2.134)$$

impondo os seguintes limites:

$$\begin{aligned} \tau_u &\leq \min \{0, 25f_c; 5,52\} \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &\leq \min \{0, 25f_c; 800\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.135)$$

Para tensões $\sigma_n > 5,52 \text{ MPa}$ (800 psi), a resistência ao corte longitudinal é dada por:

$$\tau_u = \mu \sigma_n \quad (2.136)$$

com os seguintes limites:

$$\begin{aligned} \tau_u &\leq \min \{0, 6f_c; 14,49\} \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &\leq \min \{0, 6f_c; 2.100\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.137)$$

Patnaik (2001)

Em Patnaik (2001) é apresentado um estudo baseado num programa experimental com vigas simplesmente apoiadas submetidas ao corte longitudinal e compostas por duas camadas: a alma, pré-fabricada, e o banzo, betonado *in situ* sobre a primeira. Ensaíram-se 24 vigas com dois tipos de secção e com interface lisa, como ilustrado na Figura 2.49.

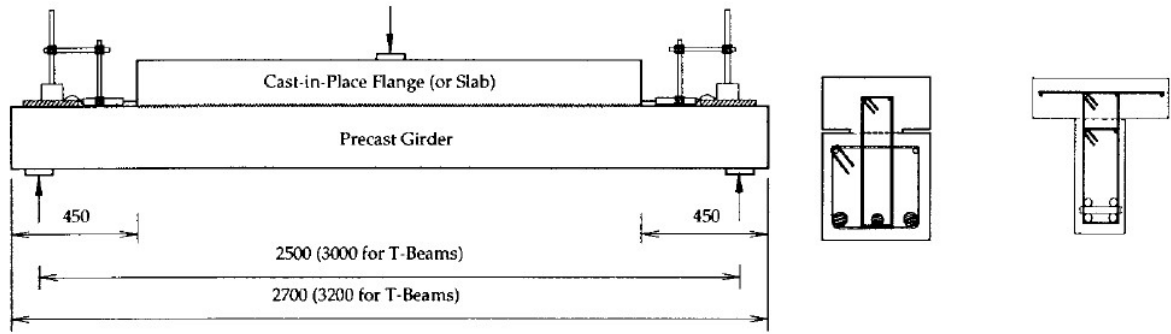


Figura 2.49 – Esquema das vigas simplesmente apoiadas ensaiadas por Patnaik (2001) e respetiva pormenorização das armaduras nos dois tipos de secção contemplados.

Assim, este autor sugere ligeiras alterações face ao indicado em Loov & Patnaik (1994), definindo especificamente para interfaces lisas a seguinte expressão de cálculo e os seguintes limites para a resistência ao corte longitudinal:

$$\begin{aligned} \tau_u &= 0,6 + \rho f_y \leq \min \{0,2 f_c; 5,5\} \text{ [MPa]}; \tau_u = 0, \text{ para } \rho f_y < 0,35 \text{ MPa} \\ (\tau_u &= 87 + \rho f_y \leq \min \{0,2 f_c; 800\} \text{ [psi]}; \tau_u = 0, \text{ para } \rho f_y < 50 \text{ psi}) \end{aligned} \quad (2.138)$$

Num comentário que elaborou sobre o estudo de Valluvan *et al.* (1999) [Patnaik (2000), *apud* Patnaik (2001)], o autor refere ainda que sugeriu expressões para os restantes casos de elementos compostos por camadas de idades diferentes, as quais correspondem a ligeiras alterações às indicadas em [Loov & Patnaik (1994)] e que são, para interfaces rugosas:

$$\begin{aligned} \tau_u &= 0,55 \sqrt{(0,25 + \rho f_y) f_c} \leq \min \{0,25 f_c; 8,0\} \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &= 0,55 \sqrt{(36 + \rho f_y) f_c} \leq \min \{0,25 f_c; 1.150\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.139)$$

e para peças monolíticas:

$$\begin{aligned} \tau_u &= 0,5 \sqrt{(0,25 + \rho f_y) f_c} \leq \min \{0,25 f_c; 9,0\} \text{ [MPa]} \\ (\tau_u &= 0,5 \sqrt{(36 + \rho f_y) f_c} \leq \min \{0,25 f_c; 1.300\} \text{ [psi]}) \end{aligned} \quad (2.140)$$

Mattock (2001)

Uma nova proposta é apresentada em 2001 por Mattock (2001) que procura fazer uma reapreciação das diversas formulações que foram propostas até à data de modo a dar origem a uma nova expressão para a avaliação do corte-atrito. Pretendeu este autor que a nova expressão fosse adequada a uma utilização prática em cálculos de dimensionamento, em contraposição com outras formulações consideradas demasiado complicadas, como a de Walraven & Reinhardt (1981). Como resultado da análise elaborada com base em dados de numerosos ensaios de variados investigadores neste tema, Mattock propõe um refinamento da sua formulação original numa série de três expressões lineares que se apresentam compiladas na Tabela 2.6 para diferentes casos de estruturas submetidas a corte longitudinal:

Tabela 2.6 – Cálculo da resistência ao corte longitudinal τ_u , segundo Mattock (2001).

Situação		τ_u	Limites: $\tau_u \leq$	
Tipo de interface	Condição	[psi], [MPa]	[psi]	[MPa]
Peças monolíticas e peças com interface rugosa	$(\rho f_y + \sigma_n) \geq K_1 / 1,45$ equivale a $\tau_u \geq 1,55 K_1$	$K_1 + 0,8 (\rho f_y + \sigma_n)$	$\min\{K_2 f_c ; K_3\}$	$\min\{K_2 f_c ; K_3\}$
	$(\rho f_y + \sigma_n) < K_1 / 1,45$ equivale a $\tau_u < 1,55 K_1$	$2,25 (\rho f_y + \sigma_n)$	-	-
Peças com interface não rugosa	-	$0,6 \lambda \rho f_y$	$\min\{0,2 f_c ; 800\}$	$\min\{0,2 f_c ; 5,52\}$
Peças com interface aço-betão	-	$0,7 \lambda \rho f_y$	$\min\{0,2 f_c ; 800\}$	$\min\{0,2 f_c ; 5,52\}$

Estas expressões incluem uma série de coeficientes dependentes da densidade do betão (K_1 , K_2 , K_3 e λ) que se listam na Tabela 2.7.

Tabela 2.7 – Coeficientes para o cálculo da resistência ao corte longitudinal τ_u , segundo Mattock (2001).

Situação		K_1	K_2	K_3	λ		
Tipo de betão	Tipo de interface	[psi]	[MPa]	[]	[psi]	[MPa]	[]
densidade normal	Peças monolíticas	$\min \{0,1f_c ; 800\}$	$\min \{0,1f_c ; 5,52\}$	0,3	2.400	16,55	1,0
	Peças com interface rugosa	400	2,76				
areia leve	-	250	1,72	0,2	1.200	8,27	0,85
leve	-	200	1,38	0,2	1.200	8,27	0,75

Kahn & Mitchell (2002)

Continuando o esforço de tornar as expressões propostas mais abrangentes, e dando continuidade a estudos anteriores, Kahn & Mitchell (2002) realizaram um programa de ensaios com uma vasta gama de resistências, de modo a propor uma expressão válida para prever a resistência ao corte longitudinal, tanto em betão com densidade normal, como em betão de elevada resistência. A expressão proposta deve ser limitada a $\tau_u \leq 0,2 f_c$ e toma a seguinte forma:

$$\tau_u = 0,05 f_c + 1,4 \rho f_y \quad (2.141)$$

O programa experimental efetuado por estes autores consistiu em 50 ensaios *push-off* em provetes de betão de elevada resistência e com a geometria ilustrada na Figura 2.50. O leque de valores das resistências adotadas para o betão foi entre os 47 MPa e os 123 MPa.

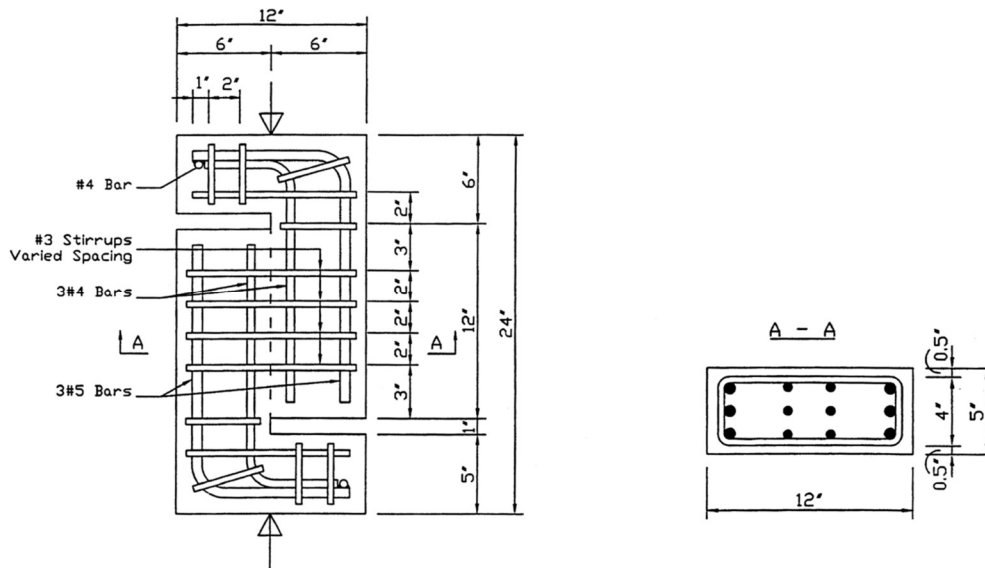


Figura 2.50 – Geometria (em polegadas) dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados por Kahn & Mitchell (2002).

Gohnert (2003)

Em Gohnert (2003) é feita uma análise comparativa entre formulações de diversos regulamentos: o código norte-americano ACI 318 [ACI (1995)], o código britânico BS 8110 [BSI (1997)], o código sul-africano SABS 0100 [SABS (1992)] e o Eurocódigo 2 [CEN (2010)], no que diz respeito ao dimensionamento ao corte longitudinal. Gohnert faz notar a incongruência que resulta do facto de alguns destes documentos não incluírem a influência da resistência do betão aplicado, e de outros, por sua vez, não especificarem características mensuráveis para classificar a

rugosidade da interface, distinguindo-as apenas pelo tipo de ferramenta empregue para criar a rugosidade.

Este autor realizou um trabalho experimental para comparar separadamente a influência que corresponde a cada uma destas duas variáveis: a resistência à compressão do betão da camada adicionada, f_c , e a rugosidade, traduzida por um parâmetro R_z . O seu programa experimental consistiu em 90 ensaios do tipo sobre provetes *push-off*, de acordo com a Figura 2.51. Estes provetes foram compostos por diversos tipos de vigas pré-fabricadas, provenientes de cinco fabricantes distintos, diferindo na geometria, na rugosidade da superfície e na resistência do betão. Sobre cada um destes elementos foi adicionada uma camada de betão *in situ*, sem armaduras a atravessar a interface. Deste modo, o corte longitudinal na interface depende apenas das características do betão e da rugosidade das vigas pré-fabricadas.

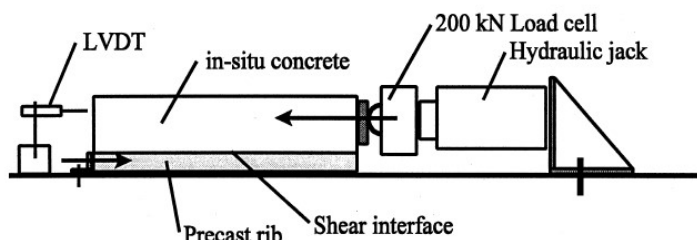


Figura 2.51 – Configuração dos ensaios de *push-off* realizados por Gohnert (2003).

Para comparação de resultados, este programa de ensaios inclui ainda 6 vigas compostas por uma camada de substrato pré-fabricada e uma camada de betão adicionado *in situ*. Estas vigas foram ensaiadas à flexão por aplicação de quatro cargas pontuais distribuídas com igual espaçamento, conforme ilustrado na Figura 2.52. As vigas foram submetidas a cargas gradualmente incrementadas até se atingir a rotura por corte longitudinal nas interfaces.

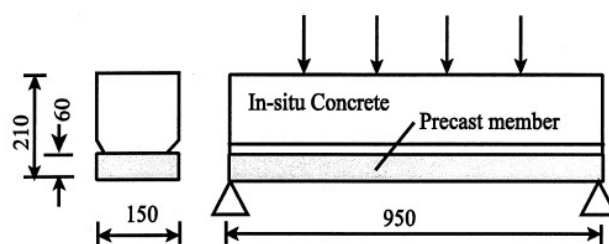


Figura 2.52 – Desenho esquemático dos ensaios à flexão de vigas compostas por duas camadas realizados por Gohnert (2003).

Para estabelecer a relação entre os resultados obtidos e a rugosidade da interface, o autor recorreu a um instrumento metrológico capaz de aferir as dimensões lineares de um objeto com precisão da ordem de micrómetros, com o qual obteve os perfis de rugosidade dos diferentes tipos

de vigas pré-fabricadas. Medindo a partir de um eixo arbitrário os valores máximos e mínimos, correspondentes aos picos e aos vales do perfil, foram calculadas as médias destes valores. O parâmetro de rugosidade utilizado, designado por R_z , resulta da diferença entre as médias das alturas dos picos com a médias das alturas dos vales. A linha de regressão obtida a partir destes resultados para a resistência ao corte longitudinal obtida, corresponde à seguinte expressão:

$$\tau_u = 0,2090 R_z + 0,7719 \text{ [MPa]} \quad (2.142)$$

Fazendo uma comparação dos resultados em função da resistência do betão f_c da camada adicionada, o autor obteve a seguinte relação:

$$\tau_u = 0,0286 f_c + 0,5701 \text{ [MPa]} \quad (2.143)$$

Concluiu, com base nestes resultados, que há um efeito claramente maior proveniente das diferenças de rugosidade em comparação com o efeito resultante da mudança de betão, apresentando-se o parâmetro de rugosidade como um significativo indicador de resistência.

Randl (2007)

Dando continuidade aos estudos acerca do efeito de ferrolho, Randl (2007) propõe um novo modelo mais realista para estimar a resistência ao corte longitudinal proporcionado por este efeito. Na Figura 2.53 representa-se o modelo utilizado, com a distribuição de tensões no momento em que é atingida a capacidade máxima ao corte longitudinal na ligação, no qual ocorre a formação da rótula plástica no ferrolho.

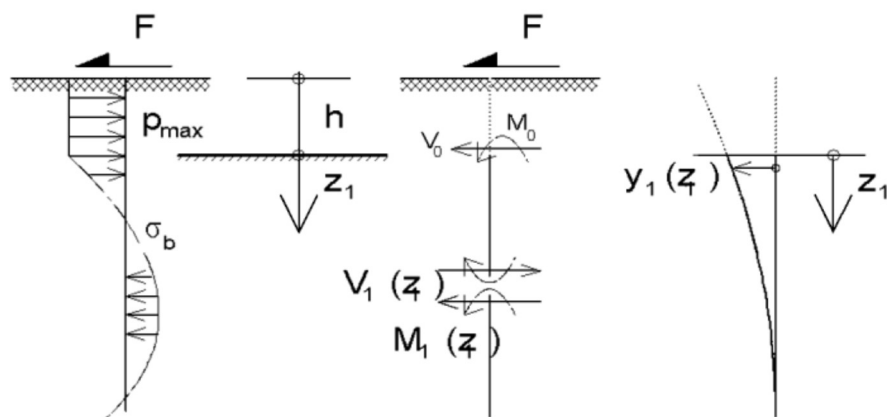


Figura 2.53 – Modelação do efeito de ferrolho de Randl (2007).

Este modelo trata o ferrolho distinguindo duas partes separadas pelo ponto que se encontra à profundidade em que se forma a rótula plástica. Da superfície da interface até essa profundidade,

considera-se no betão, um diagrama de tensões uniforme com o valor $p_{\max}$. No restante troço, a armadura comporta-se como uma viga apoiada sobre meio elástico, submetida a uma tensão σ_b que será função do módulo de reação proporcionado pelo betão, k_c , e do deslocamento transversal y : $\sigma_b = k_c y$.

Aplicando a análise matemática e simplificações descritas em [Randl (2007)], o autor apresenta a seguinte expressão para a carga máxima de rotura ao corte de uma armadura:

$$V_{dowel, \max} = p_{\max} d^2 \left(\frac{0,46 L_{el}}{d} + \frac{0,187 f_y d}{L_{el} p_{\max}} - 0,005 \frac{d^3 f_y^2}{L_{el}^3 p_{\max}^2} \right) \quad (2.144)$$

com:

d – diâmetro da armadura;

I – momento de inércia de secção;

$p_{\max}$ – pressão máxima suportada pelo betão, para a qual o autor sugere um valor de $p_{\max} = 3,5 f_{c, cube}$

f_y – tensão de cedência do aço;

E – módulo de elasticidade do aço;

L_{el} – comprimento elástico, dado por:

$$L_{el} = \sqrt[4]{\frac{4 E I}{d k_c}} \quad (2.145)$$

Para o módulo de reação, o autor propõe um valor constante, $k_c = 500 \text{ N/mm}^3$, e demonstra ainda que, para uma gama de valores habituais de dimensão e resistência do aço das armaduras, a expressão para a determinação da carga máxima de rotura ao corte pode ser simplificada:

$$V_{dowel, \max} = 1,5 \frac{\pi d^2}{4} \sqrt{f_{c, cube} f_y} \quad (2.146)$$

Esta forma assemelha-se à do método de Rasmussen (ver expressão (2.51)) e aproxima-se da expressão (2.144) para armaduras com diâmetro $d \geq 10 \text{ mm}$ e tensão de cedência do aço no seguinte intervalo de validade: $400 \leq f_y \leq 1.000 \text{ MPa}$.

Mansur et al. (2008)

Em [Mansur et al. (2008)] encontra-se um estudo realizado a partir de 19 ensaios de corte longitudinal do tipo *push-off* em peças pré-fendilhadas com variação da resistência do betão e da quantidade de armaduras (Figura 2.54). A pré-fendilhação foi efetuada através da introdução de uma força linear na direção transversal dos provetes. Os autores obtiveram curvas tensão-deslocamento e descrevem analiticamente os fenómenos que ocorrem à medida que as forças aumentam.

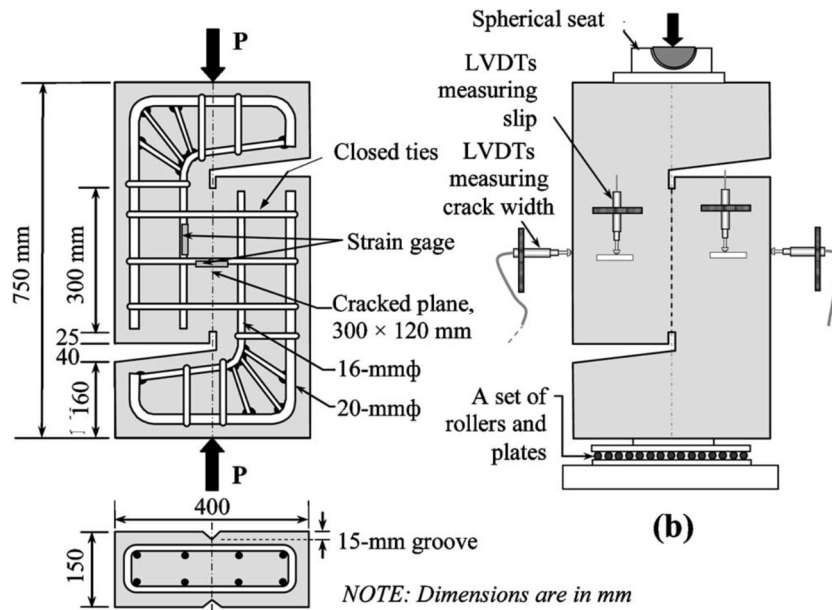


Figura 2.54 – Geometria dos provetes dos ensaios de *push-off* realizados por Mansur et al. (2008).

A partir dos resultados destes ensaios, e de outros 154 extraídos da literatura, Mansur et al. (2008) realizaram um vasto estudo cobrindo uma gama de valores para a resistência do betão de 18 a 110 MPa e forças de aperto, ρf_y , de $0,02 f_c$ a $0,39 f_c$. A partir deste estudo, calibraram a seguinte expressão de três ramos lineares para a determinação da resistência ao corte longitudinal transferido através de uma fenda pré-existente numa peça de betão armado⁶:

Para $\rho f_y < 0,075 f_c$:

$$\tau_u = 2,5 \rho f_y \quad (2.147)$$

⁶ Na expressão original, aqui adaptada, os intervalos são definidos em função de uma variável definida como índice de armadura, dado por $\rho f_y / f_c$.

Para $0,075 f_c \leq \rho f_y < 0,270 f_c$:

$$\tau_u = 0,56 f_c^{0,615} + 0,55 \rho f_y \quad (2.148)$$

Para $\rho f_y \geq 0,270 f_c$:

$$\tau_u = 0,3 f_c \quad (2.149)$$

Santos & Júlio (2010)

Júlio é um dos autores com mais estudos publicados sobre o comportamento de ligações entre camadas de betão de diferentes idades, tendo analisado a influência dos diversos parâmetros na resistência ao corte longitudinal das interfaces. Em particular, investigou a influência da rugosidade das interfaces [Júlio *et al.* (2004)], tendo apresentado em [Santos & Júlio (2013)] um estado da arte relativo aos métodos de quantificação da rugosidade existentes e tendo efetuado diversos estudos experimentais para relacionar este parâmetro com a resistência, como por exemplo em [Júlio *et al.* (2005b)], para carregamento monotónico, e em [Júlio *et al.* (2008)] para carregamentos cíclicos. Além disso, em conjunto com Santos, desenvolveu métodos de leitura de perfis de rugosidade em interfaces [Santos & Júlio (2008)]. Avaliou também o efeito de outros fatores, como a resistência do betão adicionado [Júlio *et al.* (2006)], a presença de agentes de ligação [Júlio *et al.* (2005a)], a diferença dos módulos de elasticidade das diferentes camadas [Santos & Júlio (2011)], a aplicação de betão leve [Costa *et al.* (2011)] e de betão de ultra elevada resistência [Saldanha *et al.* (2013b)].

Com o fim de estabelecer uma relação numérica entre a resistência das interfaces com parâmetros de rugosidade medidos, Santos & Júlio (2010), propuseram expressões para determinar os valores de cálculo dos coeficientes de atrito e de adesão, designados respetivamente como μ_d e c_d , em função de um parâmetro de rugosidade, R_{vm} . Desta forma, deixaria de ser necessário providenciar nos regulamentos tabelas para avaliação qualitativa do tipo de interface em questão, com os respetivos coeficientes dependentes da rugosidade. Aplicando este parâmetro de rugosidade em milímetros, e utilizando fatores parciais de segurança, respetivamente $\gamma_{coh} = 2,6$ para a adesão e $\gamma_{fr} = 1,2$ para o atrito, os valores de cálculo propostos são:

$$c_d = \frac{1,062 R_{vm}^{0,145}}{\gamma_{coh}} \quad (2.150)$$

$$\mu_d = \frac{1,366 R_{vm}^{0,041}}{\gamma_{fr}} \quad (2.151)$$

O parâmetro de rugosidade R_{vm} foi aquele que, de entre diversos parâmetros analisados, foi escolhido por apresentar uma melhor correlação com os resultados obtidos para diversos tipos de rugosidade ensaiados, correspondendo à profundidade média dos vales do perfil de rugosidade medida na interface.

Estes autores propuseram ainda uma alteração nas provisões de cálculo do Eurocódigo 2 [CEN (2010)], distinguindo duas expressões para o cálculo da resistência ao corte longitudinal, conforme a interface seja ou não atravessada por armaduras. Uma vez que os mecanismos de adesão e de atrito atuam em diferentes fases do deslocamento relativo ao corte longitudinal, consideram que a parcela da adesão apenas condiciona a resistência em interfaces sem armadura, caso em que a resistência deverá ser determinada por:

$$\tau_u = c_d f_{ctd} \leq 0,25 f_{cd} \quad (2.152)$$

Já no caso de haver armaduras a atravessar a interface, os autores consideram que, na rotura, a contribuição da adesão já não está presente, de modo que se dá apenas a contribuição do atrito e da armadura de ligação, pelo que se deverá determinar a resistência ao corte longitudinal através da seguinte expressão:

$$\tau_u = \mu_d (\sigma_n + \rho f_{yd}) \leq 0,25 f_{cd} \quad (2.153)$$

Em [Santos (2009)] encontra-se descrito mais pormenorizadamente o estudo experimental a partir do qual estas expressões foram aferidas. Na Figura 2.55 apresenta-se a configuração dos ensaios de corte inclinado e dos ensaios *splitting* realizados, nos quais se considerou uma variação de diversos parâmetros: condições de cura do betão, diferença de idade entre as camadas e técnicas de tratamento das interfaces.



Figura 2.55 – Configuração dos ensaios de corte inclinado e dos ensaios *splitting* realizados por Santos (2009).

Randl (2010)

Em Randl (2010) [*apud* Randl (2013)], é feito um estudo relativo à quantidade mínima de armadura que deve ser respeitada em ligações entre camadas ao corte longitudinal para as quais se requeiram armaduras. O estabelecimento de uma armadura mínima a respeitar prende-se com a necessidade de evitar uma rotura frágil, que é a que ocorre na rotura por adesão. A partir da avaliação de ensaios realizados em interfaces entre camadas, este autor determinou os seguintes valores de taxa de armadura:

$$\rho_{\min} = 0,20 \frac{f_{ctm}}{f_{yk}} \geq 0,1\%, \text{ para vigas.} \quad (2.154)$$

$$\rho_{\min} = 0,12 \frac{f_{ctm}}{f_{yk}} \geq 0,05\%, \text{ para lajes.} \quad (2.155)$$

A menor quantidade requerida para o caso das lajes deve-se ao facto de, nestas, a rotura local da ligação entre as camadas poder ser compensada, em certa medida, por uma redistribuição no plano de corte.

Tanaka & Murakoshi (2011)

Tanaka & Murakoshi (2011) realizaram uma reavaliação da analogia em que se apoiaram os estudos anteriores relativos ao eleito de ferrolho: a modelação do comportamento elástico da armadura como uma viga apoiada sobre meio elástico (a que os autores se referem com o acrónimo BEF: *beam on elastic foundation*). A partir deste estudo e de uma série de ensaios efetuados, procuram retirar implicações relativas ao comportamento das armaduras a partir desta mesma analogia.

Com a analogia BEF, os autores obtiveram expressões não só para a carga última de rotura de um ferrolho ao corte (P_u), mas também para a carga correspondente ao instante em que se dá a primeira cedência no aço da armadura (P_y) e para a carga com que ocorre o destacamento superficial do betão junto à armadura (P_{sp}):

$$P_y = 0,4 d^2 \sqrt{f_c f_y} \quad (2.156)$$

$$P_{sp} = 0,84 d^2 \sqrt{f_c f_y} \quad (2.157)$$

$$P_u = 1,0 d^2 \sqrt{f_c f_y} \quad (2.158)$$

Definindo um eixo x com origem na superfície da peça em que a armadura se encontra embebida, conforme se ilustra na Figura 2.56, os autores definiram também expressões para determinar algumas profundidades características do efeito de ferrolho:

- profundidade do destacamento do betão:

$$L_{sp} = 0,61 L_m \quad (2.159)$$

- profundidade do ponto de momento máximo antes da cedência do aço:

$$L_m = \frac{1}{\beta} \arctan \left(\frac{1}{1 - 2\beta g} \right) \quad (2.160)$$

- profundidade do ponto de momento máximo imediatamente depois do destacamento do betão:

$$L_{ma} = 1,27 L_m \quad (2.161)$$

sendo:

- g – a distância do ponto de aplicação da carga de corte à superfície do betão
- β – o inverso do comprimento elástico característico (com os parâmetros definidos na expressão (2.145)):

$$\beta = \frac{1}{L_{el}} = \sqrt[4]{\frac{4 E I}{d c}} \quad (2.162)$$

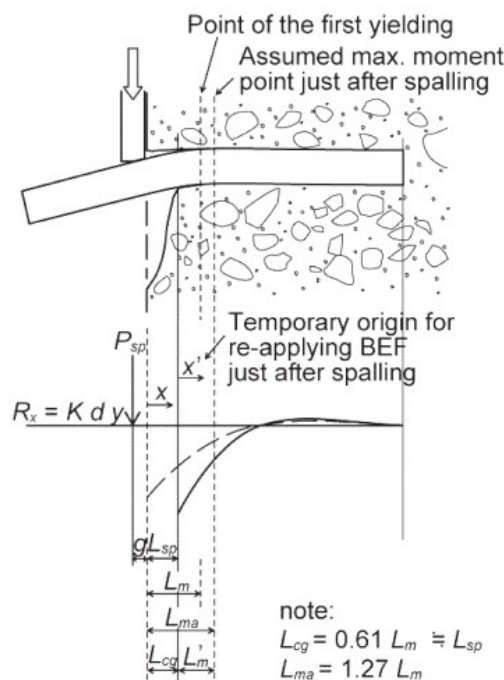


Figura 2.56 – Posição dos pontos de momento máximo no instante do destacamento superficial do betão.
(imagem retirada de [Tanaka & Murakoshi (2011)])

Randl (2013)

Em Randl (2013) é apresentado um importante trabalho que serve de base às expressões adotadas pela última versão do *fib Model Code 2010* [fib (2013)] na secção relativa à transferência de corte longitudinal em interfaces de betão. São explicados os fundamentos relativos à investigação nesta matéria, o comportamento dos diferentes mecanismos que atuam e a forma como estes interagem entre si. Nomeadamente, no que respeita à interação entre o efeito de ferrolho e a tensão nas armaduras, da qual dependerá também a capacidade de ação do mecanismo de atrito, Randl (2013) fez a respetiva análise para uma armadura de secção circular que atravessa a interface. Estas armaduras encontram-se submetidas simultaneamente a tração axial e a flexão, com a relação geométrica entre as tensões no aço, σ_s , ilustrada na Figura 2.57. Por um lado, existe tração na armadura que advém do progressivo afastamento entre as camadas que se gera em interfaces rugosas, à medida que as forças de corte longitudinal atuam. Por outro, a flexão na armadura é produzida pelo efeito de ferrolho.

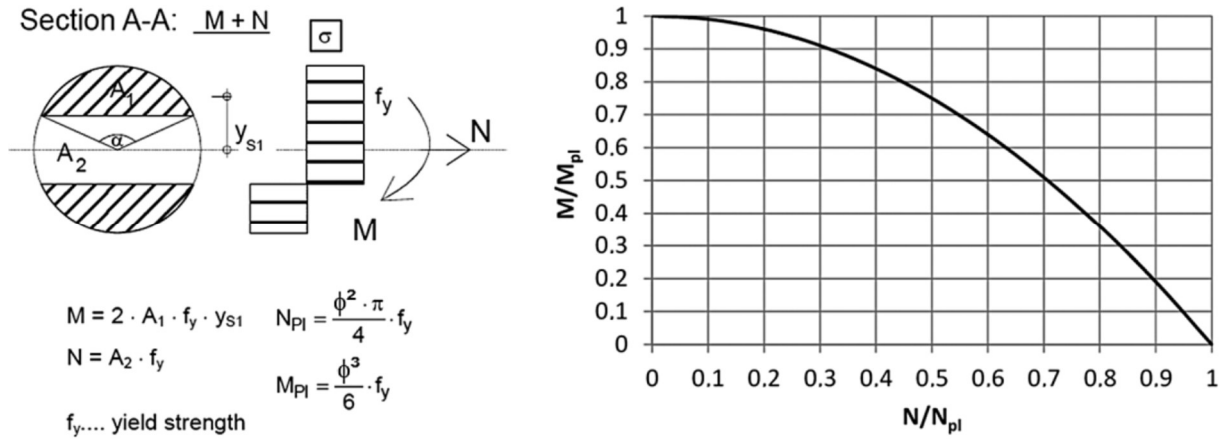


Figura 2.57 – Interação entre a flexão M e a tração axial N na armadura de secção circular cheia submetida a efeito de ferrolho e tração por afastamento da junta.
(imagem retirada de [Randl (2013)])

Com o surgimento destas trações adicionais no aço, devido à abertura da junta, a força de corte longitudinal resistente $V_{R,dowel}$, proveniente do efeito de ferrolho, ficará reduzida face ao valor máximo $V_{dowel,max}$ dado pela expressão (2.146), ao qual corresponde um deslizamento máximo, s_{crit} . O autor apresenta uma formulação parabólica como aproximação para a interação entre a flexão M e a tração N , do que resulta a seguinte progressão da força de corte V_{dowel} proveniente do efeito de ferrolho em função do deslizamento s entre as camadas:

$$V_{dowel}(s) = V_{dowel,max} \sqrt{\frac{s}{s_{crit}}} \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y} \right)^2} \quad (2.163)$$

Para o deslizamento s_{crit} o autor indica que este terá um valor entre 10 e 20 % do diâmetro d da armadura. O esforço axial de tração no aço σ_s varia conforma o nível de rugosidade da interface e o correspondente afastamento entre as camadas. Deste modo, o autor propõe a consideração de um fator que define como $\kappa_1 = \sigma_s / f_y (\leq 1,0)$, o qual traduz a interação entre a flexão e a tração na armadura, e que dependerá apenas do grau de rugosidade existente na interface. Recomenda para κ_1 um valor de 0,5.

CAPÍTULO 3

RUGOSIDADE E ARMADURAS NA INTERFACE: ESTADO DA ARTE

3.1. Introdução

Pela análise dos quatro mecanismos envolvidos na transferência de corte longitudinal entre as camadas de betão de diferentes idades, fica patente a dependência desta com a rugosidade existente nas interfaces e, no caso de estarem presentes armaduras que as atravessem, a sua efetiva ancoragem no betão. Estes constituem os dois principais agentes da transferência, sem os quais não será possível que a nova peça resultante se comporte como se de um elemento monolítico se tratasse.

Uma das maiores incógnitas presentes nas expressões existentes para a determinação da resistência ao corte longitudinal é a relação entre a morfologia das interfaces e o correspondente contributo para a adesão, imbricamento mecânico e atrito que esta confere. Procura-se expor, na primeira parte deste capítulo, o estado do conhecimento sobre esta matéria.

Numa segunda parte do presente capítulo, será apresentado, de forma sumária, o estado da arte relativo à ancoragem das armaduras dentro do betão. As armaduras de ligação entre camadas de betão podem consistir em varões de aço deixados em espera na camada de substrato, como ocorre tipicamente nas estruturas compostas por elementos pré-fabricados, ou em conetores metálicos instalados na camada de betão original, que se pretende reforçar ou reparar. Tendo em conta que

este último caso abrange os diversos modos de rotura possíveis por deficiente ancoragem, será sobre este que o presente estudo se vai focar.

Somente no caso de a amarração dos conetores suportar os esforços a que estes estejam submetidos, será possível que se atinja a tensão de cedência do material que os constitui. Por sua vez, é com a totalidade da secção em cedência que se conta para o cálculo da resistência relativa ao mecanismo por corte-atrito. O contributo dos conetores nas interfaces, é contabilizado nas expressões apresentadas (desde a mais concisa (2.40) até à expressão mais geral (2.65)), partindo do pressuposto de que estes estão devidamente ancorados. No entanto, nos principais códigos abordados, não são indicados critérios de verificação específicos para as ancoragens entre camadas de betão, remetendo para recomendações de cálculo genéricas das ligações aço-betão.

3.2. Caracterização de rugosidade de interfaces

Sendo a rugosidade um parâmetro determinante para a avaliação da capacidade de transferência das tensões de uma dada ligação entre camadas betonadas em idades diferentes, é fundamental definir métodos para a classificação e medição da rugosidade de uma interface. Pretende-se, neste subcapítulo, descrever e fazer uma avaliação comparativa entre os vários métodos existentes, os quais podem ser distinguidos entre os de tipo qualitativo e os de tipo quantitativo. Dentro dos métodos quantitativos, os mais relevantes possibilitam traçar o perfil de rugosidade das interfaces. A partir destes perfis é possível aferir uma série de parâmetros de extrema utilidade para a avaliação e quantificação da capacidade destas interfaces em transferir esforços entre camadas.

3.2.1. Métodos qualitativos de medição da rugosidade

A complexidade na medição de uma grandeza de características tão irregulares como é a rugosidade, levou a que não houvesse um método com aceitação generalizada. Geralmente os regulamentos optam por classificações qualitativas, as quais, não oferecendo uma standardização deste tipo de avaliação nem sendo muito precisas, pelo menos permitem uma avaliação rápida.

A classificação qualitativa da rugosidade das interfaces é apresentada em diversos códigos de forma análoga, através de tabelas ou listas, com a definição de alguns exemplos de interfaces-tipo para que o projetista possa enquadrar o caso em estudo no padrão mais semelhante.

No Eurocódigo 2 [CEN (2010)] são dados os seguintes exemplos para a classificação do tipo de superfície:

- i. Muito lisa: superfície obtida com molde de aço, plástico ou madeira, especialmente preparado;
- ii. Lisa: superfície extrudida ou executada com moldes deslizantes, ou executada sem cofragem e não tratada após a vibração;
- iii. Rugosa: superfície com rugosidade de pelo menos 3 mm de altura e espaçamento de 40 mm, obtida por meio de raspagem, jato de água, ar ou areia ou por meio de quaisquer outros métodos com um resultado equivalente;
- iv. Indentada: superfície com recortes em conformidade com a Figura 3.1.

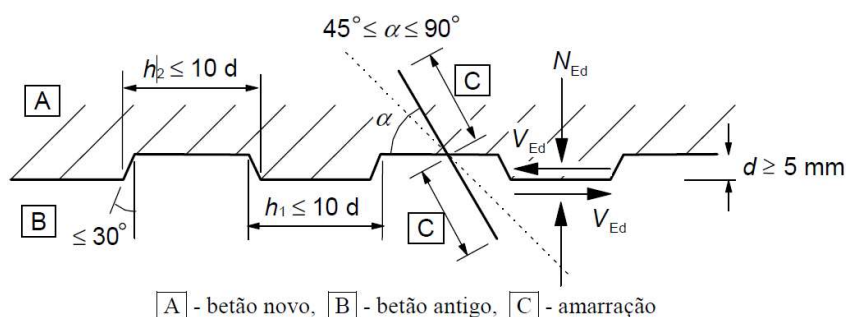


Figura 3.1 – Superfície indentada segundo o Eurocódigo 2.
(figura retirada de [CEN (2010)]).

No *fib Model Code 2010* [fib (2013)], são também consideradas quatro classes de rugosidade com denominações análogas. Na exposição dos critérios para a classificação do tipo de rugosidade, é realçada a condição prévia fundamental para que subsista a adesão na ligação: que seja efetuada uma boa preparação das superfícies; nomeadamente, que no momento da betonagem a interface esteja substancialmente limpa. De modo a tornar o caráter da seleção do tipo de superfície a considerar um pouco menos qualitativo, o *fib Model Code 2010* [fib (2013)] estabelece fronteiras nalguns tipos de rugosidade, com base no valor de um parâmetro de rugosidade mensurável, designado por R_f . Este parâmetro pode ser medido por um método conhecido como *sand patch test* (que se descreverá mais à frente), no qual a rugosidade de uma interface é medida através da área resultante de um dado volume de areia espalhado sobre a superfície. No entanto, este método é muito limitado, é pouco sensível a certos tipos de irregularidades e é apenas aplicável em superfícies horizontais. Deste modo, visto que não é ainda possível fazer uma categorização dos tipos de interface de um modo exato, requer-se uma avaliação de acordo com o senso do projetista.

No *fib Model Code 2010* [fib (2013)] os quatro tipos de interface são descritos do seguinte modo:

- i. Muito rugosa: superfície de tal modo rugosa que se tenha $R_t \geq 3,0$ mm. Neste grupo podem ser incluídas as superfícies indentadas com a condição de estas verificarem os critérios que constam na Figura 3.1, iguais aos do Eurocódigo 2 [CEN (2010)]. É dado como exemplo de rugosidades deste tipo as obtidas por hidrodecapagem;
- ii. Rugosa: superfície vigorosamente enrugada com o parâmetro de rugosidade $R_t \geq 1,5$ mm. É dado como exemplo de rugosidades deste tipo as obtidas por jato de areia e por hidrodecapagem;
- iii. Lisa: superfície de betão sem tratamento após vibração ou ligeiramente enrugada por betonagem contra cofragem;
- iv. Muito lisa: superfície betonada contra cofragem de aço, plástico ou madeira.

No ACI 318-08 [ACI (2008)] é apenas feita a distinção entre superfície rugosa e não rugosa. Para que a superfície possa ser considerada rugosa, indica-se que esta dever estar limpa, sem vestígios da calda de cimento e com uma amplitude total de rugosidade de aproximadamente $\frac{1}{4}$ de polegada (6,35 mm).

Um outro método qualitativo, de avaliação consideravelmente prática e simples, é o definido pelo *International Concrete Repair Institute*. No documento técnico [ICRI (1997)] são apresentadas nove amostras padronizadas, reproduzidas na Figura 3.2, com perfis de superfícies de betão, sucessivamente mais rugosas, cabendo ao projetista fazer uma comparação visual com a superfície da interface em estudo e efetuar a respetiva avaliação.

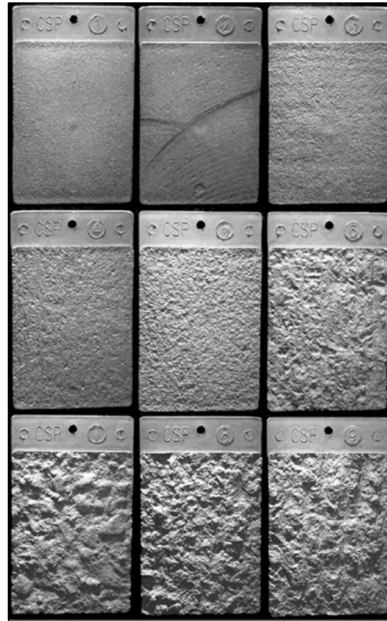


Figura 3.2 – Perfis padronizados de superfícies de betão para classificação das interfaces do ICRI (1997).

Os referidos métodos de avaliação qualitativa são efetuados por inspeção visual, o que apresenta grandes inconvenientes, uma vez que esta está sujeita à opinião subjetiva, mais propensa ao erro humano de quem avalia. Por este motivo foram concebidos e propostos diversos métodos de avaliação quantitativa.

3.2.2. Métodos quantitativos destrutivos de medição da rugosidade

No âmbito dos métodos para caracterização do perfil de rugosidade das interfaces, pode-se fazer a seguinte distinção em dois grupos: (i) aqueles que são passíveis de serem realizados *in situ*, sem provocar qualquer dano na estrutura, e (ii) os que necessitam que se extraia uma amostra para análise em laboratório. Geralmente estes últimos possibilitam um nível de rigor muito elevado, permitindo inclusivamente a avaliação em escala microscópia. No entanto, além do inconveniente de implicarem uma destruição parcial do elemento, acabam por ser de aplicação pouco prática e geralmente dispendiosos. Um estudo pormenorizado de diversos tipos de testes concebidos para este efeito encontra-se em [Whitehouse (2002)]. Santos & Júlio (2012) fazem uma comparação entre vários métodos existentes, apontado as vantagens e os inconvenientes.

Descrevem-se, de seguida, alguns métodos quantitativos de carácter parcialmente destrutivo:

Microscopia ótica

Especialmente fiáveis e rigorosos, são os resultados obtidos através de aparelhos baseados na microscopia, obtendo-se dados com uma precisão na escala dos nanómetros. Geralmente estes aparelhos são usados em ambiente laboratorial e são de grande dimensão e com elevados custos de aquisição e manutenção. O processo de leitura das características dos elementos examinados é obtido por incidência de feixes de luz visível sobre as superfícies destes, ampliadas e focadas por um conjunto de lentes integrado. Alguns métodos baseados na microscopia, desenvolvidos para caracterizar a rugosidade, encontram-se em Brundle *et al.* (1992), Goodhew *et al.* (2001) e Whitehouse (2002).

Microscopia eletrónica

Os aparelhos de mediação por microscopia eletrónica têm uma precisão e resolução ainda mais elevada que os óticos. No entanto, além de implicarem igualmente custos elevados, requerem um sistema de vácuo, no qual os objetos a examinar são inseridos, e uma elevada corrente elétrica estável. Nestes aparelhos as leituras são efetuadas a partir de feixes de eletrões irradiados sobre o objeto a examinar e de um conjunto de lentes eletrostáticas e eletromagnéticas para gerarem uma imagem do objeto [Santos & Júlio (2012)].

Medição por corte de camadas (*slit island method*)

Issa & Hammad (1993), *apud* [Issa *et al.* (2003)], implementaram uma técnica para leitura das características de superfícies de interfaces a partir de fotografias tiradas a partir de uma vista de topo. O método consiste em acrescentar ao elemento em estudo uma camada composta por um segundo material fácil de remover, como por exemplo, uma resina epóxida. Removendo sucessivamente camadas paralelas deste material adicionado e polindo a superfície obtida, identificam-se diversas “ilhas” da camada de substrato que surgem entre o “mar” do material aplicado, como representado na Figura 3.3. Por análise das fotografias obtidas nas sucessivas fases do processo, é possível obter valores das áreas e dos perímetros dessas “ilhas”. Através da teoria dos fractais e análise matemática, é possível estabelecer uma relação entre a rugosidade da superfície e a dimensão do fractal correspondente às áreas e perímetros referidos.

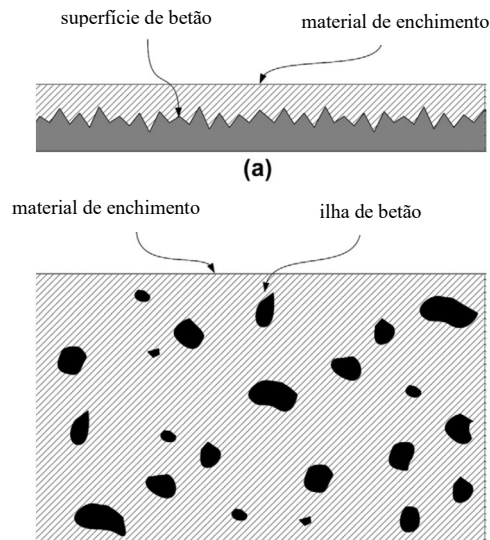


Figura 3.3 – Representação esquemática do *slit island method*.
(imagem adaptada de [Santos & Júlio (2013)])

Posteriormente, Issa *et al.* (2003) melhoraram este método utilizando água colorida em vez da resina, facilitando significativamente o processo da formação sucessiva dos “mapas de ilhas” para cada nível da camada.

Método do Gradiente de Rugosidade

Abu-Tair *et al.* (2000) conceberam uma estrutura que permite visualizar separadamente o perfil irregular resultante da interseção de planos paralelos com a superfície da interface. Esta estrutura consiste num tabuleiro sobre o qual se coloca um excerto de betão seccionado com a superfície a analisar voltada para cima. Sobre este excerto são soltas livremente um conjunto de agulhas formando uma cortina, de modo que estas fiquem em contacto com a superfície da interface. As extremidades destas agulhas delineiam um perfil perfeitamente ajustado à correspondente linha da interface, ao longo da qual estes são dispostos. Desta forma, torna-se possível efetuar uma análise e medição do perfil obtido com recurso a fotografia. Na Figura 3.4 apresenta-se o aparelho concebido por estes autores, composto por 500 agulhas de 0,8 mm de diâmetro e espaçadas de 1,0 mm.



Figura 3.4 – Equipamento para leitura de rugosidades através de cortina de agulhas.
(imagem retirada de [Abu-Tair *et al.* (2000)])

Os autores conceberam este equipamento para leitura de rugosidade no âmbito do desenvolvimento de um novo método de avaliação de interfaces a que deram a denominação de método do gradiente de rugosidade (*roughness gradient method*). Os perfis obtidos são definidos como uma série de ondas irregulares a partir das quais se determinam comprimentos de onda e gradientes médios, obtidos através da média entre o gradiente descendente e ascendente de cada onda. Os autores definem um parâmetro de “gradiente de rugosidade” de modo a caracterizar a rugosidade da interface em função dos comprimentos de onda e da profundidade entre picos e vales.

Método PDI

Santos & Júlio (2007) desenvolveram um método para obtenção de imagens de perfil de rugosidade de superfícies, a partir da extração de um provete do elemento de betão a analisar, ao qual é acrescentada uma camada de resina epóxida sobre a superfície em estudo (Figura 3.5). O provete é posteriormente cortado segundo um plano perpendicular à superfície e devidamente polido de forma a que o contorno da interface rugosa fique perfeitamente evidenciado e distinto da resina. Os autores denominaram este como método PDI (*processing of digital images*) [Santos & Júlio (2013)] uma vez que, deste modo, se torna possível a utilização de tratamento digital de imagem para retirar a linha de contorno entre os dois materiais. Com recurso a *scanner* ou fotografia e a escalas métricas auxiliares, obtêm-se imagens digitais nas quais é efetuado o processamento da imagem: são identificadas as partes que correspondem ao betão e à resina, determinam-se as coordenadas da linha de fronteira e faz-se a transformação das coordenadas para remover o efeito da orientação desta linha, que corresponderá ao perfil de rugosidade.

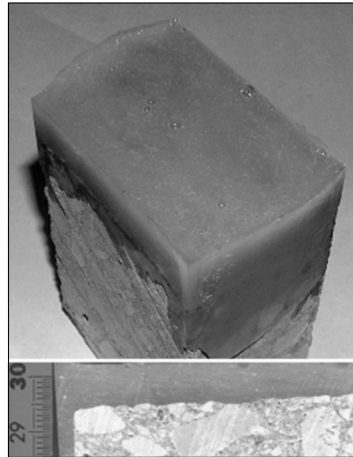


Figura 3.5 – Camada de resina epóxida aplicada sobre provete para leitura de rugosidade pelo método PDI de Santos & Júlio (2007).

Rugosímetros de contacto com estilete

Em [Whitehouse (2002)] é feita a descrição de aparelhos mecânicos para efetuar a medição da rugosidade de superfícies irregulares através da utilização de um estilete que percorre linhas ao longo desta superfície (*mechanical stylus*). O estilete poderá ter uma ponta de diamante, ou de algum outro material resistente ao desgaste, e é arrastado ao longo da superfície, esquadrinhando-a ao longo de segmentos de reta. Este estilete é ligado a uma série de unidades computacionais que controlam o seu avanço mecânico progressivo, amplificam o sinal correspondente à posição vertical do estilete e efetuam a respetiva aquisição de dados. Este método tem a grande vantagem de permitir a obtenção das medições de forma relativamente rápida, mas o nível de precisão é limitado pela dimensão da ponta do estilete, uma vez que, entre os picos cujo espaçamento seja inferior a esta dimensão, o estilete não alcança as respetivas depressões. Outro problema inerente a este método é o desgaste que o contacto do estilete com a superfície provoca. Por um lado, a ponta do estilete deverá ter uma elevada dureza que evite o seu desgaste, mas essa mesma dureza vai favorecer a danificação das superfícies com que contacta.

3.2.3. Métodos quantitativos não destrutivos de medição da rugosidade

Na procura de formas de caracterização da rugosidade das interfaces que não impliquem a extração de amostras e que, portanto, sejam de aplicação *in situ*, foram concebidos aparelhos de medição portáteis fundamentalmente de dois tipos: (i) os que apresentam uma favorável simplicidade de aplicação e baixo custo, mas que, em contrapartida fornecem apenas um valor médio da textura das superfícies; e (ii) os mais sofisticados e dispendiosos, que permitem a

caracterização completa do perfil de rugosidade. De entre os do primeiro grupo descrevem-se em seguida três métodos conhecidos: o teste da mancha circular de areia (*sand patch test*), o medidor de fluxo de vazamento de água (*outflow meter*), e o medidor de fluxo de vazamento de ar (*air leakage method*).

Teste da mancha circular de areia (*sand patch test*)

O teste da mancha circular de areia, conhecido como *sand patch test*, é o método de avaliação quantitativa de aplicação mais simples e o único deste tipo ao qual o *fib Model Code 2010* [fib (2013)] faz referência. Através deste método, é analisada a macro textura de uma porção da superfície em estudo, tendo em vista a não uniformidade da rugosidade das superfícies em ambas as direções, longitudinais e transversais, a qual torna a sua avaliação mais complexa [Aktaş *et al.* (2011)]. O método consiste em espalhar de forma aproximadamente circular um volume calibrado de areia uniforme sobre a superfície cuja rugosidade se pretende medir, depois de esta estar devidamente seca e limpa. A dimensão da área coberta pela areia será dependente do nível de rugosidade, pois a areia deverá ser espalhada até preencher as depressões existentes entre os picos dos agregados salientes nessa área, conforme ilustrado na Figura 3.6.

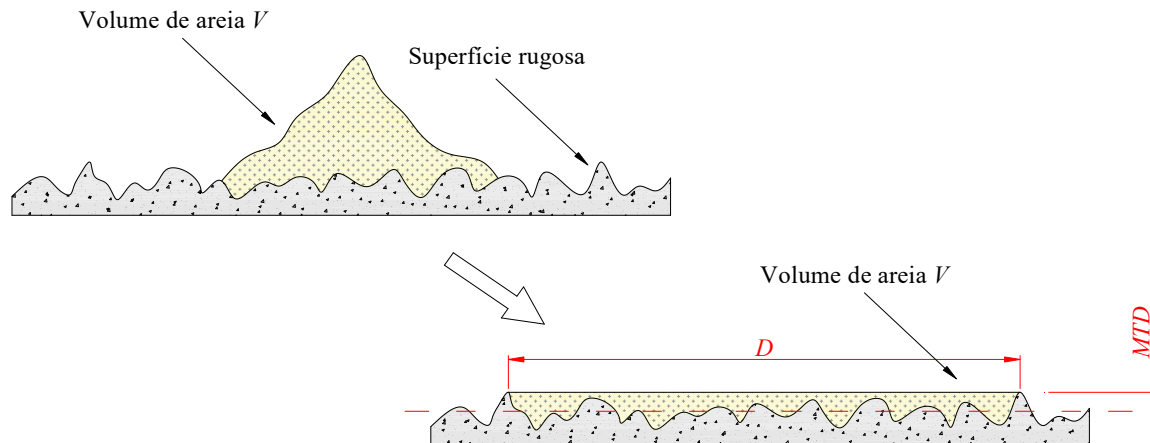


Figura 3.6 – Definição da profundidade média da rugosidade, *MTD*, através do *sand patch test*.

A norma ASTM E965 (2001) descreve pormenorizadamente como este método deve ser aplicado e indica que se determine o diâmetro médio da área circular coberta efetuando a medição do diâmetro a partir de, no mínimo, quatro pontos igualmente espaçados em torno da circunferência da amostra. A partir deste diâmetro médio (D) e do volume de areia empregue (V), determina-se o parâmetro *MTD* (*mean texture depth*) que traduz a rugosidade da superfície e que corresponde à

profundidade média do volume espalhado. Estas grandezas encontram-se representadas na Figura 3.6 e a profundidade média da rugosidade *MTD* poderá ser obtida pela seguinte relação:

$$MTD = \frac{4V}{\pi D^2} \quad (3.1)$$

A referida norma indica que sejam efetuadas no mínimo quatro medições aleatoriamente espaçadas, a partir das quais seja determinada a média aritmética dos parâmetros *MTD* de cada medição individual.

Apesar das vantagens inerentes à simplicidade da sua aplicação e ao seu baixo custo, este é um método que apresenta muitas limitações. Com efeito, pode ser realizado apenas em superfícies planas horizontais e fornece somente um valor médio de rugosidade, o que o torna insensível à diferença de rugosidade existente entre dois perfis com profundidade média próxima, mas com alternância de picos e vales muito diferentes. Além disso os seus resultados são pouco exatos, com uma precisão adequada para avaliar apenas a macrotextura das camadas. Assim, este é um método particularmente apto para aplicação no âmbito da avaliação da rugosidade de pavimentos rodoviários, para o qual foi concebido, mas muito limitado no contexto do reforço e reparação de estruturas de betão.

Medidor de fluxo de vazamento de água (*outflow meter*)

A *United States Federal Highway Administration* (FHWA) desenvolveu um método volumétrico para a avaliação da textura de pavimentos rodoviários através de um medidor de fluxo de vazamento de água (*outflow meter*). Este medidor consiste num reservatório de água aberto inferiormente e apoiado sobre um anel de borracha disposto entre o reservatório e o pavimento (Figura 3.7). Estando o reservatório cheio de água, esta irá fluindo através dos vazios existentes entre o anel de borracha e a superfície rugosa. O tempo necessário para um volume de água determinado drenar pode ser correlacionado com a rugosidade da superfície, de modo que para pavimentos mais rugosos a água fluirá mais rapidamente que em superfícies mais lisas.

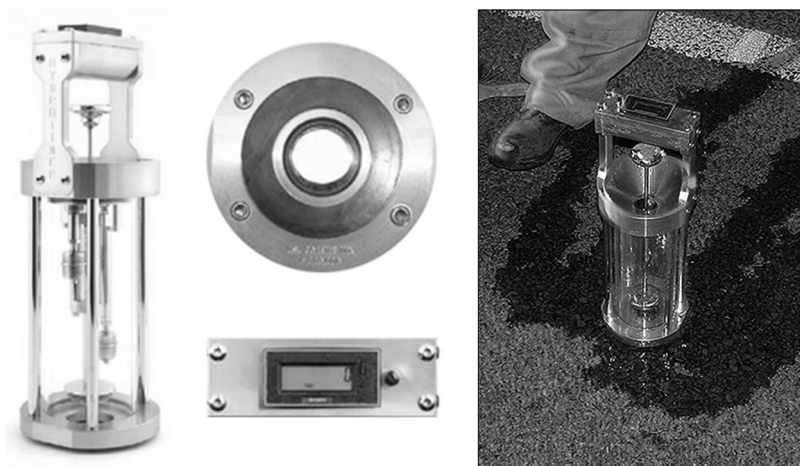


Figura 3.7 – Medidor de fluxo de vazamento de água.
(imagem retirada de www.pavestech.com)

Na ASTM E2380 (2005) são estabelecidas regras para a aplicação deste método. Chama-se a atenção para o facto de a relação entre o tempo de fluxo e a rugosidade ser significativamente alterada em superfícies muito porosas, devido à sua permeabilidade, revelando-se este como um dos principais inconvenientes no uso deste método. Além disso a informação que se retira sobre a textura das camadas é muito reduzida, limitando-se a fornecer um valor médio da sua rugosidade.

Medidor de fluxo de vazamento de ar (*air leakage method*)

Ozkul (2006) *apud* [Santos (2009)] patenteou um aparelho que utiliza um conceito, em parte semelhante ao anterior, no qual o fluido usado é o ar em vez da água, resolvendo, deste modo, o problema da permeabilidade das superfícies em estudo. Foi designado como *air leakage method* e é composto por uma bomba de ar, um sensor de pressão, um aparelho de controlo eletrónico e um reservatório cilíndrico aberto do lado que contacta com a superfície. Para efetuar a medição, o ar é bombado para o interior do reservatório, estando este apoiado sobre a superfície, forçando o ar a fluir pelos interstícios criados pela rugosidade, a qual impede que o contacto entre a superfície e o reservatório seja total. À medida que o ar vai sendo vazado, a pressão no interior do cilindro mudará. A variação desta pressão é comparada com parâmetros semelhantes medidos pela aplicação deste mesmo método nos nove perfis de [ICRI (1997)]. Deste modo, estabelece-se uma correlação entre a rugosidade e a variação de pressão no interior do aparelho.

Nos próximos parágrafos, descrevem-se diversos aparelhos concebidos para utilização *in situ* com possibilidade de aplicação em qualquer posição e que fornecem o perfil completo das interfaces. Estes são os métodos mais apropriados à caracterização de superfícies de betão, uma vez

que combinam o seu caráter quantitativo com a sua versatilidade de utilização. Desta forma, sem danificar o elemento, conseguem-se determinar os diversos parâmetros de rugosidade, o que só é possível pela obtenção do perfil de rugosidade na sua totalidade.

Rugosímetro circular track meter

O dispositivo designado como *circular track meter* efetua a medição do perfil de rugosidade de superfícies através de um sensor laser acoplado num braço giratório, como se pode visualizar nas imagens da Figura 3.8. A norma ASTM E2157 (2001) regulamenta a utilização deste dispositivo e estabelece uma relação entre os valores de profundidade média do perfil obtidos com este e os correspondentes ao do *sand patch test*.

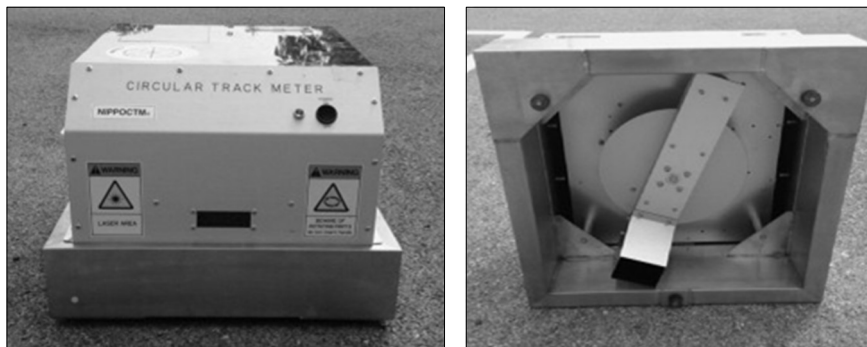


Figura 3.8 – Rugosímetro *Circular Track Meter* (vista frontal e vista da base).
(imagem retirada de [Rado & Kane (2014)])

Perfilómetro laser

A partir do trabalho de Maerz & Myers (2001) foi desenvolvido o protótipo de um aparelho para leitura de perfis de rugosidade recorrendo a um feixe laser (Figura 3.9). Este instrumento consiste numa caixa de alumínio na qual estão acoplados um laser e uma câmara de filmar, estando o laser apontado com um ângulo de 45° sobre a superfície e a câmara apontada com um ângulo de 90° . O laser projeta uma série de faixas sobre a superfície na qual o aparelho é acoplado, gerando cinco linhas de perfil distintas, tanto mais irregulares quanto a rugosidade da superfície. Estas linhas são captadas pela câmara de filmar que transmite os dados obtidos pelo sinal de vídeo a um computador para tratamento dos dados. Através de um *software* desenvolvido para o efeito, os dados destas leituras são utilizados para a determinação automática de parâmetros de rugosidade. As dimensões do dispositivo e da câmara de filmar, assim como o baixo peso dos materiais

empregues, tornam este aparelho leve e portátil e com possibilidade de operar, tanto em superfícies horizontais, como verticais.

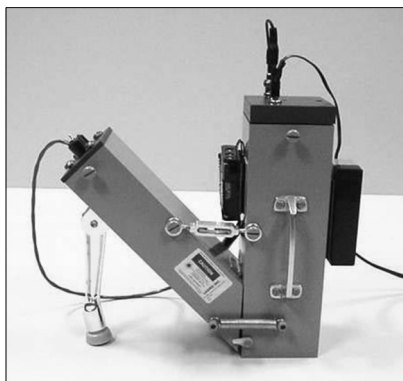


Figura 3.9 – Perfilômetro laser desenvolvido por Maerz & Myers (2001).

Rugosímetro 2D-LRA

Santos & Júlio (2008), depois de conceberem o anteriormente descrito método PDI, procuraram criar uma nova solução que mantivesse as vantagens do processo anterior (baixo custo e possibilidade de obter o perfil de rugosidade na sua totalidade), acrescentando as vantagens dos diversos métodos não destrutivos e portáteis, aplicáveis *in situ*. Deste estudo resultou a conceção de um aparelho que possibilita a obtenção de perfis de rugosidade lineares, o qual foi designado como rugosímetro 2D-LRA (*2D laser roughness analyzer*). Este é constituído por uma caixa de alumínio que contém no seu interior um sensor laser acoplado a uma calha para deslocamento linear que efetua a avaliação num comprimento de 220 mm (Figura 3.10).



Figura 3.10 – *2D laser roughness analyzer* desenvolvido por Santos & Júlio (2008).

O sensor laser permite efetuar leituras em perfis com distância entre picos e vales inferior a 100 mm e com uma resolução até 10 μm . Os autores desenvolveram o respetivo *software* para controlo da posição do sensor e do varrimento ao longo do comprimento considerado, para a

obtenção das distâncias medidas e para geração de um ficheiro com os resultados em coordenadas distância-profundidade medidas entre o sensor laser e a superfície. O utilizador pode visualizar o perfil à medida que a leitura é efetuada. Os dados são exportados para um computador portátil, tendo sido desenvolvido um *software* de cálculo dos diversos parâmetros de rugosidade, a partir do perfil definido.

Métodos por análise fotográfica

Refira-se ainda que foram experimentados variados métodos para efetuar a leitura de rugosidades através de processamento digital de imagem a partir de fotografia. Estes são métodos que não implicam contacto com a superfície em análise e, em si, não têm carácter destrutivo, pois poderiam ser concebidas estruturas portáteis para obter as respetivas imagens *in situ*. No entanto, nos exemplos encontrados na bibliografia, estes foram utilizados sobre provetes em ambiente laboratorial.

Em Lee & Ahn (2004) ou Unal & Unver (2004) encontram-se exemplos de aplicação de fotogrametria digital de curta distância. Recolhendo imagens captadas a partir de diferentes posições e ângulos, com pontos comuns identificados em cada imagem, torna-se possível gerar um modelo tridimensional da superfície, recorrendo a procedimentos matemáticos.

Uma outra técnica desenvolvida é a da profilometria de sombras, de Maerz *et al.* (1990), que consiste em gravar por fotografia a projeção na superfície rugosa da sombra provocada por uma régua em contacto com a superfície. A projeção de um foco de luz sobre a régua revela no contorno da sombra gerada um perfil irregular que corresponde à rugosidade da superfície. No caso desta superfície ser mais lisa, a sombra corresponderá a uma linha reta; caso seja mais rugosa, a linha de bordo da sombra obtida será mais irregular. Através de *software* comercial para análise de imagem, é possível isolar o contorno da sombra e retirar o correspondente perfil.

3.2.4. Parâmetros de rugosidade

Com algum dos vários métodos apresentados anteriormente é obtida a morfologia da superfície, a qual pode ser representada, quer por curvas irregulares bidimensionais, quer por superfícies irregulares tridimensionais. Estes perfis necessitam de correções prévias para se obter o chamado perfil de rugosidade que deverá caracterizar adequadamente a superfície em estudo. Estas correções são efetuadas em duas fases distintas, em diferentes escalas, conforme ilustrado na Figura

3.11. Num primeiro nível, é necessário fazer a remoção da forma, o que consiste em endireitar o perfil retirando-lhe o ângulo que exista entre o aparelho de medição e a superfície, tornando a sua linha média (obtida pela sua reta de regressão linear) paralela ao eixo das abcissas. Num segundo nível poderá ser necessário retirar a ondulação que possa haver no perfil primário obtido, em especial se for indispensável distinguir, na superfície em estudo, uma irregularidade em microescala de uma irregularidade em macroescala. Para tal, será necessário fazer a diferenciação entre o que no perfil corresponde à ondulação e aquilo que se considera que corresponde à rugosidade. Esta separação entre o perfil de ondulação (de maior comprimento de onda e menor frequência) e o perfil de rugosidade (de menor comprimento de onda e maior frequência) resulta da aplicação de uma filtragem cuja dimensão depende do valor escolhido para o chamado parâmetro de filtragem (*cut-off length*). É necessário fazer uma escolha criteriosa deste parâmetro, pois numa mesma superfície, os perfis de rugosidades (resultantes da aplicação de diferentes valores), poderão ser muito distintos.

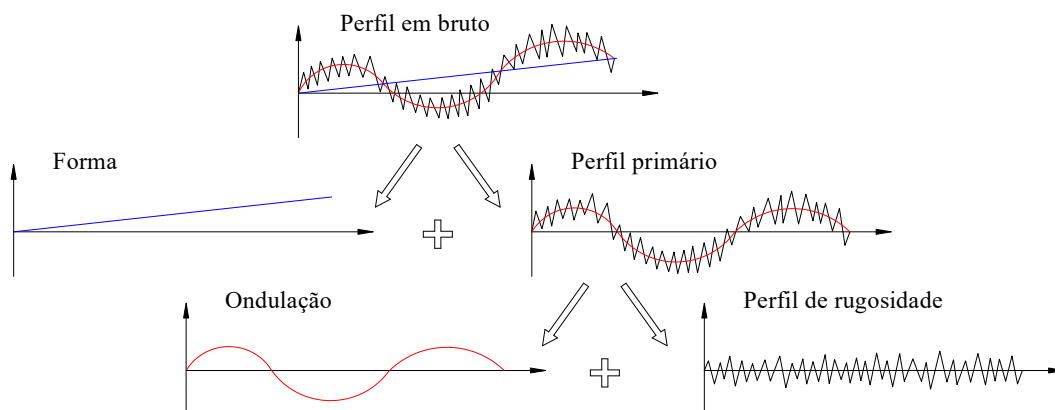


Figura 3.11 – Etapas no processamento da morfologia da superfície.

Uma vez obtido o perfil completo de uma determinada superfície, surge a questão da quantificação do grau de rugosidade. Este processo reveste-se de particular complexidade, uma vez que são inúmeros os fatores a ter em conta: profundidade de picos e vales, distribuição e afastamento destes, variação na sua magnitude ao longo do perfil, entre outros.

Representando $r(x)$ as ordenadas de afastamento do perfil de rugosidade em relação à sua linha média ao longo do segmento de medição de comprimento L , podem-se definir os diversos parâmetros de rugosidade, referindo-se de seguida os principais [Whitehouse (2002), Santos & Júlio (2013)]. Geralmente os perfis de rugosidade são obtidos por leituras de pontos ao longo do segmento em que a medição é feita, resultando de uma série discreta composta por n pontos, sendo r_i o afastamento em relação à linha média do elemento número i da série, e x_i a distância desse ponto à

origem do segmento. De modo a facilitar a referência aos diferentes parâmetros considerados ao longo deste trabalho, agrupam-se nos seguinte três conjuntos:

- i. Parâmetros obtidos pelos extremos: os que são determinados pela análise dos valores extremos ao longo de todo o perfil de rugosidade;
- ii. Parâmetros obtidos por cálculo de médias: os que são definidos a partir de operações aritméticas (médias ou integrais) dos valores ao longo de todo o comprimento do trecho de leitura;
- iii. Parâmetros obtidos por segmentos: os que são calculados considerando separadamente diferentes segmentos nos quais são separados os trechos de leitura.

O primeiro grupo é composto pelos parâmetros mais simples de determinar, ilustrados na Figura 3.12: a altura máxima do pico, R_p , a profundidade máxima do vale, R_v , e a rugosidade máxima, R_y :

$$R_p = \max \{r_i\} \quad (3.2)$$

$$R_v = -\min \{r_i\} \quad (3.3)$$

$$R_y = R_p + R_v \quad (3.4)$$

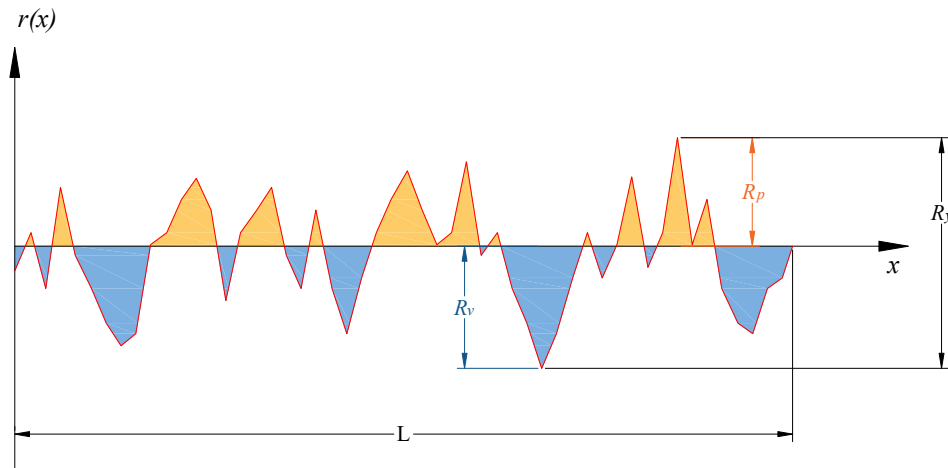


Figura 3.12 – Definição de parâmetros de rugosidade: altura máxima do pico (R_p), profundidade máxima do vale (R_v) e rugosidade máxima (R_y).

No segundo grupo de parâmetros, o grupo dos parâmetros obtidos a partir de cálculos sem separação do perfil em segmentos, inclui-se a rugosidade média do perfil R_a , o valor quadrático médio da rugosidade R_q , e a altura dos dez pontos R_z .

A rugosidade média do perfil R_a pode ser determinado pela média aritmética dos valores absolutos dos afastamentos do perfil em relação à sua linha média:

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |r(x)| dx \approx \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |r_i| \quad (3.5)$$

Esta pode ser representada pela altura de um retângulo com o comprimento do segmento de medição e com uma área igual à soma das áreas delimitadas pelo perfil de rugosidade e a sua linha média, conforme representado na Figura 3.13.

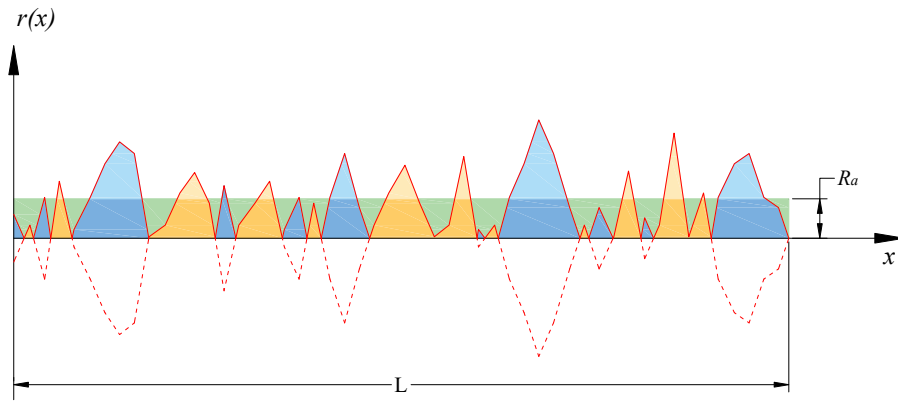


Figura 3.13 – Definição do parâmetro de rugosidade média do perfil (R_a).

Para se obter um valor que traduza a rugosidade com uma maior sensibilidade à altura e profundidade dos picos e dos vales, poderá ser adotado o parâmetro R_q , denominado como o valor quadrático médio da rugosidade:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L r(x)^2 dx} \approx \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n r_i^2} \quad (3.6)$$

Um problema inerente a todos os parâmetros de rugosidade é o da possibilidade de não traduzirem a diferença entre perfis com comportamento claramente desigual. Um parâmetro que ajuda a distinguir perfis de idêntico valor de rugosidade média, mas de configuração distinta, é o parâmetro denominado R_z , altura dos dez pontos (*ten points height*), da norma ISO 4287-1 (1984). Este é determinado a partir dos valores dos cinco picos mais elevados, p_1 a p_5 , e dos cinco vales mais profundos, v_1 a v_5 , ao longo do segmento avaliado. Sendo p_n o n -ésimo maior valor de x_i e v_n o módulo do n -ésimo menor valor de x_i , define-se o parâmetro R_z como a soma da média aritmética de cada um destes:

$$R_z = \frac{1}{5} \sum_{n=1}^5 p_n + \frac{1}{5} \sum_{n=1}^5 v_n \quad (3.7)$$

A Figura 3.14 apresenta um exemplo de um perfil de rugosidade com a seleção dos respectivos picos e vales na determinação do parâmetro R_z . Para apurar os dez pontos em questão, há que ter em conta a seguinte convenção: um pico é definido como o valor mais elevado de $r(x)$, ou de r_i no caso de séries discretas, localizado entre interseções do perfil com o eixo das abcissas. De modo análogo, um vale corresponde ao valor em que o perfil atinge maior profundidade entre interseções com o mesmo eixo.

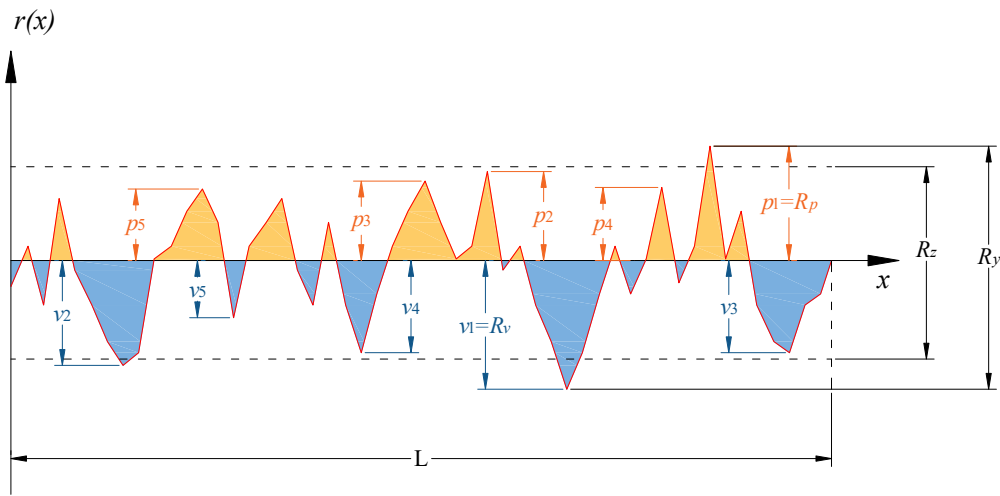


Figura 3.14 – Definição do parâmetro de rugosidade altura dos dez pontos (R_z).

Uma desvantagem inerente aos parâmetros apresentados (primeiro e segundo grupo de parâmetros) é o facto de estes não refletirem convenientemente a variabilidade local ao longo do perfil: superfícies em que os picos e vales tenham uma maior concentração numa determinada zona do perfil avaliado, terão as suas propriedades de textura muito diferentes de um outro perfil com uma distribuição mais homogénea. Para ultrapassar esta limitação recorre-se a parâmetros nos quais seja feita uma média de propriedades avaliadas em parcelas distintas do segmento de medição. Estes correspondem ao já referido terceiro grupo de parâmetros, dos quais se destacam os que se descrevem de seguida, obtidos por divisão do perfil de leitura em cinco troços iguais.

As médias dos valores máximos em cada um dos troços das alturas dos picos ($p_{tj} = \max \{r_i\}$, no troço j), das profundidades dos vales ($v_{tj} = -\min \{r_i\}$, no troço j) e das distâncias pico-vale ($z_{tj} = p_{tj} + v_{tj}$, no troço j) são designadas, respetivamente, por: altura média do pico, R_{pm} , altura

média do vale, R_{vm} , e altura média do pico-vale, R_{zm} ¹. A forma de definir cada um destes parâmetros encontra-se ilustrada na Figura 3.15, sendo estes dados pelas seguintes expressões:

$$R_{pm} = \frac{1}{5} \sum_{j=1}^5 p_{tj} \quad (3.8)$$

$$R_{vm} = \frac{1}{5} \sum_{j=1}^5 v_{tj} \quad (3.9)$$

$$R_{zm} = \frac{1}{5} \sum_{j=1}^5 z_{tj} = R_{pm} + R_{vm} \quad (3.10)$$

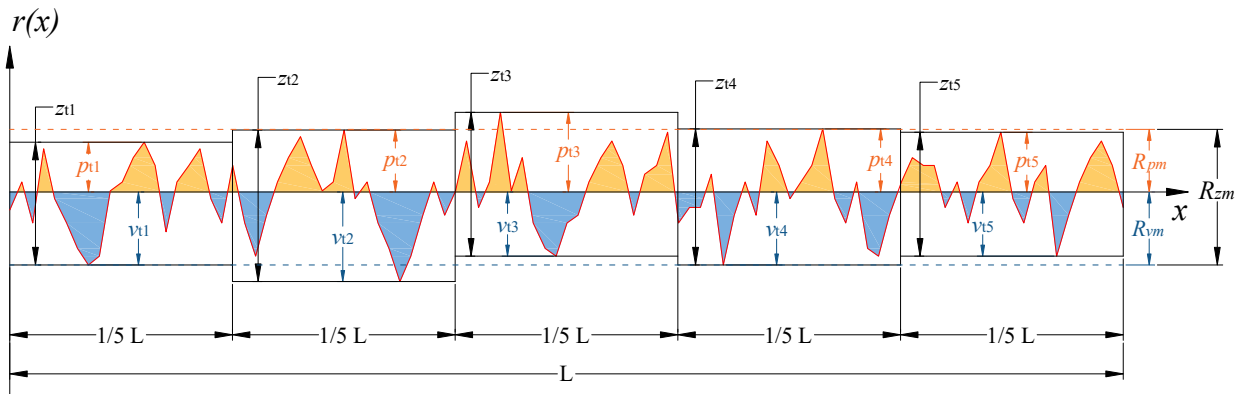


Figura 3.15 – Definição de parâmetros de rugosidade: altura média do pico (R_{pm}), altura média do vale (R_{vm}), altura média do pico-vale (R_{zm}).

O parâmetro R_{zm} (altura média do pico-vale) é, até certo ponto, análogo ao parâmetro R_z (altura dos dez pontos), mas com a diferença substancial de ter em consideração apenas uma altura pico-vale em cada um dos troços, o que permite traduzir a diferença entre os casos em que haja uma zona de maior concentração de sulcos no perfil, daquele em que estes estejam mais distribuídos. No *fib Model Code 2010* [fib (2013)], é referido que os valores da altura média do pico-vale são aproximadamente o dobro dos valores do parâmetro médio de rugosidade, dados pelo *sand patch test*, sendo aquele designado como R_t ou *MTD* (*mean texture depth*):

$$R_t \approx \frac{R_{zm}}{2} \quad (3.11)$$

¹ Este corresponde ao parâmetro R_z definido pela norma DIN 4768 (1990) e referido no *fib Model Code 2010* [fib (2013)], e é designado como R_{zm} no presente trabalho de forma a distinguir do parâmetro R_z (altura dos dez pontos) definido pela norma ISO 4284-1 (1984).

Por fim, com esta mesma divisão do troço avaliado em cinco segmentos iguais, é ainda determinado o parâmetro $R_{\max}$, denominado como altura máxima do pico-vale, representado na Figura 3.16, e dado por:

$$R_{\max} = \max \{z_{tj}\} \quad (3.12)$$

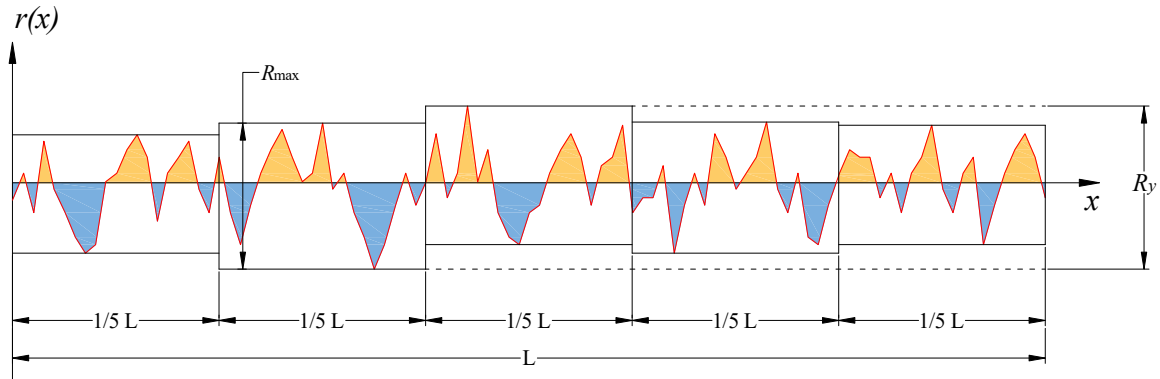


Figura 3.16 – Definição de parâmetro de rugosidade altura máxima do pico-vale ($R_{\max}$).

Este parâmetro descreve melhor as características de um perfil face ao parâmetro R_y , (rugosidade máxima), o qual, sendo muito semelhante, não exclui a situação em que o pico mais elevado e o vale mais profundo se encontrem em extremos opostos no segmento avaliado. Com a altura máxima do pico-vale, $R_{\max}$, é determinado o máximo de entre as distâncias pico-vale dos cinco troços.

3.3. Ancoragem das armaduras de interface

Uma condição essencial no dimensionamento de uma ligação betão-betão com recurso a armaduras é a de se assegurar uma efetiva ancoragem destas, nas duas camadas de betão a unir. Só com uma eficiente ancoragem se pode garantir um comportamento monolítico da estrutura compósita resultante para os carregamentos a que esta venha a ser submetida.

Considerando o exemplo do dimensionamento do reforço de um elemento de betão armado através da adição de uma nova camada de betão armado, é necessário determinar, em primeiro lugar, a percentagem de aço requerida para que a tensão de corte longitudinal resistente seja superior à tensão de corte longitudinal atuante, calculadas conforme descrito no capítulo anterior. As armaduras poderão consistir em varões de aço ou em conetores especialmente concebidos para o efeito. Devido ao deslocamento imposto, estas armaduras ficam submetidas ao efeito de ferrolho, que origina flexão e esforço transversal na armadura. Mas, além disso, estas ficam também

submetidas à tração, resultante do afastamento entre as camadas, originado pela rugosidade da interface, e da restrição axial conferida pela amarração das armaduras. Como descrito anteriormente, estes efeitos ocorrem simultaneamente, mas com diferente preponderância ao longo das sucessivas fases que compõem o deslizamento entre as camadas ao corte longitudinal. Para a determinação da resistência da ligação na sua globalidade, assume-se que entram em ação determinados valores de tração e de corte, que advêm dos elementos de ligação com a sua máxima capacidade resistente mobilizada. Por um lado, o efeito do mecanismo de atrito alcança o seu limite quando é atingida a resistência à tração da armadura. Por outro lado, o efeito de ferrolho é limitado pela força de corte que leva à formação de rótulas plásticas nos dois lados da ligação.

Por este motivo, depois de efetuado o dimensionamento dos elementos de ligação ao corte longitudinal, é indispensável verificar a resistência da ancoragem das armaduras aos esforços de tração e de esforço transversal a que ficam submetidos. Isto é especialmente relevante no caso dos conetores, para os quais são possíveis diversos modos de rotura, por tração e por corte. Cada um destes modos de rotura impõe um limite à resistência da ancoragem.

Seguidamente são descritos os modos de rotura possíveis, partindo de recomendações de cálculo gerais existentes para conetores em ancoragens aço-betão, adaptadas à situação em análise. Um estudo mais aprofundado do comportamento de conetores ancorados no betão pode ser encontrado no CEB *State of the Art Report, Fastenings to concrete and masonry structures* [CEB (1994)]. O paralelo entre ancoragens aço-betão e ancoragens betão-betão apresenta algumas incógnitas relativamente à aplicação das expressões desenvolvidas para as primeiras no estudo das segundas. Nomeadamente, no caso dos modos de rotura das ancoragens ao corte em interfaces de betão, existe uma interação entre as camadas que poderá aumentar esta resistência ao corte, ou mesmo impedir que se desenvolvam determinados modos de rotura.

De acordo com o *fib Model Code 2010* [fib (2013)], a força de tração a que deverá resistir a ancoragem de cada elemento de ligação que atravessa a interface, corresponde ao esforço axial a que este fica submetido ao ser tracionado, tido em conta no mecanismo de corte-atrito, que é dado por:

$$N_{Ed} = \kappa_1 A_s f_{yd} \quad (3.13)$$

em que:

A_s — é a área da secção do conector;

f_{yd} – é o valor de cálculo da tensão de cedência do aço do conetor;

κ_1 – é um fator que traduz a eficiência da rugosidade da interface para submeter as armaduras à tração.

O *fib Model Code* 2010 [*fib* (2013)] é omissivo no que se refere à verificação da rotura por corte da ancoragem das armaduras da interface. No entanto, assim como é indicado que se tenham em conta os modos de rotura de ligações aço-betão para a tração, dever-se-á garantir que não ocorre nenhum dos modos indicados de rotura por corte para as ligações entre aço e betão. Tendo em conta o descrito anteriormente para o mecanismo de efeito de ferrolho e a sua interação com o corte-atrito, o valor da força de corte a que deverá resistir cada elemento de ligação corresponde ao esforço transversal que leva à formação das rótulas plásticas no ferrolho em ambos os lados da ligação. Como descrito anteriormente, este mecanismo é resultado de uma combinação da rotura do varão à flexão com a rotura do betão esmagado localmente (até uma certa profundidade da interface), de que resulta a seguinte expressão:

$$V_{Ed} = \kappa_2 A_s \sqrt{f_{cd} f_{yd}} \quad (3.14)$$

em que:

f_{cd} – é o valor de cálculo da tensão de rotura do betão à compressão;

κ_2 – é um fator que traduz a influência da rugosidade da interface na redução do efeito de ferrolho.

Recorde-se que os fatores κ_1 e κ_2 , descritos anteriormente, traduzem o facto de que uma maior rugosidade levará a um maior afastamento entre as camadas ao corte longitudinal, com a consequente introdução de tração nas armaduras de ligação, a qual, por sua vez, reduzirá o binário de tensões na secção de aço que o efeito de ferrolho pode absorver.

Para a combinação dos esforços atuantes de tração e corte, N_{Ed} e V_{Ed} , deverá ser verificada a correspondente condição de interação, segundo um determinado fator α :

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} \right)^\alpha + \left(\frac{V_{Ed}}{V_{Rd}} \right)^\alpha \leq 1,0 \quad (3.15)$$

O guia de boas práticas de dimensionamento para ancoragens em ligações aço-betão *fib Bulletin 58* [fib (2011)] fornece formulações para determinar a resistência à tração e ao corte da ancoragem, N_{Rd} e V_{Rd} , e indica como valor conservativo para o fator de interação $\alpha = 1,0$.

3.3.1. Resistência da ancoragem de conectores à tração

Os modos de rotura por tração a considerar em conectores metálicos ancorados no betão encontram-se elencados na Tabela 3.1. Toma-se aqui o exemplo de chumbadouros de cabeça aplicados como armadura de ligação entre camadas de betão, de modo a abranger o maior número de modos de rotura possível. Estes conectores consistem em elementos metálicos de fixação com uma cabeça na extremidade. São introduzidos em furos executados previamente, na camada de betão antiga que se pretende reforçar ou reparar, nos quais são fixos por meio de cola. A cabeça do conector é deixada do lado de fora, de modo a constituir um dispositivo de amarração pouco intrusivo na camada (nova) a betonar.

Tabela 3.1 – Modos de rotura que determinam a resistência à tração da ancoragem de chumbadouros de cabeça em camadas betão-betão.

1º modo	$N_{Rd,s}$	pelo aço do conector
2º modo	$N_{Rd,c}$	por arrancamento de cone de betão (em ambas as camadas de betão)
3º modo	$N_{Rd,ph}$	<i>pull-out</i> por esmagamento do betão pela cabeça do conector (do lado do betão adicionado)
4º modo	$N_{Rd,p}$	<i>pull-out</i> pela aderência aço-cola (do lado do betão de substrato)
5º modo	$N_{Rd,p0}$	<i>pull-out</i> pela aderência betão-cola (do lado do betão de substrato)
6º modo	$N_{Rd,cb}$	<i>blow-out</i> por destaque de betão junto à cabeça (do lado do betão adicionado)
7º modo	$N_{Rd,sp}$	<i>splitting</i> do betão (em ambas as camadas de betão)

A resistência da ancoragem à tração, N_{Rd} , será dada pela menor resistência de cada um dos modos de rotura, a que correspondem as designações que constam na tabela anterior:

$$N_{Rd} = \min \{ N_{Rd,s} ; N_{Rd,c} ; N_{Rd,ph} ; N_{Rd,p} ; N_{Rd,p0} ; N_{Rd,cb} ; N_{Rd,sp} \} \quad (3.16)$$

Cada uma destas resistências será descrita seguidamente de uma forma sumária, de acordo com as expressões descritas no *fib Bulletin 58* [fib (2011)], adaptadas a chumbadouros de cabeça instalados em interfaces entre camadas de betão de diferentes idades. Estas expressões são tratadas em termos de valores característicos de força resistente, N_{Rk} , estabelecendo-se, no referido *fib Bulletin*, diversos valores para os respetivos coeficientes parciais de segurança, γ_m , conforme o material em questão para cada modo de rotura e tipo de conector:

$$N_{Rd} = N_{Rk} / \gamma_m \quad (3.17)$$

1º modo à tração: rotura pelo aço do conetor (Figura 3.17)

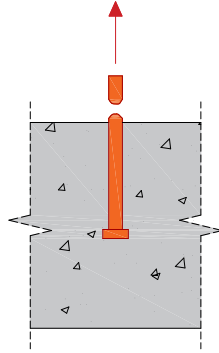


Figura 3.17 – Rotura da ancoragem à tração - 1º modo: pelo aço do conetor.

O modo de rotura da ancoragem pelo aço do conetor, designado no *fib Bulletin 58* [fib (2011)] como *steel failure*, ocorre quando o material atinge a tensão última f_{uk} , na sua menor secção, A_s :

$$N_{Rk,s} = A_s f_{uk} \quad (3.18)$$

2º modo à tração: rotura por arrancamento de cone de betão (Figura 3.18)

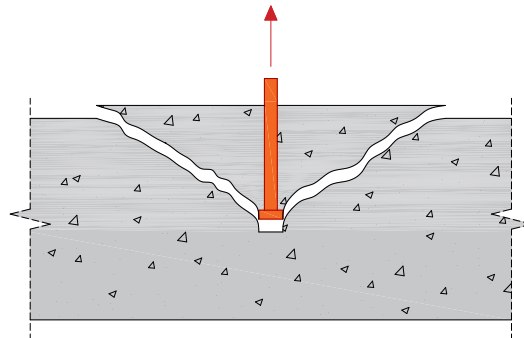


Figura 3.18 – Rotura da ancoragem à tração - 2º modo: arrancamento de cone de betão.

Este tipo de arrancamento, designado na literatura de língua inglesa como *concrete cone failure*, dá-se através do desenvolvimento de uma superfície de rotura com a forma de um cone no substrato de betão, que se destaca contendo no seu interior o conetor ou um conjunto de conetores, com o seu vértice no extremo deste elemento de fixação inserido no betão. Depende fundamentalmente da profundidade da ancoragem e da resistência do betão à tração.

Além disso, a resistência é fortemente dependente da geometria da ligação, uma vez que esta altera a configuração do cone de rotura, nomeadamente pela proximidade dos bordos da peça e pela proximidade dos conetores entre si, como se ilustra na Figura 3.19.

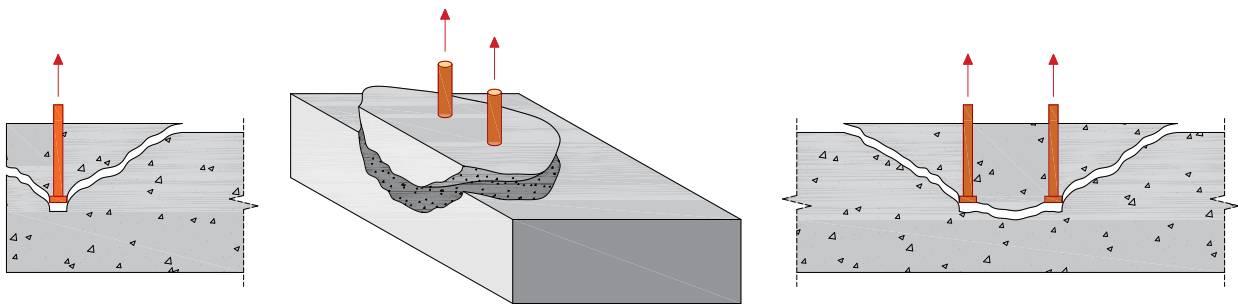


Figura 3.19 – Influência dos bordos da peça e da proximidade entre conectores na formação do cone de rotura.

A força de tração máxima advém do equilíbrio estático com a resultante da distribuição uniforme de tensões máximas no betão, aplicadas perpendicularmente ao longo da superfície de rotura cónica. Para a determinação da carga de rotura por arrancamento de um cone de betão, o *fib Bulletin 58* [fib (2011)] segue o “método da capacidade do betão” (*CC-method*), que resulta do estudo de Fuchs *et al.* (1995), no qual o cone de rotura é idealizado como uma pirâmide de base quadrangular com largura igual a três vezes o comprimento da ancoragem, como ilustrado na Figura 3.20.

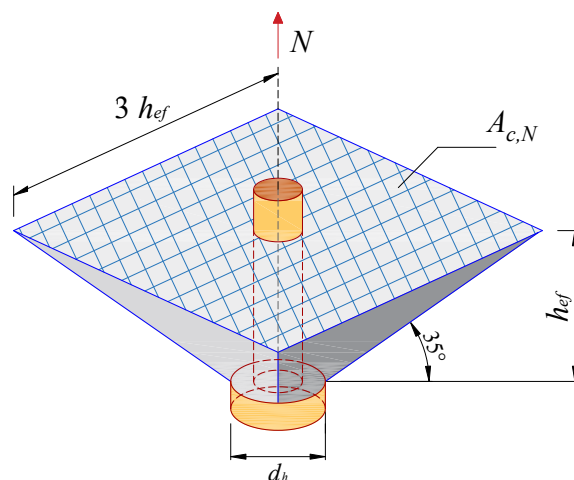


Figura 3.20 – Cone de rotura de betão para ancoragens à tração idealizado pelo *CC-method* como pirâmide quadrangular com ângulo de 35°.

A resistência para este modo de rotura é dada pelo produto do esforço normal resistente de um conector isolado, $N_{Rk,c}^0$, sem influência dos bordos da peça, nem do espaçamento a outros conectores adjacentes, por uma série de fatores, $\psi_{i,N}$:

$$N_{Rk,c} = N_{Rk,c}^0 \psi_{i,N} \quad (3.19)$$

Os fatores $\psi_{i,N}$ contabilizam a influência de uma série de efeitos e tomam o valor unitário quando o respetivo efeito não se aplica à situação a analisar.

É necessário fazer a verificação da ancoragem do conector que atravessa a interface entre as camadas de betão, tanto do lado da camada antiga, como do lado da nova camada adicionada. Os cálculos são semelhantes dos dois lados da interface, entrando em cada um destes as respetivas variáveis de uma e de outra camada: profundidade de ancoragem, resistência do betão e configuração de armaduras que eventualmente estejam presentes junto à interface.

A resistência do cone de rotura de betão pode ser aumentada significativamente considerando armaduras junto aos conectores, dispostas de tal forma que facultem a amarração do cone de rotura à restante peça de betão. Em [Raposo (2006)] e [Henriques, Raposo *et al.* (2013)] apresentam-se estudos sobre o reforço que estas armaduras proporcionam.

O valor característico do esforço normal resistente de um conector isolado, $N_{Rk,c}^0$, é dado por:

$$N_{Rk,c}^0 = k_1 \sqrt{f_{ck}} h_{ef}^{1,5} \quad (3.20)$$

em que:

k_1 – fator que deve tomar os seguintes valores:

- para chumbadouros de cabeça, em betão fendilhado: $k_1 = 8,9 \text{ N}^{0,5} \text{ mm}^{-0,5}$;
- para chumbadouros de cabeça, em betão não fendilhado: $k_1 = 12,7 \text{ N}^{0,5} \text{ mm}^{-0,5}$;
- para outros tipos de conectores, em betão fendilhado: $k_1 = 7,7 \text{ N}^{0,5} \text{ mm}^{-0,5}$;
- para outros tipos de conectores, em betão não fendilhado: $k_1 = 11,0 \text{ N}^{0,5} \text{ mm}^{-0,5}$;

f_{ck} – é o valor característico da tensão de rotura do betão à compressão;

h_{ef} – é o comprimento efetivo da ancoragem.

Assume-se que uma ancoragem se materializa em betão não fendilhado se se demonstrar que, para o estado limite de serviço, todo o comprimento de ancoragem do conector está situado em betão não fendilhado.

A série de fatores $\psi_{i,N}$ que contabiliza a redução de resistência devida a diversos efeitos, é dada por:

$$\psi_{i,N} = \psi_{A,N} \psi_{s,N} \psi_{re,N} \quad (3.21)$$

tendo cada um destes fatores de redução o seguinte significado:

$\psi_{A,N}$ – fator que considera os efeitos geométricos dos espaçamentos a conetores adjacentes e das distâncias aos bordos, sendo dado por:

$$\psi_{A,N} = \frac{A_{c,N}}{A_{c,N}^0} \quad (3.22)$$

$A_{c,N}^0$ – área da base do cone de betão idealizado para um conector isolado, com espaçamento a outros conetores e com distâncias aos bordos suficientes para não se dar sobreposição nem com outros cones nem com os bordos. Tendo a sua base uma largura de $3,0 h_{ef}$, conforme ilustrado na Figura 3.21, é dada por:

$$A_{c,N}^0 = 9h_{ef}^2 \quad (3.23)$$

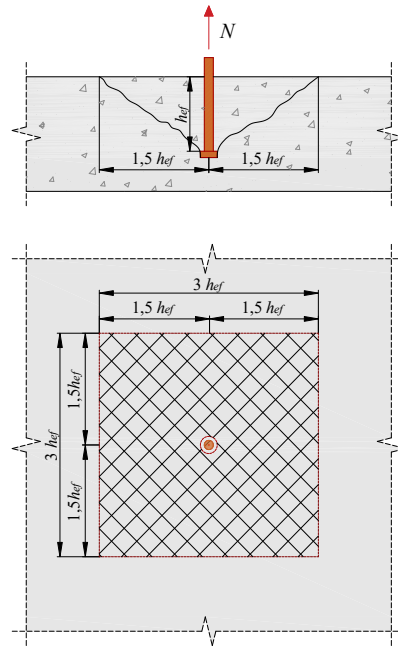


Figura 3.21 – Área projetada $A_{c,N}^0$ do cone de rotura por tração idealizado.

$A_{c,N}$ – área da base do cone na situação real em que o conector, ou o grupo de conetores, se encontra, contando com a presença de bordos e de conetores adjacentes. É calculada de acordo com o ilustrado na Figura 3.22, somando as áreas dos cones idealizados de cada conector e deduzindo as áreas sobrepostas entre conetores adjacentes e as áreas que ficam para fora dos bordos da peça.

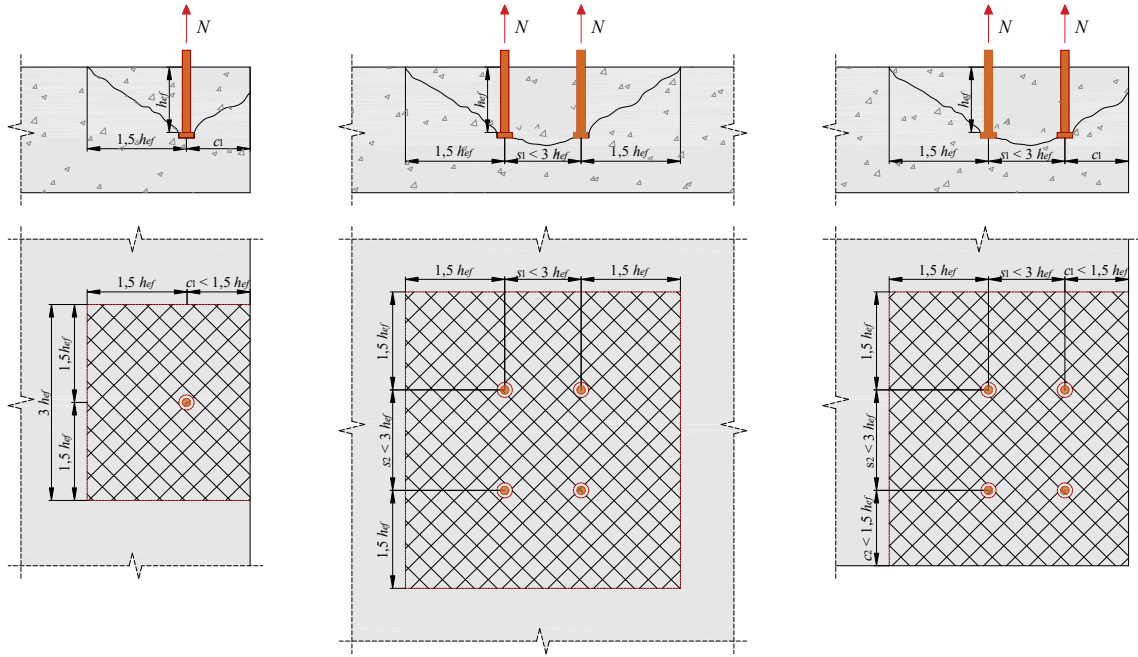


Figura 3.22 – Áreas projetadas $A_{c,N}$ do cone de rotura por tração na situação real.

$\psi_{s,N}$ – fator que entra em conta com a influência dos bordos da peça de betão na distribuição de tensões no betão. Esta influência só ocorre para $c_1 < 1,5 h_{ef}$, sendo c_1 a distância ao bordo da peça na direção 1. O eixo 1 é definido pelo segmento de reta que liga o conector ao bordo mais próximo, correspondendo o eixo 2 à respetiva direção perpendicular. O fator $\psi_{s,N}$ pode ser determinado por:

$$\psi_{s,N} = 0,7 + 0,3 \frac{c_1}{1,5 h_{ef}} \leq 1 \quad (3.24)$$

$\psi_{re,N}$ – fator que contabiliza o efeito do lascamento que sucede na superfície do betão quando se tem uma ancoragem pouco profunda ($h_{ef} < 100$ mm) e uma armadura de pele com reduzido espaçamento entre varões. A redução da resistência de um conector devido a estes efeitos pode ser dada por:

$$\psi_{re,N} = 0,5 + \frac{h_{ef}}{200} \leq 1 \quad (3.25)$$

Considera-se que este fator pode igualmente tomar o valor unitário em situações em que os espaçamentos entre varões sejam iguais ou superiores a 150 mm, para qualquer diâmetro do varão ou para espaçamentos iguais ou superiores a 100 mm para diâmetros menores ou iguais a 10 mm.

3º modo à tração: rotura tipo *pull-out* por esmagamento do betão pressionado pela cabeça (Figura 3.23)

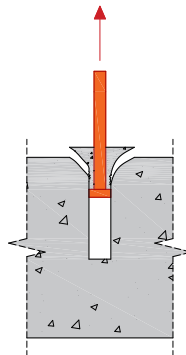


Figura 3.23 – Rotura da ancoragem à tração - 3º modo: *pull-out* por esmagamento do betão pressionado pela cabeça.

Do lado da nova camada de betão, a ancoragem é fundamentalmente garantida pela presença da cabeça do conector. O arrancamento por *pull-out* em chumbadouros de cabeça dá-se quando se atinge a resistência à compressão do betão sob a cabeça do conector, desenvolvendo-se um esmagamento sucessivo do betão, que termina com a formação de um cone superficial de rotura.

A sua resistência é proporcional à área de contacto da cabeça do conector, em que é exercida compressão sobre o betão e é obtida por:

$$N_{Rk,ph} = p_k A_h \quad (3.26)$$

com:

p_k – fator que toma o valor:

- para betão fendilhado: $7,5 f_{ck}$
- para betão não fendilhado: $10,5 f_{ck}$

A_h – área de pressão da cabeça do conector, obtida pela subtração da área da secção do conector à área total da cabeça deste. Para cabeças circulares, tem-se:

$$A_h = \frac{\pi(d_h^2 - d^2)}{4} \quad (3.27)$$

d_h – diâmetro da cabeça do conector;

d – diâmetro do conector.

4º e 5º modos à tração: rotura tipo *pull-out* pela aderência cola-betão ou aço-cola

(Figura 3.24)

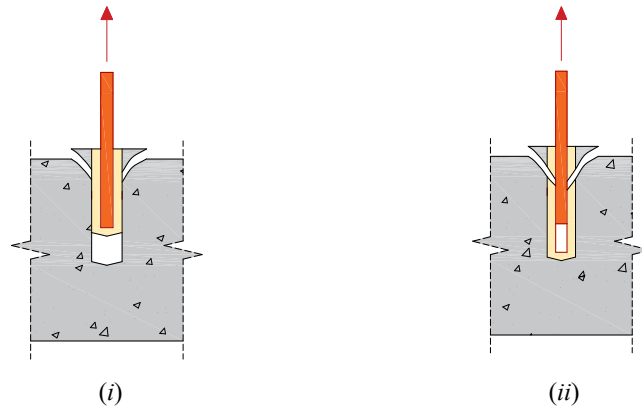


Figura 3.24 – Rotura da ancoragem à tração - (i) 4º modo: *pull-out* pela aderência cola-betão; (ii) 5º modo: *pull-out* pela aderência aço-cola.

Como é próprio dos elementos de ancoragem de pós-instalação, o conector é inserido num furo de diâmetro d_0 executado na camada de substrato, juntamente com cola que atua como agente de ligação ao betão. No modo de rotura de arrancamento por *pull-out* deste tipo de ancoragens, o conector é inteiramente arrancado do furo por se ter esgotado a resistência de aderência entre a cola e o betão envolvente (ao longo das paredes do furo) ou a resistência de aderência entre o conector e a cola (ao longo da superfície exterior do conector). A sua resistência depende da capacidade de aderência em cada uma destas interfaces e da respetiva dimensão da superfície cilíndrica em que atuam as tensões de aderência.

Para o cálculo da resistência ao arrancamento de conectores especialmente concebidos para pós-instalação no betão, o *fib Bulletin 58* [*fib* (2011)] remete para o disposto nos documentos técnicos de aprovação elaborados para cada um desses conectores. Dever-se-á fazer a distinção entre a resistência à rotura ao arrancamento do conector à cola, $N_{Rk,p}$, da resistência ao arrancamento da cola ao betão, $N_{Rk,p0}$. Seguindo o indicado em Cook *et al.* (1998), pode-se considerar:

$$N_{Rk,p} = \tau_{Rk,b} h_{ef} \pi d \quad (3.28)$$

$$N_{Rk,p0} = \tau_{Rk,b0} h_{ef} \pi d_0 \quad (3.29)$$

com:

$\tau_{Rk,b}$ – valor característico da tensão uniforme de rotura por aderência nas interfaces aço-cola;

h_{ef} – comprimento efetivo da ancoragem;

d – diâmetro do conetor;

$\tau_{Rk,b0}$ – valor característico da tensão uniforme de rotura por aderência nas interfaces cola-betão;

d_0 – diâmetro do furo.

Os valores de $\tau_{Rk,b}$ e $\tau_{Rk,b0}$ deverão ser especificados para os conetores e as colas nos respetivos documentos técnicos de aprovação.

6º modo à tração: rotura tipo *blow-out* por destacamento de betão junto à cabeça

(Figura 3.25)

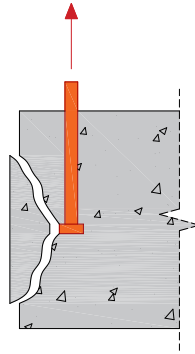


Figura 3.25 – Rotura da ancoragem à tração - 6º modo: *blow-out* por destacamento de betão junto à cabeça.

Este é um modo de rotura específico dos chumbadouros de cabeça e consiste na separação de uma porção de betão entre a cabeça do conetor e a face do bordo mais próximo. O destacamento desta porção resulta das elevadas pressões que se geram na zona da cabeça do conetor onde se dá o esmagamento local do betão.

Considera-se que não existe risco de rotura por *blow-out* se a menor das distâncias aos bordos for superior a metade da profundidade de ancoragem, isto é: $c_1 > 0,5 h_{ef}$. À semelhança do cálculo da resistência ao arrancamento do cone de betão, a resistência $N_{Rk,cb}$ à rotura por *blow-out* para um conetor ou um grupo de conetores ancorados a distâncias inferiores a $0,5 h_{ef}$, será dado pelo produto da resistência de um conetor isolado, i.e., sem influência dos bordos e de conetores adjacentes, $N_{Rk,cb}^0$, com uma série de fatores de redução $\psi_{i,Nb}$:

$$N_{Rk,cb} = N_{Rk,cb}^0 \psi_{i,Nb} \quad (3.30)$$

O valor característico do esforço normal resistente à rotura por *blow-out* de um conetor isolado, $N_{Rk,cb}^0$, é dada por:

$$N_{Rk,cb}^0 = k_5 (c_1 f_{ck})^{3/4} \sqrt{A_h} \quad (3.31)$$

com:

k_5 – fator que deve tomar os seguintes valores:

- para chumbadouros de cabeça em betão fendilhado: $k_5 = 11,1 \text{ N}^{0,25} \text{ mm}^{-0,25}$;
- para chumbadouros de cabeça em betão não fendilhado: $k_5 = 15,8 \text{ N}^{0,25} \text{ mm}^{-0,25}$;

c_1 – a menor distância entre o conector e os bordos;

f_{ck} – valor característico da tensão de rotura do betão à compressão;

A_h – área de pressão da cabeça do conector, que, para cabeças circulares, é:

$$A_h = \frac{\pi(d_h^2 - d^2)}{4} \quad (3.32)$$

d_h – diâmetro da cabeça do conector;

d – diâmetro do conector.

A série de fatores de redução, $\psi_{i,Nb}$, é dada por:

$$\psi_{i,Nb} = \psi_{A,Nb} \psi_{s,Nb} \quad (3.33)$$

com:

$\psi_{A,Nb}$ – fator que tem em conta os efeitos geométricos dos espaçamentos a conectores adjacentes e das distâncias aos bordos, dado por:

$$\psi_{A,Nb} = \frac{A_{c,Nb}}{A_{c,Nb}^0} \quad (3.34)$$

$A_{c,Nb}^0$ – área da base do cone de betão idealizado para um conector isolado. Este cone tem vértice na cabeça do conector e a base na face do bordo mais próximo com largura de $6,0 c_1$ (Figura 3.26).

$$A_{c,Nb}^0 = 36c_1^2 \quad (3.35)$$

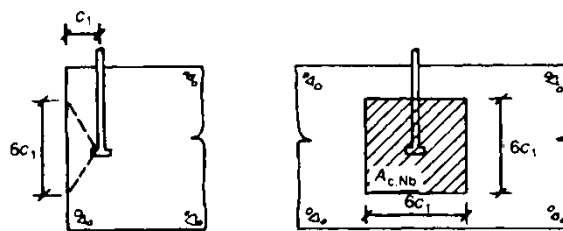


Figura 3.26 – Área projetada $A_{c,Nb}^0$ do cone de rotura por *blow-out* idealizado.
(figura retirada de [CEB (1997)]).

$A_{c,Nb}$ – área da base do cone na situação real limitado pela presença de bordos e de conetores adjacentes, de acordo com o especificado na Figura 3.27.

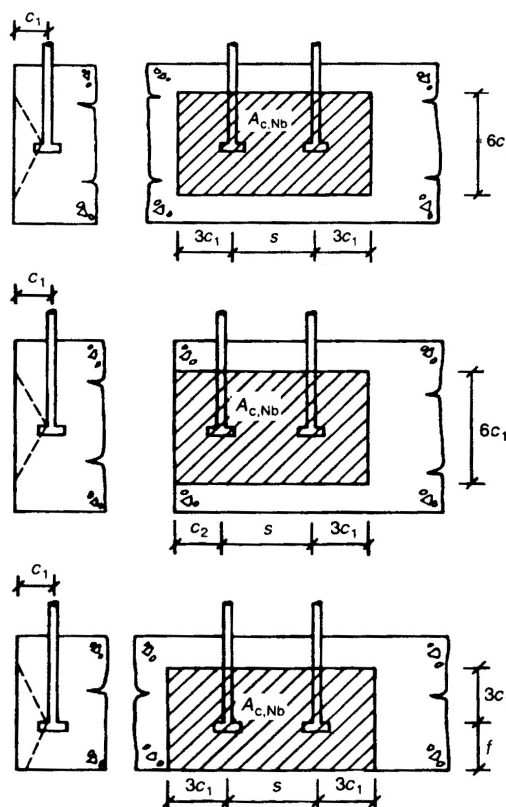


Figura 3.27 – Áreas projetadas $A_{c,Nb}$ do cone de rotura por *blow-out* na situação real.
(figura retirada de [CEB (1997)]).

$\psi_{s,Nb}$ – fator que entra em conta com a influência dos cantos da peça de betão na distribuição de tensões no betão. Considera-se que só há influência quando a menor das distâncias aos bordos na direção 2 (i.e., aos bordos perpendiculares à face do bordo onde ocorre o *blow-out*) não cumpre a condição $c_2 > 3 c_1$, e pode ser determinada por:

$$\psi_{s,Nb} = 0,7 + 0,3 \frac{c_2}{3c_1} \leq 1 \quad (3.36)$$

7º modo à tração: ruptura por *splitting* (Figura 3.28)

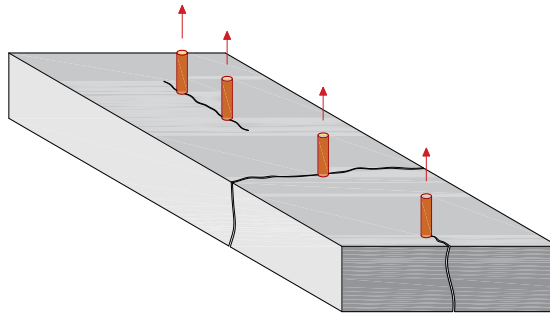


Figura 3.28 – Ruptura da ancoragem à tração - 7º modo: por *splitting*.

Um outro modo de ruptura que pode ser determinante na resistência de uma ancoragem de conectores em betão é a ruptura por *splitting*, em que a peça de betão fendilha num plano paralelo ao conector, formando-se uma fenda entre conectores vizinhos, entre o conector e um bordo próximo ou em toda a altura. Existem dois tipos de ruptura por *splitting* do betão: uma devida à instalação dos conectores, e outra devido às ações que estes transmitem ao betão.

Para este modo de ruptura não há métodos de cálculo exatos, mas apenas aproximados, pelo que deve ser dimensionada uma armadura que resista às forças de *splitting* geradas pela força do conector à tração, através de modelos de escoras e tirantes, como o do exemplo da Figura 3.29.

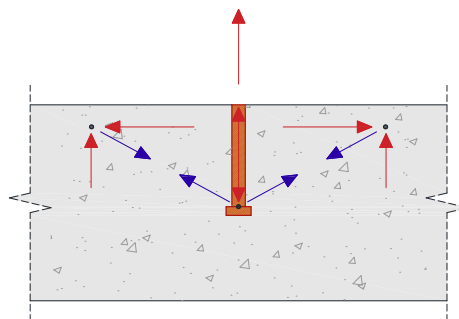


Figura 3.29 – Exemplo de modelo de escoras e tirantes para verificação da ruptura por *splitting*.

Estas armaduras são dispensáveis e este modo de ruptura é evitado se forem asseguradas determinadas distâncias geométricas, que se apresentam na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Distâncias mínimas para assegurar resistência à ruptura por *splitting* para chumbadouros de cabeça.

Espessura da peça de betão	$h > 2 h_{ef}$
Espaçamento entre conectores	$\{s_1; s_2\} > h_{ef}$
Distâncias aos bordos	$c_1 > 2 h_{ef}$

3.3.2. Resistência da ancoragem dos conectores ao corte

A resistência da ancoragem de um chumbadouro de cabeça submetido ao corte é condicionada pelos modos de rotura apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Modos de rotura que determinam a resistência ao corte da ancoragem de chumbadouros de cabeça em camadas betão-betão.

1º modo	$V_{Rd,s}$	pelo aço do conector
2º modo	$V_{Rd,c}$	pelo bordo da peça de betão (em ambas as camadas de betão)
3º modo	$V_{Rd,cp}$	<i>pry-out</i> por levantamento do betão (em ambas as camadas de betão)

Analogamente ao que foi descrito para as ancoragens à tração, o valor da resistência da ancoragem ao corte pode ser obtido pelas expressões indicadas no *fib Bulletin 58* [*fib* (2011)] adaptadas a chumbadouros de cabeça para interfaces entre betão adicionado e betão existente, e descritas de seguida. Tomando os coeficientes parciais de segurança, γ_m , indicados por este *fib Bulletin*, para cada modo de rotura e tipo de conector, o valor de cálculo da resistência da ancoragem ao corte, V_{Rd} é dado por:

$$V_{Rd} = V_{Rk} / \gamma_m \quad (3.37)$$

1º modo ao corte: rotura pelo aço do conector (Figura 3.30)

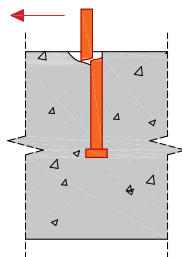


Figura 3.30 – Rotura da ancoragem ao corte - 1º modo: pelo aço do conector.

Este corresponde ao modo de rotura da ancoragem por corte da secção do fuste do conector e é também designado como *steel failure* no *fib Bulletin 58* [*fib* (2011)]. É determinado pela resistência última do aço ao corte puro, sem o binário de forças do efeito de ferrolho:

$$V_{Rk,s} = 0,5 A_s f_{uk} \quad (3.38)$$

sendo:

A_s — a área da menor secção do conector;

f_{uk} – o valor característico da tensão última do aço do conector.

2º modo ao corte: rotura pelo bordo da peça de betão (Figura 3.31)

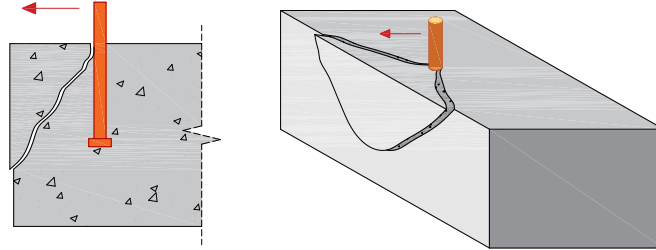


Figura 3.31 – Rotura da ancoragem ao corte - 2º modo: pelo bordo da peça de betão.

À semelhança do que foi descrito para a formação de um cone de rotura no betão de substrato que é arrancado por tração, nas ancoragens ao corte existe a possibilidade de se formar um meio cone de rotura com o seu vértice no conector, ao nível da interface, e a sua base, em forma de meio círculo, numa das faces laterais do elemento de betão. Neste modo de rotura, designado no *fib Bulletin 58* [fib (2011)] como *concrete edge failure*, dá-se o arrancamento desta fração de betão que se destaca no sentido de atuação da força de corte (Figura 3.32).

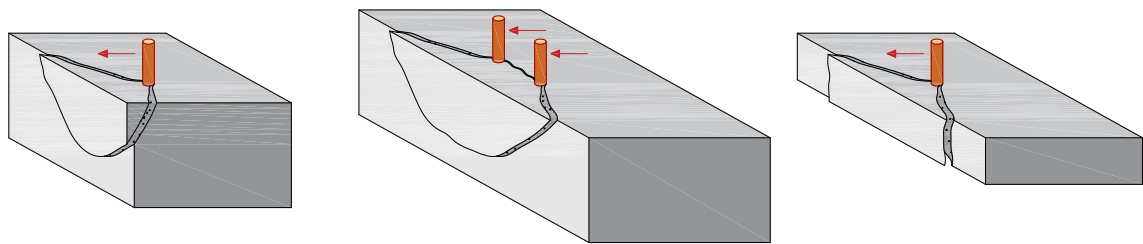


Figura 3.32 – Influência dos bordos da peça e da proximidade entre conectores na formação do cone de rotura.

A resistência ao corte dependerá da configuração de possíveis superfícies cónicas, pelo que depende da distância do conector a todos os bordos da peça (incluindo a face inferior) e do afastamento entre conectores adjacentes, que possam ter as suas áreas de influência sobrepostas.

Seguindo o referido *CC-method*, o cone de rotura pode ser idealizado como uma pirâmide de altura c_1 e de base retangular de comprimento de $3 c_1$ e largura de $1,5 c_1$, como ilustrado na Figura 3.33. No contexto do dimensionamento ao corte, o eixo 1 é definido pelo sentido em que atua a força de corte.

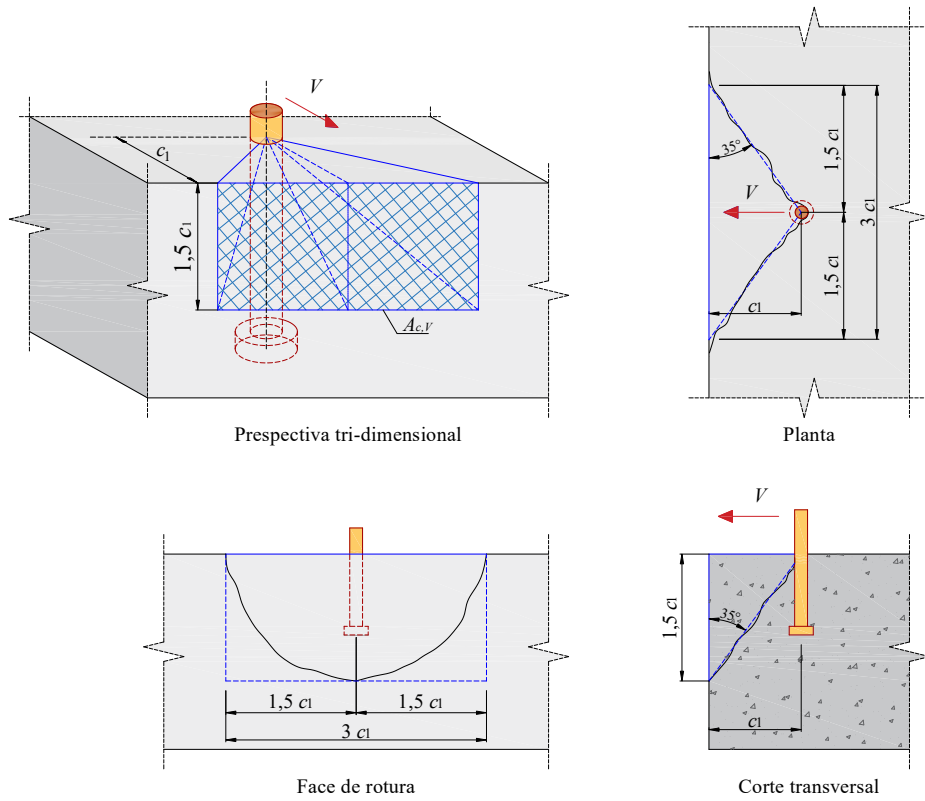


Figura 3.33 – Cone de rotura de betão para ancoragens ao corte idealizado pelo *CC-method* como pirâmide quadrangular de 35°.

Para o cálculo da resistência da ancoragem ao corte, relativo à rotura pelo bordo perpendicular à direção do carregamento, de um conector isolado ou de um grupo de conectores, o *fib Bulletin 58* [fib (2011)] segue um esquema muito semelhante ao indicado para a rotura pelo cone de betão. Deste modo, o valor característica da resistência para este modo de rotura, $V_{Rk,c}$, resulta do produto de uma série de fatores de redução, $\psi_{i,V}$, com a resistência de um conector isolado para a situação em que não há influência de bordos, $V_{Rk,c}^0$:

$$V_{Rk,c} = V_{Rk,c}^0 \psi_{i,V} \quad (3.39)$$

O valor característico da resistência ao corte, relativo à rotura pelo bordo perpendicular à direção do carregamento, de um conector isolado, é dado por:

$$V_{Rk,c}^0 = k_v d^{kv1} l_f^{kv2} \sqrt{f_{ck}} c_1^{1.5} \quad (3.40)$$

com:

- k_v – fator que deve tomar os seguintes valores:
 - para betão fendilhado: $k_v = 1,7 N^{0,5}/mm^{-0,5-kv1-kv2}$;

- para betão não fendilhado: $k_v = 2,4 \text{ N}^{0,5}/\text{mm}^{-0,5-k_{v1}-k_{v2}}$;

$$k_{v1} = 0,1 (l_f / c_1)^{0,5};$$

$$k_{v2} = 0,1 (d / c_1)^{0,2};$$

d – diâmetro do conetor;

f_{ck} – valor característico da tensão de rotura do betão à compressão;

c_1 – menor distância entre o conetor e os bordos;

l_f – comprimento do conetor submetido à ação de contacto contra o betão:

$$l_f = \min \{ h_{ef}; k_{v3} d \} \quad (3.41)$$

h_{ef} – comprimento efetivo da ancoragem;

k_{v3} – fator que deve tomar os seguintes valores:

- se $d \leq 24 \text{ mm}$: $k_{v3} = 12$

- se $d \geq 24 \text{ mm}$: $k_{v3} = 8$

Os fatores de redução relativos a este modo de roturas, são:

$$\psi_{i,V} = \psi_{A,V} \psi_{h,V} \psi_{s,V} \quad (3.42)$$

com os seguintes significados:

$\psi_{A,V}$ – fator que considera os efeitos geométricos dos espaçamentos a conetores adjacentes, da espessura da peça e da distância aos bordos paralelos à direção da força de corte (bordos perpendiculares ao eixo 2). É dado por:

$$\psi_{A,V} = \frac{A_{c,V}}{A_{c,V}^0} \quad (3.43)$$

$A_{c,V}^0$ – área da superfície idealizada da base do cone de betão, conforme o modelo da Figura 3.34. Esta corresponde à projeção do cone de rotura no bordo da peça onde pode ocorrer a rotura de um conetor isolado ao corte:

$$A_{c,V}^0 = 1,5 c_1 \times 3 c_1 = 4,5 c_1^2 \quad (3.44)$$

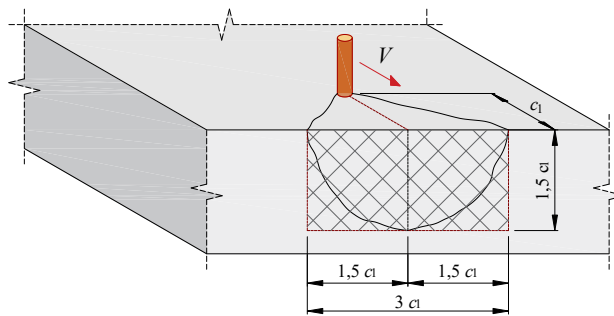


Figura 3.34 – Área projetada $A_{c,V}^0$ do cone de rotura ao corte idealizado.

$A_{c,V}$ – área da base do cone na situação real em que o conector ou o grupo de conectores se encontram localizados, conforme exposto na Figura 3.35. Esta área é dada pelo somatório das áreas dos cones idealizados de cada conector, deduzido das áreas sobrepostas entre conectores adjacentes e as áreas que ficam para lá dos restantes bordos da peça de betão (tanto os bordos paralelos à direção da força como o bordo inferior).

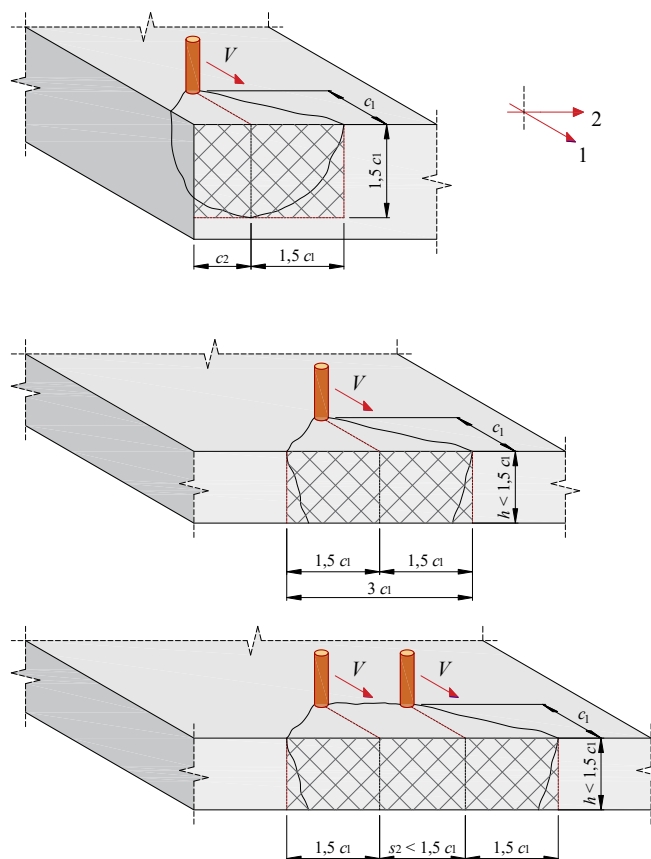


Figura 3.35 – Áreas projetadas $A_{c,V}$ do cone de rotura ao corte na situação real.

Como se pode deduzir a partir da geometria dos cones de rotura ilustrados na Figura 3.35, a sobreposição destes dá-se apenas quando o afastamento entre conectores paralelos ao bordo, s_2 , é inferior a 3 vezes a distância c_1 . A redução das

superfícies cónicas ocorre apenas quando a distância a algum bordo na direção 2, c_2 , é inferior ao comprimento $1,5 c_1$ ou quando a espessura da peça, h , é inferior à altura da base da pirâmide, $1,5 c_1$.

$\psi_{h,V}$ – fator de correção de $\psi_{A,V}$. Na determinação do fator $\psi_{A,V}$ é assumido que a resistência diminui linearmente com a altura da peça de betão. Mas, na realidade, para uma peça com espessura $h < 1,5 c_1$, a redução da resistência é menos pronunciada, pelo que se poderá ter em conta no dimensionamento um acréscimo dado por:

$$\psi_{h,V} = \max \left\{ 1 ; \sqrt{\frac{1,5c_1}{h}} \right\} \quad (3.45)$$

$\psi_{s,V}$ – fator que contabiliza o distúrbio na distribuição das tensões que ocorre nos cantos das peças. Este depende da menor de entre as distâncias aos bordos perpendiculares à direção da força, c_2 :

$$\psi_{s,V} = \min \left\{ 1 ; 0,7 + 0,3 \frac{c_2}{1,5c_1} \right\} \quad (3.46)$$

3º modo ao corte: Rotura tipo *pry-out* por levantamento do betão (Figura 3.36)

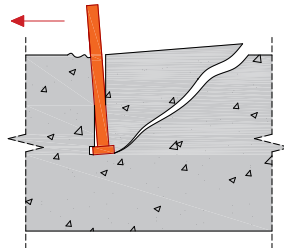


Figura 3.36 – Rotura da ancoragem ao corte - 3º modo: *pry-out* por levantamento do betão.

Caso o comprimento de ancoragem do conector seja excessivamente curto, surge a possibilidade de se dar uma rotura designada como *concrete pry-out failure*, que consiste no levantamento de um troço de betão na interface do lado oposto ao sentido da força de corte. Este troço é arrancado de modo indireto pela força de corte devido a um efeito local de alavanca. Deste modo, dá-se o arrancamento do conector juntamente com a fração de betão destacada.

De acordo com o *fib Bulletin 58* [*fib* (2011)], a sua resistência pode ser relacionada diretamente com o valor da resistência à formação de um cone de betão por tração da ancoragem, $N_{Rk,c}$, calculada de acordo com as expressões (3.20) a (3.25). Esta relação é dada por:

$$V_{Rk,cp} = k_4 N_{Rk,c} \quad (3.47)$$

com:

k_4 – fator que deve tomar os seguintes valores:

- para $h_{ef} < 60$ mm: $k_4 = 1,0$;
- para $h_{ef} \geq 60$ mm: $k_4 = 2,0$.

CAPÍTULO 4

O COMPORTAMENTO DA INTERFACE NO ÂMBITO DO CONCEITO *SUPER-SKIN*

4.1. Introdução

O trabalho descrito neste capítulo foi realizado no âmbito de um projeto de investigação científica denominado “*Intelligent Super-Skin – Enhanced Durability for Concrete Members*”, financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia, com a referência PTDC/ECM/098497/2008. O principal objetivo foi desenvolver, e fazer prova de conceito, uma ideia inovadora que consiste na utilização de betão de ultraelevado desempenho (UHPC – *ultra-high performance concrete*) na camada de recobrimento de elementos estruturais em betão corrente, para aumentar muito significativamente a sua durabilidade. Pretendia-se tirar partido do facto de os UHPC, além de possuírem uma elevada resistência mecânica, apresentarem uma muito elevada durabilidade, em particular em termos de resistência à carbonatação e à ação de cloretos. Além disso, sendo usado apenas no recobrimento, o mais elevado custo, não só económico como ambiental, do UHPC face ao betão corrente, acaba por ser compensado com o uso de um betão corrente no interior do elemento [Robalo *et al.* (2019)].

O alto custo económico e ambiental dos UHPC advém da elevada percentagem de cimento presente na sua constituição. No entanto, é precisamente a baixa relação água/cimento que origina a matriz ultracompacta destes materiais, de onde provém uma reduzida permeabilidade, elevada resistência mecânica e alta durabilidade [Ghafari *et al.* (2012^a)] [Ghafari *et al.* (2012b)].

Concretamente, devido a esta relação água/cimento, a hidratação do cimento na sua totalidade implica um processo de cura em condições especiais de temperatura e humidade relativa apropriadas, que permite alcançar resistências ainda mais elevadas [Saldanha *et al.* (2012b)].

No contexto desse projeto de investigação foram considerados três temas distintos e complementares de investigação: (i) o desenvolvimento de um betão de ultraelevado desempenho (em particular na resistência e na durabilidade) para utilizar no recobrimento de elementos em betão; (ii) a caracterização do comportamento da interface entre o recobrimento em UHPC e o substrato em betão corrente ou em betão leve; (iii) e a modelação numérica do comportamento desta interface. O autor desta tese esteve envolvido no segundo tema, procurando avaliar a teoria do corte-atrito aplicada a interfaces entre UHPC e betão corrente ou betão leve.

Com o objetivo de desenvolver uma expressão geral que quantifique a resistência de interface entre diferentes tipos de betão, procurou-se determinar separadamente a resistência de cada um dos tipos de mecanismos envolvidos: adesão, atrito e efeito de ferrolho. Para isolar cada um destes efeitos, foram concebidos e efetuados diversos ensaios descritos de seguida.

4.2. Ensaios de corte inclinado para análise da adesão

Para a análise do mecanismo de adesão optou-se por efetuar ensaios de corte inclinado, uma vez que estes permitem obter uma distribuição relativamente uniforme das tensões de corte longitudinal ao longo da interface. No entanto, como descrito anteriormente, neste tipo de ensaios estão envolvidos simultaneamente tensões de corte e tensões normais na interface, o que implica a intervenção do mecanismo de atrito na resistência. Deste modo, os resultados fornecidos pelos ensaios apenas permitirão indicar uma tendência para a relação entre os valores obtidos e os parâmetros tomados como variáveis.

Os ensaios foram realizados numa prensa hidráulica (AMSLER 500D74) com capacidade de 500 tf, por meio da qual os provetes prismáticos foram submetidos à compressão, depois de colocados verticalmente na prensa e devidamente centrados. Realizaram-se três séries de ensaios (SS1, SS2 e SS3), em cada uma das quais foi feita a variação de determinados parâmetros: tipos de interface, presença de armadura no interior das camadas e tipo de betão. Adotou-se uma velocidade de aplicação da carga de 0,01 mm/s e efetuaram-se as leituras de força e deslocamento ao longo de cada ensaio com recurso a um *software* específico para o efeito.

4.2.1. SS1 - série de ensaios *Super-Skin* n.º 1: *modified slant shear test*

No âmbito deste projeto foi desenvolvido um novo tipo de ensaio de corte inclinado que se designou por “*modified slant shear test*” [Saldanha *et al.* (2012^a)] [Saldanha *et al.* (2013^a)]. A alteração efetuada neste tipo de ensaio consiste na introdução de armadura em cada uma das metades de forma a obter roturas adesivas, i.e., por descolamento ao longo da interface (por vencimento da adesão) e não roturas coesivas, i.e., pelo betão (por fendilhação do betão da camada mais fraca do provete). A presença de estribos devidamente espaçados ao longo dos provetes, evitará o surgimento da fendilhação provocada pelo efeito de *Poisson*. Com este método pretende-se obviar um dos principais inconvenientes deste tipo de ensaios, que é a possibilidade de se atingir a resistência à compressão da camada mais fraca dos provetes, antes de ser atingida a rotura pela interface. Quando isto ocorre, os valores obtidos com os ensaios correspondem apenas a um limite inferior da resistência da interface ao corte longitudinal entre as camadas. A caracterização da resistência da interface fica, deste modo, incompleta, ainda mais tendo em conta que este limite inferior obtido não é condicionado pelas propriedades da interface.

Foram produzidos provetes de dimensão 150 x 150 x 600 mm³ (Figura 4.1) de acordo com as normas relativas a este tipo de ensaios, como ASTM C882 (1999) ou EN12615 [CEN (1999)]. Adotaram-se os três tipos seguintes de provetes:

- i.* SI: provetes monolíticos, isto é, sem interface;
- ii.* SRM: provetes com interface de superfície rugosa através de raspagem manual obtida por execução manual de sulcos sobre o betão fresco;
- iii.* SO: provetes com interface de superfície ondulada, obtida por betonagem contra cofragem metálica ondulada.

Mantendo em todos estes as mesmas dimensões, foram realizados provetes com e sem armaduras no interior, de acordo com o programa de ensaios apresentado na Tabela 4.1:

Tabela 4.1 – Programa de ensaios da série SS1.

		Presença de armaduras	
		SA sem armaduras	CA com armaduras
Tipo de interface	SI sem interface	SS1-SA-SI (2 ensaios)	SS1-CA-SI (2 ensaios)
	SRM superfície com raspagem manual	SS1-SA-SRM (3 ensaios)	SS1-CA-SRM (3 ensaios)
	SO superfície ondulada	SS1-SA-SO (3 ensaios)	SS1-CA-SO (3 ensaios)

Nos provetes com interface (dos tipos SRM e SO), esta foi realizada com um ângulo de 30° relativamente à direção de ação das forças do atuador. As armaduras introduzidas foram dispostas conforme representado na Figura 4.1, tendo sido adotadas armaduras em aço A400, recobrimento de 10 mm e um espaçamento entre estribos de 40 mm.

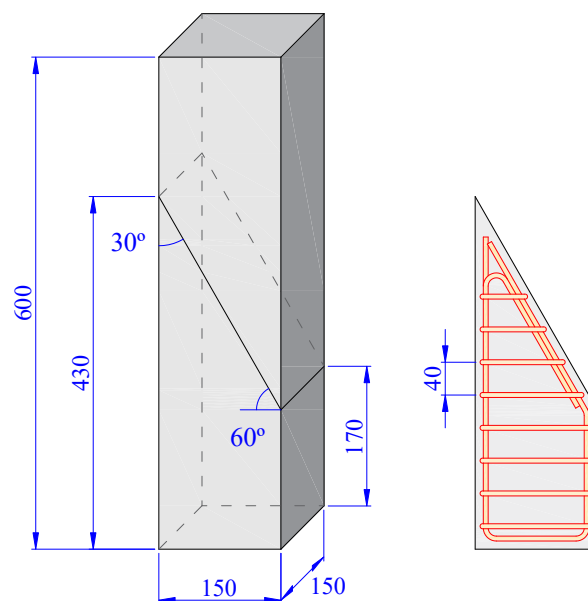


Figura 4.1 – Geometria, dimensões e configuração das armaduras de cada metade dos provetes utilizados nos ensaios de corte inclinado (em mm).

O betão adotado nesta série de ensaios foi executado com a constituição apresentada na Tabela 4.2:

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Tabela 4.2 – Composição do betão utilizado nos ensaios da série SS1.

Constituintes	[kg/m ³]
Cimento II 32.5 R	320
Areia fina (0-2 mm)	421
Areia média (0-4 mm)	181
Bago granítico (0-5 mm)	369
Brita granítica (5-15 mm)	861
Água	174
Adjuvante (super plastificante)	1,6

Os provetes foram executados em cofragens constituídas por moldes metálicos construídas para o efeito (Figura 4.2). Cada betonagem foi efetuada com uma rigorosa pesagem dos diversos componentes das amassaduras e precedida por um processo de limpeza e aplicação de óleo descofrante nos moldes. No caso dos provetes não monolíticos, existiu um intervalo superior a 28 dias entre as betonagens de cada metade, para simular as situações correntes (tanto o caso de elementos pré-fabricados com partes betonadas *in situ*, como o reforço de elementos existentes por adição de uma nova camada de betão), nas quais se geram tensões na interface devido à retração diferencial entre camadas. Foram retirados provetes cúbicos para ensaios de compressão relativos a cada uma das seguintes quatro diferentes amassaduras realizadas:

- i. BNSS1-1: amassadura utilizada para fabrico das parcelas de substrato dos provetes do tipo SRM (superfície tratada com raspagem manual);
- ii. BNSS1-2: amassadura utilizada para fabrico dos provetes monolíticos e das parcelas de substrato dos provetes do tipo SO (superfície ondulada);
- iii. BNSS1-3: amassadura utilizada para fabrico das parcelas adicionadas dos provetes do tipo SRM (superfície tratada com raspagem manual);
- iv. BNSS1-4: amassadura utilizada para fabrico das parcelas adicionadas dos provetes do tipo SO (superfície ondulada).



Figura 4.2 – Cofragem para execução dos provetes para ensaios de corte inclinado.

Na Tabela 4.3, figuram as tensões de rotura à compressão dos correspondentes provetes, ensaiados de acordo com a NP EN 12930-3 [IPQ (2011a)]. São calculados os valores da tensão de rotura à tração através da formulação constante tanto no *fib Model Code 2010* [fib (2013)] como no Quadro 3.1 do Eurocódigo 2 [CEN (2010)]:

$$f_{ctm} = 0,30 f_{ck}^{2/3}, \text{ para } f_{ck} \leq 50 \text{ MPa} \quad (4.1)$$

$$f_{ctm} = 2,12 \ln (1 + 0,1 (f_{ck} + 8 \text{ [MPa]})), \text{ para } f_{ck} > 50 \text{ MPa} \quad (4.2)$$

Considerando 0,8 como coeficiente de conversão médio relativo a provetes cilíndricos de 15 por 20 cm [Montoya *et al.* (2000)], tomou-se:

$$f_{ck} = 0,8 (f_{cm,cube} - 8 \text{ [MPa]}) \quad (4.3)$$

Tabela 4.3 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes da série SS1 e correspondente tensão de rotura à tração.

Amassadura do betão	Tensão de rotura à compressão				Tensão de rotura à tração
	$f_{c,cube}$ [MPa]	Média $f_{cm,cube}$ [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]	f_{ctm} [MPa]
Amassadura BNSS1-1	34,30	33,53	0,71	2,12%	2,24
	32,90				
	33,40				
Amassadura BNSS1-2	35,00	35,43	0,93	2,62%	2,35
	34,80				
	36,50				
Amassadura BNSS1-3	32,20	32,53	0,58	1,77%	2,18
	33,20				
	32,20				
Amassadura BNSS1-4	38,00	37,37	0,71	1,90%	2,46
	37,50				
	36,60				

Na Tabela 4.4 apresentam-se os valores obtidos em cada um dos ensaios de corte inclinado, bem como o tipo de rotura obtido: rotura adesiva, quando esta se deu ao longo da interface, e rotura coesiva, quando esta ocorreu fora da interface.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

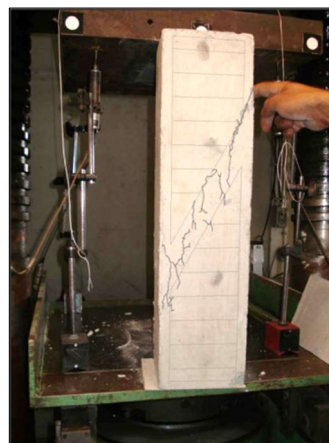
Tabela 4.4 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios de corte inclinado na série SS1.

Ensaio	Tipo de interface	Presença de armaduras	Carga de rotura				Tipo de rotura
			P [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	
SS1-SA-SI-1	SI	SA	608,4	616,2	11,1	1,80%	coesiva
SS1-SA-SI-2			624,1				coesiva
SS1-CA-SI-1		CA	619,8	666,5	66,0	9,91%	coesiva entre armaduras
SS1-CA-SI-2			713,2				coesiva entre armaduras
SS1-SA-SO-1	SO	SA	665,1	566,4	124,8	22,04%	coesiva
SS1-SA-SO-2			426,1				coesiva
SS1-SA-SO-3			608,0				coesiva
SS1-CA-SO-1		CA	628,7	595,8	31,3	5,26%	adesiva
SS1-CA-SO-2			566,4				adesiva
SS1-CA-SO-3			592,4				adesiva
SS1-SA-SRM-1	SRM	SA	680,7	576,8	137,5	23,84%	coesiva
SS1-SA-SRM-2			628,7				coesiva
SS1-SA-SRM-3			420,9				coesiva
SS1-CA-SRM-1		CA	597,6	604,5	26,7	4,41%	adesiva
SS1-CA-SRM-2			633,9				adesiva
SS1-CA-SRM-3			582,0				adesiva

No caso dos provetes monolíticos (tipo SI), verificou-se, para os provetes sem armadura (SA-SI), um tipo de rotura nitidamente coesiva (Figura 4.3-i), como era expectável. Nos provetes do tipo CA-SI (com armaduras), a rotura ocorreu ao longo da faixa onde não se encontram presentes armaduras, formando-se assim uma superfície de rotura coesiva inclinada (Figura 4.3-ii). A armadura foi interrompida precisamente ao longo desta faixa de modo a simular uma configuração de armaduras semelhante à dos restantes provetes e forçar a formação da superfície de rotura coesiva num plano próximo do correspondente às interfaces dos outros provetes.



(i) sem armadura



(ii) com armadura

Figura 4.3 – Tipos de rotura obtidas nos provetes monolíticos da série SS1.

De entre os provetes constituídos por duas camadas (tipos SRM e SO), observou-se que a introdução de armaduras permitiu obter roturas adesivas em situações em que ocorreriam roturas coesivas. Efetivamente, verifica-se que ocorreram sempre roturas adesivas nos provetes do tipo CA-SRM e CA-SO, i.e., com presença de armaduras, e roturas coesivas nos provetes do tipo SA-SRM e SA-SO, i.e., sem armadura. Isto indica que as interfaces adotadas têm uma rugosidade tal que seriam de esperar roturas coesivas se não tivessem sido introduzidas armaduras. Além disso, constata-se que, dentro de cada grupo de ensaios, há sempre um aumento dos valores médios nos resultados dos provetes do tipo CA. Numa primeira análise, estes dados parecem indicar que o método proposto cumpre perfeitamente o propósito de garantir roturas adesivas neste tipo de ensaios. No entanto, é notório como os coeficientes de variação são elevados nos provetes sem armadura e com interface (acima dos 22%) face a um acréscimo de resistência de cerca de 5%. De tal modo assim é, que, fazendo uma comparação entre os resultados de provetes de forma individual, se observa como os provetes mais resistentes se encontram entre os que não têm armadura. Seria necessário um número mais elevado de ensaios para comprovar a eficácia do método proposto.

De modo a poder efetuar uma comparação entre os resultados obtidos, independentemente das resistências dos respetivos betões, determinaram-se os valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface no momento da rotura:

$$f'_i = \frac{f_i}{f_{ct}} \quad (4.4)$$

Esta operação parte do pressuposto de considerar a componente da resistência por adesão como sendo diretamente proporcional à tensão resistente do betão da camada mais fraca, f_{ct} . É desta forma que é considerada tanto na expressão (2.72), correspondente ao Eurocódigo 2 [CEN (2010)], como na expressão (2.79), relativa ao *fib Model Code* 2010 [fib (2013)].

Tomando a expressão (2.87), para a determinação das tensões médias ao longo da interface em ensaios de corte inclinado, tomou-se:

$$f'_i = \frac{P \cos \beta}{a b f_{ct}} \quad (4.5)$$

sendo P a carga vertical aplicada no ensaio, β o ângulo da superfície da interface em relação à horizontal ($\beta = 60^\circ$) e $a = b = 150$ mm os lados do provete, conforme ilustrado na Figura 4.1. Apesar de os provetes monolíticos não terem interfaces, estas foram consideradas de uma forma fictícia

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

teórica, de modo a poder uniformizar a análise dos resultados de entre as várias séries de ensaios realizadas.

São apresentados na Tabela 4.5 os valores determinados para cada grupo de provetes.

Tabela 4.5 – Valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado da série SS1.

Tipo de Interface	Presença de armaduras	Amassadura		Betão condicionante	Força de rotura	Tensão na rotura adimensional	Modo de rotura
		Betão de substrato	Betão adicionado	f_{ct} [MPa]	P [kN]	f_i' []	
SI	SA	BNSS1-2	BNSS1-2	2,35	616,2	5,82	coesiva
	CA	BNSS1-2	BNSS1-2	2,35	666,5	6,30	coesiva entre armaduras
SO	SA	BNSS1-2	BNSS1-4	2,35	566,4	5,35	coesiva
	CA	BNSS1-2	BNSS1-4	2,35	595,8	5,63	adesiva
SRM	SA	BNSS1-1	BNSS1-3	2,18	576,8	5,87	coesiva
	CA	BNSS1-1	BNSS1-3	2,18	604,5	6,15	adesiva

Salvaguardando as limitações referidas na análise dos resultados, a sua adimensionalização permite tirar diversas conclusões. Verifica-se que o valor máximo obtido corresponde ao grupo dos ensaios do tipo CA-SI (monolíticos com armadura), como seria de esperar. Poder-se-á considerar que o seu valor configura como que um teto máximo da resistência que este tipo de ensaios permite alcançar, para o tipo de betão considerado. De facto, seria incompreensível que se obtivessem valores muito superiores aos deste cenário, uma vez que este tipo de rotura (rotura coesiva, através do fendilhamento entre os dois grupos de armaduras) é sempre passível de ocorrer, independentemente da rugosidade da interface presente.

A proximidade entre os resultados do grupo dos provetes monolíticos (do tipo SI) face aos de superfície rugosa obtida por raspagem manual (do tipo SRM), parece indicar, por um lado, que os ensaios do tipo SA-SRM se comportaram exatamente como se de provetes monolíticos se tratasse, o que está em conformidade com o tipo de rotura obtido. Mas, por outro lado, a introdução das armaduras levou a um valor de $f_i' = 6,15$, pouco abaixo do valor 6,30 dos provetes monolíticos com armadura. Isto leva a suspeitar que o ganho conseguido com a introdução das armaduras atingiu um limite que não corresponderá ao da resistência ao corte longitudinal que a rugosidade da interface permitiria transferir entre as camadas. Apesar de a rotura se ter dado ao longo da interface, poderá estar presente uma interferência entre os dois modos de rotura, adesivo e coesivo, que se dariam para valores de carga próximos um do outro.

Relativamente aos valores obtidos para os ensaios com interface ondulada (do tipo SO), verifica-se que existe igualmente um acréscimo com a introdução das armaduras e que a rotura se deu com valores abaixo do limite imposto pela rotura coesiva dos ensaios com armaduras. Mas, comparando os ensaios SA-SI com SA-SO (ambos sem armadura), já não se verifica uma proximidade entre os resultados, apesar de ambas apresentarem roturas do tipo coesivo. Já o valor obtido para rotura adesiva ($f_i' = 5,63$) está pouco abaixo do correspondente ao provete monolítico sem armadura ($f_i' = 5,82$). Isto parece indicar que poderá estar presente uma certa interferência entre os modos de rotura, de valores resistentes semelhantes (rotura coesiva e rotura adesiva), que terá levado a reduzir a resistência obtida nos provetes de interface ondulada sem armaduras.

Conclui-se, deste modo, que a introdução de armaduras não impede sempre a possibilidade de ocorrência de rotura coesiva, embora aumente a resistência com que esta ocorre, cujo valor constitui um limite superior para as cargas alcançáveis no ensaio. Por conseguinte, a partir de uma certa rugosidade, os resultados obtidos com este tipo de ensaios apenas conferem um valor mínimo da resistência da interface ao corte longitudinal. A opção pelo tipo de ensaio proposto, “*modified slant shear test*”, apesar de exigir uma execução menos expedita que a dos ensaios de corte inclinado habituais, compensa na análise de interfaces cujas rugosidades conferem uma resistência ao corte longitudinal que se insere num determinado intervalo de valores. Os dados obtidos não permitem quantificar a gama de valores para os quais se obtêm roturas adesivas em situações em que ocorreriam roturas coesivas, sem a modificação proposta. No entanto, este tipo de ensaio modificado, apresentou sempre uma menor dispersão dos valores obtidos, levando a granjear resultados mais fiáveis.

4.2.2. SS2 - série de ensaios *Super-Skin* n.º 2: ensaios com diferentes rugosidades

Uma vez aferida a vantagem do novo método “*modified slant shear test*”, foi definido um plano de ensaios de corte inclinado, com armaduras no interior dos provetes, com betão de densidade normal e diversos tipos de interface, de modo a se obter a relação entre a rugosidade das superfícies e a adesão. Produziram-se 3 provetes para 5 tipos de rugosidade diferentes, como ilustrado no programa de ensaios da Tabela 4.6. e na Figura 4.4. As rugosidades adotadas foram as seguintes:

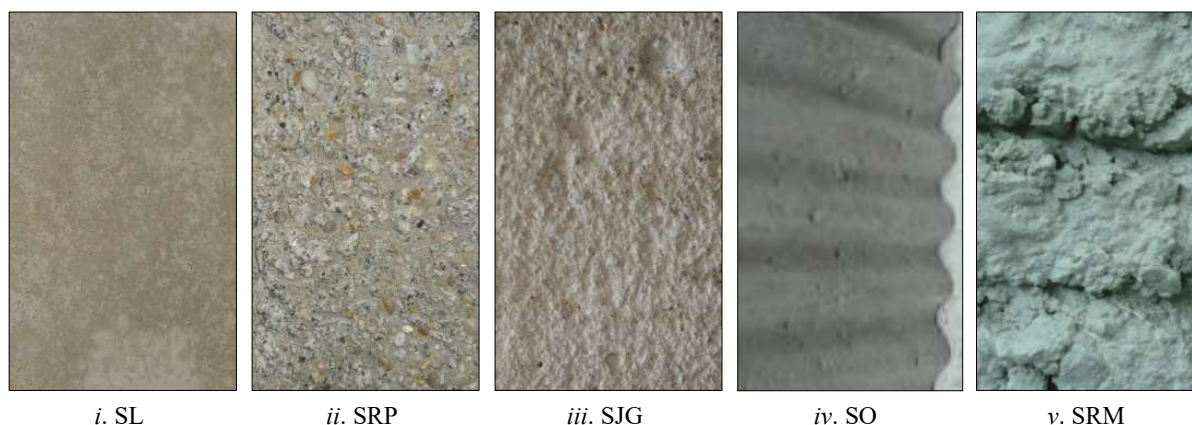


Figura 4.4 – Aspeto das interfaces com os tratamentos adotados nos ensaios da série SS2.

Tabela 4.6 – Programa de ensaios da série SS2.

Tipo de Interface	Designação do ensaio
SL superfície lisa	SS2-SL (3 ensaios)
SRP superfície com retardador de presa	SS2-SRP (3 ensaios)
SJG superfície tratada com jato de granalha	SS2-SJG (3 ensaios)
SO superfície ondulada	SS2-SO (3 ensaios)
SRM superfície com raspagem manual	SS2-SRM (3 ensaios)

- i. SL: provetes de superfície lisa, obtida por betonagem contra cofragem metálica e sem qualquer tipo de tratamento adicional (Figura 4.4-i).
- ii. SRP: provetes com superfície rugosa obtida por tratamento com retardador de presa superficial. O processo correspondente consistiu na aplicação de um inibidor de presa na face da cofragem que molda a superfície da interface. Desta forma, após a desmoldagem, é possível obter uma superfície rugosa relativamente uniforme removendo os componentes mais finos do betão, deixando parcialmente salientes alguns agregados. Uma vez que a matriz ligante ficou quimicamente desativada na superfície em tratamento, esta pode ser removida com uma simples escovagem superficial acompanhada de lavagem com escorrimento de água (Figura 4.4-ii).
- iii. SJG: provetes com superfície rugosa por aplicação de jato de granalha sobre as interfaces (Figura 4.4-iii).
- iv. SO: provetes com interface de superfície ondulada, obtida por betonagem contra cofragem metálica ondulada (Figura 4.4-iv).

- v. SRM: provetes com interface de superfície rugosa através de raspagem manual obtida por execução manual de sulcos sobre o betão fresco (Figura 4.4-v). Procurou-se que as ranhuras tivessem cerca de 5 cm de afastamento e 1 cm de largura.

Os provetes ensaiados para esta série de ensaios, denominada como série SS2, foram executados de forma semelhante ao descrito para a série SS1: geometria dos provetes e disposição das armaduras no interior (em aço A400) ilustrada na Figura 4.1; e betão adotado com a composição descrita na Tabela 4.2. Do mesmo modo, foram retirados provetes cúbicos para ensaios de compressão de cada uma das duas amassaduras realizadas: uma para o betão de substrato e outra para o betão das segundas metades dos provetes.

Para a caracterização destes 5 tipos de rugosidade, efetuaram-se medições sobre as superfícies dos provetes com recurso a um rugosímetro laser, antes da betonagem das camadas adicionadas. Foi utilizado o rugosímetro 2D desenvolvido pelo grupo de investigação em que este projeto esteve inserido [Santos & Júlio (2008)], descrito anteriormente. Foram feitas 10 medições por cada tipo de rugosidade, utilizando um sensor laser de 10 μm de precisão para efetuar as medições na superfície lisa (com uma gama de varrimento entre 30 e 50 mm) e um sensor laser de 60 μm de precisão para os restantes tratamentos (com uma gama de varrimento entre 30 e 130 mm). Das 10 leituras realizadas para cada um dos 5 tipos de interface, obtiveram-se 50 perfis de rugosidade diferentes, com mais de 200 mm de comprimento, cada um. Apresentam-se, na Figura 4.5, cinco perfis de rugosidade sobrepostos, correspondendo cada um destes a um perfil típico de cada tipo de interface adotado.

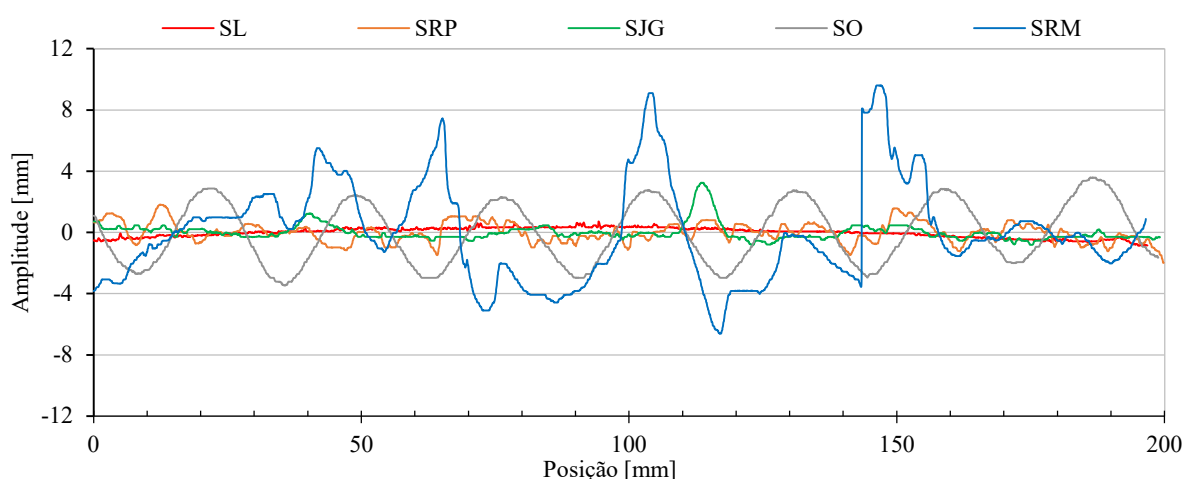


Figura 4.5 – Sobreposição de perfis característicos obtidos em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Foram ensaiados cubos dos betões constituintes de cada uma das camadas dos provetes, de acordo com a norma NP EN 12930-3 [IPQ (2003)], obtendo-se as resistências apresentadas na Tabela 4.7. Os valores da tensão de rotura à tração foram obtidos através das expressões (4.1) a (4.3).

Tabela 4.7 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes da série SS2 e correspondente tensão de rotura à tração.

Amassadura do betão	Tensão de rotura à compressão				Tensão de rotura à tração
	$f_{c,cube}$ [MPa]	Média $f_{cm,cube}$ [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]	f_{ctm} [MPa]
Amassadura BNSS2-1 (betão de substrato)	40,97	40,17	0,79	1,95%	2,62
	39,40				
	40,15				
Amassadura BNSS2-2 (betão adicionado)	36,96	36,94	0,04	0,12%	2,44
	36,97				
	36,89				

Foram executados e monitorizados de forma satisfatória os 15 ensaios desta série, observando-se em todos roturas adesivas, i.e., pela interface. Foram medidas as cargas até se atingir a rotura dos provetes, obtendo-se os resultados da Tabela 4.8.

Tabela 4.8 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios de corte inclinado na série SS2.

Ensaio	Tipo de interface	Carga de rotura			
		P [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]
SS2-SL-1	SL	584,0	555,1	133,6	24,06%
SS2-SL-2		671,9			
SS2-SL-3		409,5			
SS2-SRP-1	SRP	678,6	692,0	13,2	1,92%
SS2-SRP-2		692,1			
SS2-SRP-3		705,1			
SS2-SJG-1	SJG	696,3	627,0	118,6	18,92%
SS2-SJG-2		490,0			
SS2-SJG-3		694,7			
SS2-SO-1	SO	680,7	678,3	12,0	1,77%
SS2-SO-2		690,6			
SS2-SO-3		666,7			
SS2-SRM-1	SRM	715,5	701,8	17,4	2,48%
SS2-SRM-2		682,2			
SS2-SRM-3		707,7			

Tomando a expressão (4.5), determinaram-se, para cada grupo de ensaios, os valores médios adimensionais das tensões ao longo da interface dos provetes, expostos na Tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado da série SS2.

Tipo de Interface	Amassadura		Betão condicionante	Força de rotura	Tensão na rotura adimensional
	Betão de substrato	Betão adicionado	f_{ct} [MPa]	P [kN]	$f_i' = f_i / f_{ct}$ []
SL	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	555,1	5,06
SRP	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	692,0	6,31
SJG	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	627,0	5,72
SO	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	679,3	6,19
SRM	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	701,8	6,40

Estes mesmos valores são apresentados de forma gráfica na Figura 4.6.

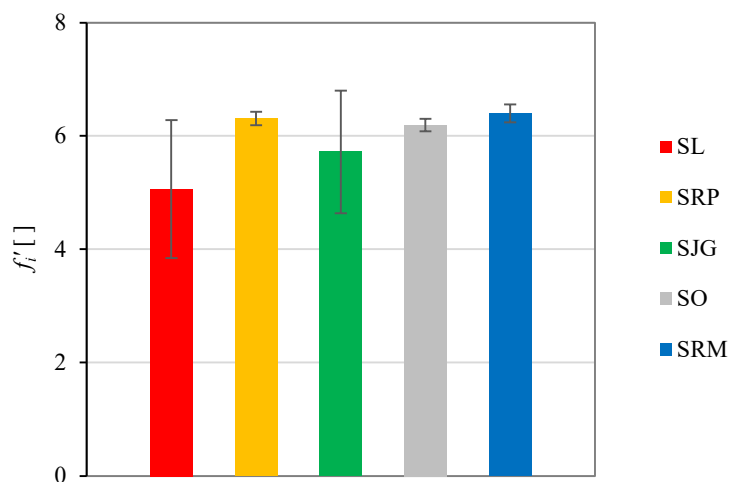


Figura 4.6 – Valores médios adimensionais e respetivos desvios-padrão das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado da série SS2.

Os resultados demonstram uma clara distinção entre dois grupos: os que apresentam resultados com elevado coeficiente de variação, nos quais se inserem os do tipo SL (superfície lisa) e SJG (com jato de granalha), e os que, pelo contrário, apresentam resultados muito uniformes. Efetivamente, apesar de os provetes destes dois tipos terem levado às roturas com os valores de carga mais baixos (provetes SS2-SL-3 e SS2-SJG-2), outros provetes com o mesmo tratamento de superfície atingiram valores de carga que se encontram entre os mais elevados.

A partir destes resultados e das medições das rugosidades, pode-se estabelecer uma relação entre as tensões de rotura na interface adimensionais (f_i') atingidas e a rugosidade. Para quantificar a rugosidade das interfaces, determinaram-se os respetivos parâmetros de rugosidade para cada um dos 50 perfis. A definição destes parâmetros encontra-se em 3.2.4, agrupados segundo três diferentes conjuntos de parâmetros de rugosidade: (i) parâmetros obtidos a partir de valores

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

extremos, (ii) parâmetros obtidos por determinação de valores médios sem divisão por segmentos e (iii) parâmetros obtidos a partir de segmentos separados.

Nas tabelas seguintes (da Tabela 4.10 à Tabela 4.14) apresentam-se os valores médios, desvios-padrão e respetivos coeficientes de variação dos parâmetros de rugosidade para cada um dos 5 tratamentos em consideração.

Tabela 4.10 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SL (superfície lisa) dos ensaios da série SS2.

		SS2-SL		
Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	3,330	2,328	69,9%
	R_v	1,464	0,911	62,2%
	R_y	4,793	3,045	63,5%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	0,287	0,038	13,2%
	R_q	0,465	0,171	36,9%
	R_z	4,614	2,955	64,1%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	1,273	0,931	73,1%
	R_{vm}	0,548	0,395	72,0%
	R_{zm}	1,821	1,228	67,4%
	R_{max}	4,354	3,210	73,7%

Tabela 4.11 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SRP (superfície com retardador de presa) dos ensaios da série SS2.

		SS2-SRP		
Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	1,988	0,450	22,7%
	R_v	1,863	0,270	14,5%
	R_y	3,851	0,537	13,9%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	0,635	0,093	14,6%
	R_q	0,779	0,107	13,7%
	R_z	3,800	0,550	14,5%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	1,195	0,182	15,3%
	R_{vm}	1,419	0,175	12,4%
	R_{zm}	2,614	0,313	12,0%
	R_{max}	3,393	0,670	19,7%

Tabela 4.12 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SJG (superfície tratada com jato de granalha) dos ensaios da série SS2.

		SS2-SJG		
Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	2,276	1,372	60,3%
	R_v	0,888	0,283	31,9%
	R_y	3,164	1,339	42,3%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	0,355	0,075	21,0%
	R_q	0,510	0,166	32,6%
	R_z	3,163	1,339	42,3%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	0,948	0,347	36,6%
	R_{vm}	0,585	0,222	37,9%
	R_{zm}	1,533	0,415	27,1%
	R_{max}	2,881	1,320	45,8%

Tabela 4.13 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SO (superfície ondulada) dos ensaios da série SS2.

		SS2-SO		
Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	Média [mm]	Desvio Padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	3,611	0,336	9,3%
	R_v	3,395	0,332	9,8%
	R_y	7,005	0,570	8,1%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	1,758	0,046	2,6%
	R_q	1,986	0,055	2,8%
	R_z	6,976	0,570	8,2%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	3,049	0,203	6,7%
	R_{vm}	3,073	0,212	6,9%
	R_{zm}	6,122	0,372	6,1%
	R_{max}	6,743	0,587	8,7%

Tabela 4.14 – Parâmetros de rugosidade obtidos nos provetes com interface tipo SRM (superfície com raspagem manual) dos ensaios da série SS2.

		SS2-SRM		
Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	12,849	4,195	32,7%
	R_v	6,543	1,361	20,8%
	R_y	19,392	3,932	20,3%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	2,954	0,275	9,3%
	R_q	3,912	0,478	12,2%
	R_z	19,084	3,447	18,1%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	7,793	1,275	16,4%
	R_{vm}	4,407	0,441	10,0%
	R_{zm}	12,200	1,353	11,1%
	R_{max}	18,817	3,879	20,6%

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Para facilitar a análise dos dados apresentados nas tabelas anteriores, foram traçados gráficos (da Figura 4.7 à Figura 4.9) nos quais se encontra ilustrada a comparação dos valores médios e desvios padrão de cada um dos parâmetros de rugosidade, entre os diferentes tipos de interface. De modo a facilitar a comparação entre os valores para cada um dos parâmetros, foram adotadas diferentes escalas nos eixos das ordenadas dos gráficos.

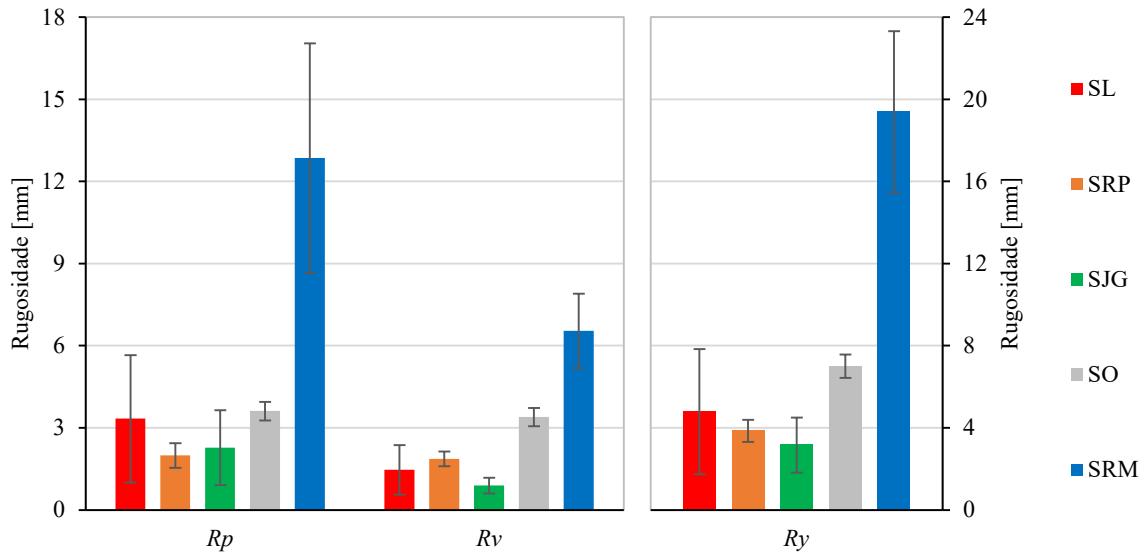


Figura 4.7 – Valores médios e respectivos desvios-padrão para o 1º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por extremos) em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.

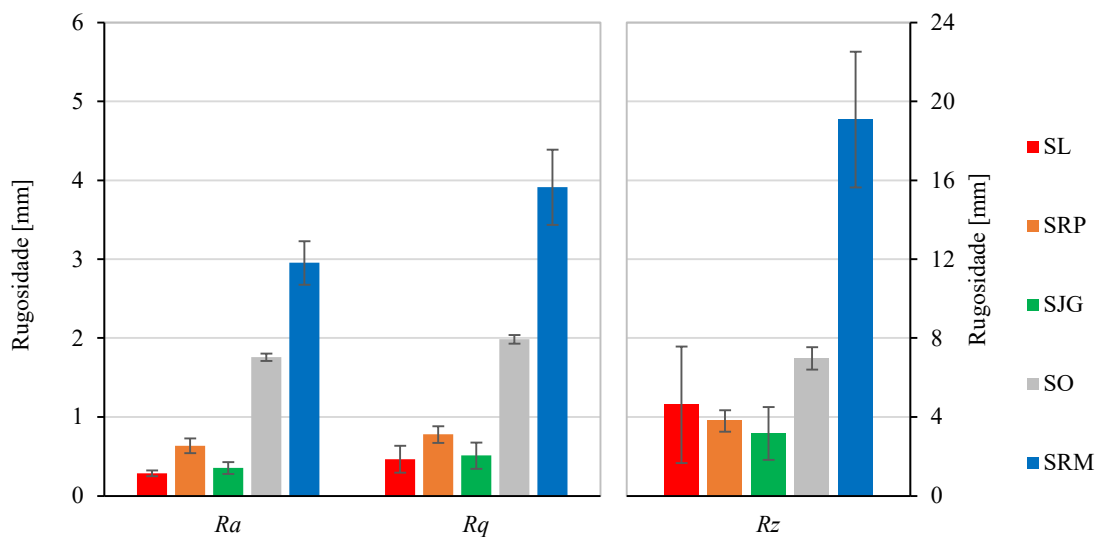


Figura 4.8 – Valores médios e respectivos desvios-padrão para o 2º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por médias) em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.

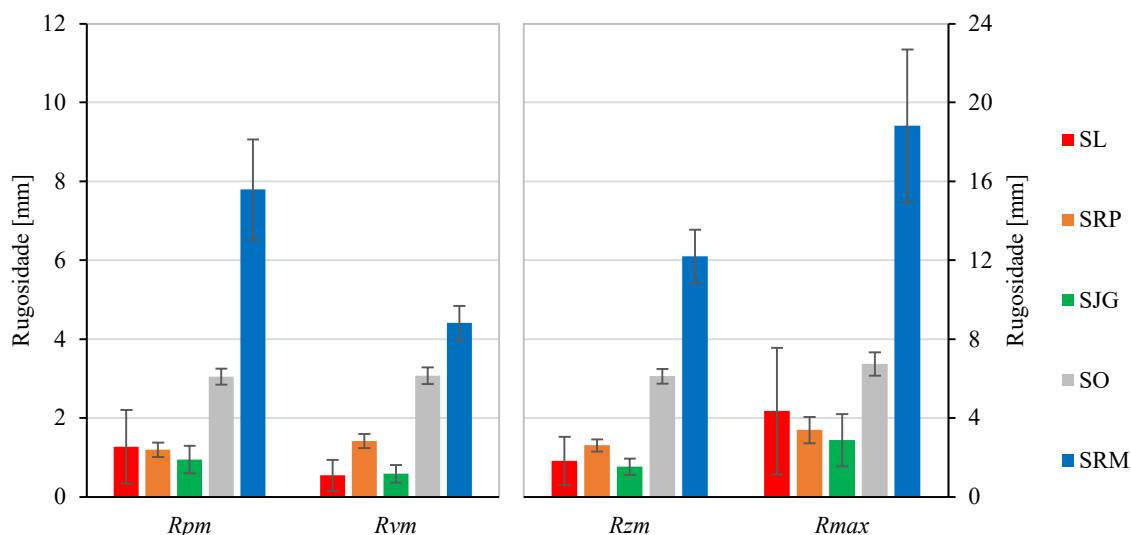


Figura 4.9 – Valores médios e respetivos desvios-padrão para o 3º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por segmentos) em cada um dos 5 tipos de interface adotados nos ensaios da série SS2.

Analisando os gráficos apresentados, verifica-se que nenhum dos parâmetros de rugosidade segue uma tendência semelhante à dos respetivos resultados dos ensaios de corte inclinado (ilustrados na Figura 4.6), não se cumprindo a expectativa de se estabelecer uma estreita correlação entre a rugosidade e a correspondente resistência ao corte longitudinal da interface.

Mesmo comparando os diversos parâmetros entre si, não se verifica nenhuma regra de crescimento comum de entre os diferentes tratamentos aplicados, exceto a de se constatar que os parâmetros relativos ao tratamento do tipo SRM (por raspagem manual) são sempre os mais elevados. No entanto, o valor médio obtido nos ensaios de corte para os provetes SRM não se destaca claramente acima dos demais valores, embora seja o mais elevado de entre os 5 tipos de interface.

No que diz respeito aos coeficientes de variação dos resultados dos ensaios e das medições das rugosidades, há uma correspondência entre os tipos de superfície para os quais se destacam os valores mais elevados, assim como para aqueles em que se destacam os valores mais reduzidos. No entanto, a elevada uniformidade das tensões de rotura obtidas com os ensaios do tipo SRM, não se observa nos valores dos respetivos parâmetros de rugosidade. Se se juntar a este dado o facto de o seu valor médio de tensão adimensional ($f'_i = 6,40$) ser superior ao valor verificado para provetes monolíticos com armaduras ($f'_i = 6,30$), leva a suspeitar que o tipo de rotura observado não se trate de uma rotura puramente adesiva. Efetivamente, este tipo de tratamento provoca valores elevados nos parâmetros de rugosidade, o que tornaria expectável forças de rotura destacadamente superiores aos dos outros ensaios. Caso a resistência do próprio provete de betão tivesse sido condicionante

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

para os valores atingidos, então ficaria explicada uma perda de resistência, assim como a uniformidade dos valores obtidos.

Os resultados alcançados para os provetes do tipo SL (de superfície lisa), demonstram ser este, claramente, o tratamento que proporciona menor resistência ao corte longitudinal. Mas os parâmetros de rugosidade respetivos não representam, na maior parte dos casos, o menor valor de entre os homólogos dos outros tipos de tratamento.

Especialmente eficaz parece ser o comportamento das superfícies do tipo SRP (com retardador de presa), para os quais se obtiveram praticamente os valores mais elevados de resistência, apresentando parâmetros de rugosidade com valores próximos dos obtidos nos tratamentos de menor resistência ao corte longitudinal.

É importante sublinhar que nos ensaios de corte inclinado não é possível eliminar a compressão normal sobre a interface de entre as variáveis do problema. Deste modo, seria necessário determinar tanto os coeficientes de atrito como os de adesão correspondentes a cada tipo de interface, uma vez que o nível de rugosidade se reflete de um modo direto sobre estes coeficientes, e não diretamente sobre as tensões medidas. No entanto, se se considerar que tanto o crescimento dos coeficientes de adesão como o dos coeficientes de atrito acompanham o aumento dos parâmetros de rugosidade (como sugerem as tabelas para a sua determinação, de alguns regulamentos), então os resultados dos ensaios de corte inclinado serão válidos para aferir a relação entre estes.

De modo a visualizar graficamente a relação entre os valores adimensionais das tensões de rotura na interface (f_i') e cada um dos parâmetros de rugosidade, traçaram-se as curvas de interpolação apresentadas na Figura 4.10.

Com os gráficos apresentados fica confirmado que a relação entre qualquer um dos parâmetros e os resultados dos ensaios está longe de ser linear. Fazendo uma progressão não linear, de potência, consegue-se observar uma relação razoável, com um valor do quadrado do coeficiente de correlação de Pearson, R^2 , superior a 60% apenas para os seguintes parâmetros: rugosidade média do perfil, R_a , e altura média do vale, R_{vm} .

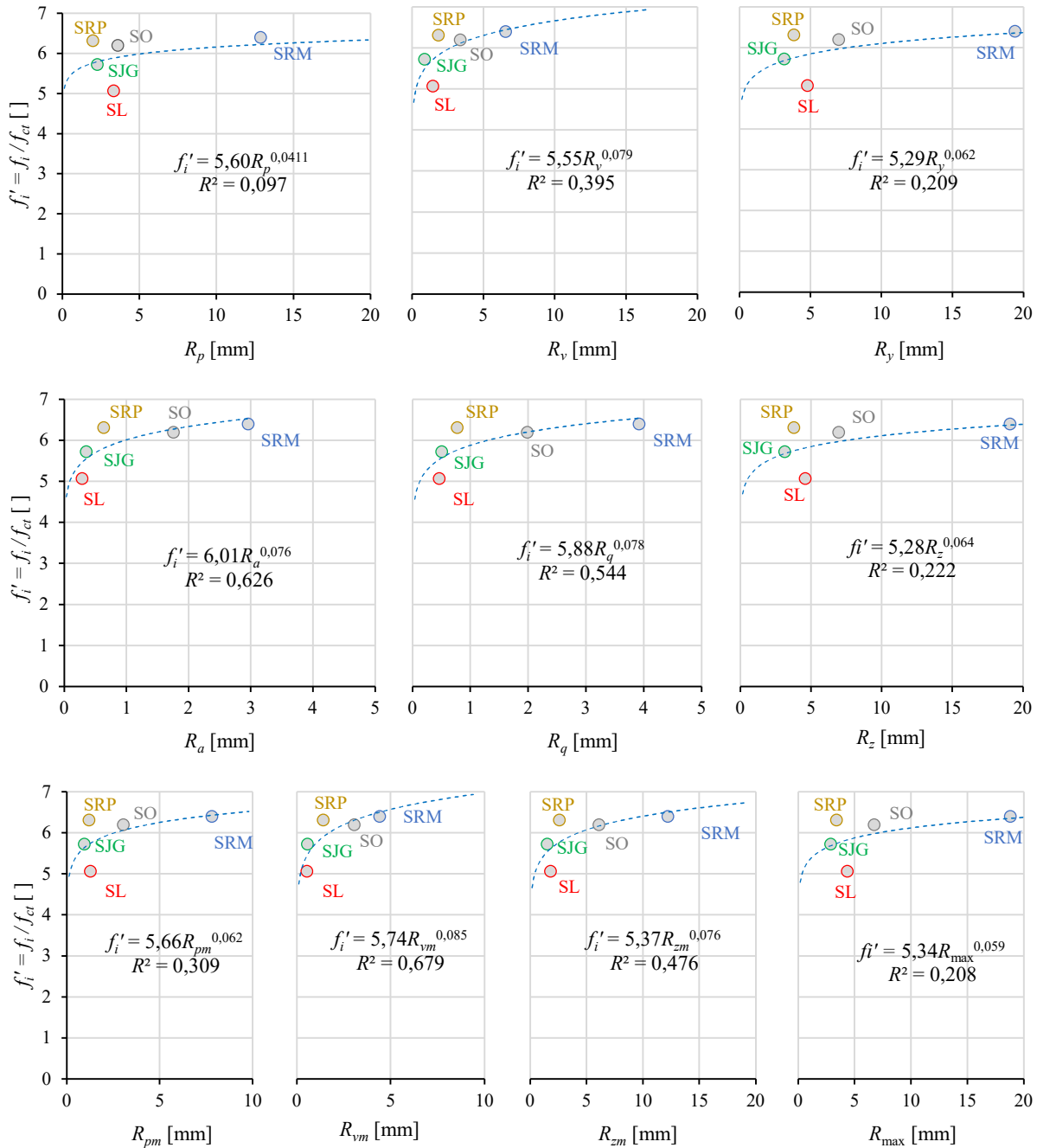


Figura 4.10 – Relação entre os valores adimensionais das tensões de rotura na interface e cada um dos parâmetros de rugosidade na série SS2.

A diversidade de rugosidades seleccionadas neste trabalho permitiu uma análise mais completa, evidenciando como nenhum dos parâmetros de rugosidade, tomados isoladamente, consegue traduzir o comportamento das interfaces ao corte longitudinal. Concretamente, tratamentos de superfície tão diferentes como o do tipo SL (superfície lisa) e o do tipo SO (superfície ondulada), simulam dois casos que se poderia considerar como extremos. No primeiro, o peso relativo da rugosidade média (indicado por parâmetros como R_a e R_q) é muito inferior em relação

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

aos outros tratamentos. Mas, já no que se refere aos parâmetros obtidos por extremos, os valores correspondentes a SL aproximam-se dos valores de SO, em especial no parâmetro da altura máxima de pico, R_p .

Efetivamente, pela observação das superfícies, intui-se que, para as superfícies do tipo SO, a altura da ondulação adotada, regular e constante, não traduz o comportamento que teria uma superfície com picos e vales de dimensão semelhante, mas presentes de um modo disperso e pontual ao longo da interface. As superfícies lisas deste estudo, apesar de resultarem de betonagem contra chapa metálica, não tiveram qualquer tratamento posterior que eliminasse os inúmeros orifícios presentes, próprios de uma camada de betão. Isto mesmo ocorre, de uma forma ainda mais acentuada, nas superfícies tratadas com retardador de presa (SRP), nas quais a proeminência dos agregados parece conferir uma ligação entre as camadas significativamente mais eficaz, tendo em conta a altura média dos picos e vales. Nomeadamente, o mecanismo de imbricamento mecânico parece ser mais sensível às protuberâncias próprias deste tipo de superfície.

A forma como os resultados obtidos variam para cada tipo de interface, dever-se-ia refletir nos correspondentes valores dos coeficientes de adesão e de atrito, não sendo possível, com os dados disponíveis, quantificar o reflexo que as respetivas rugosidades terão num e noutro coeficiente. Mais à frente, é proposto um modelo de cálculo para o atrito e a adesão, no qual os parâmetros de rugosidade são combinados de modo a traduzir o comportamento de tipos de superfície diversos, como os apresentados.

4.2.3. SS3 - série de ensaios *Super-Skin* n.º 3: ensaios com diferentes tipos de betão

Para a caracterização da adesão entre o recobrimento em UHPC e o substrato em betão corrente ou betão leve, realizaram-se ensaios de adesão com dois tipos de rugosidade: interface lisa (SL) e interface ondulada (SO). O critério para a escolha de dois de entre os cinco casos analisados foi o de procurar rugosidades que apresentassem diferenças mais significativas nas suas resistências. O liso representa um limite inferior, e o ondulado, um limite superior. Embora este último não tenha sido o que conduziu à resistência máxima na série de ensaios anterior, optou-se por este tratamento por ter um menor coeficiente de variação, que advém do facto de resultar numa superfície muito uniforme.

Para cada um dos referidos dois tipos de rugosidade foram realizados 6 provetes, nos quais a camada adicionada foi sempre composta por betão UHPC (BU). Dentro de cada um destes

conjuntos de provetes, 3 foram constituídos com a camada de substrato em betão de densidade normal (BN) e os outros 3 em betão leve (BL). Foram dispostas armaduras no interior das metades de provete constituídas por betão leve e por betão de densidade normal. Tendo em conta a elevada resistência do betão UHPC, considerou-se que esta armadura seria dispensável nas camadas constituídas por este material.

Deste modo, o programa de ensaios pode ser resumido de acordo com a Tabela 4.15.

Tabela 4.15 – Programa de ensaios da série SS3.

		Betão na camada de substrato	
		BN betão de densidade normal	BL betão leve
Tipo de Interface	SL superfície lisa	SS3-BN-SL (3 ensaios)	SS3-BL-SL (3 ensaios)
	SO superfície ondulada	SS3-BN-SO (3 ensaios)	SS3-BL-SO (3 ensaios)

Na Tabela 4.16 apresenta-se a constituição dos três tipos de betão utilizados nos provetes. O betão de densidade normal (BN) tem a mesma composição do betão utilizado nos ensaios anteriores.

Tabela 4.16 – Constituintes da composição dos betões utilizados na série SS3.

Constituintes [kg/m ³]	BN	BL	BU
Cimento II 32,5 R	320	-	-
Cimento II 42,5 R	-	360	-
Cimento II 52,5 R	-	-	730
Areia fina (0-2 mm)	421	272	983
Areia média (0-4 mm)	181	634	-
Bago granítico (0-5 mm)	369	-	-
Brita granítica (5-15 mm)	861	-	-
Argila expandida	-	512	-
Filer	-	-	219
Sílica de fumo	-	-	146
Água	174	158	200
Adjuvante (super plastificante)	1,6	1,8	40,2
Totais (massa volúmica ρ_c)	2.328	1.938	2.318

A partir de provetes cúbicos retirados de cada um dos betões constituintes ensaiados, obtiveram-se as resistências apresentadas na Tabela 4.17.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Tabela 4.17 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes da série SS3 e correspondente tensão de rotura à tração.

Amassadura do betão	Tipo de betão	Tensão de rotura à compressão				Tensão de rotura à tração		Módulo de elasticidade	
		$f_{c,cube}$ [MPa]	Média $f_{cm,cube}$ [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]	η_l []	f_{ctm} [MPa]	η_E []	E_{cm} [GPa]
Amassadura BNSS3 (betão de substrato)	BN	43,12	41,83	1,46	3,5%	1,0	2,70	1,0	32,05
		40,25							
		42,12							
Amassadura BLSS3 (betão de substrato)	BL	47,55	45,68	2,05	4,5%	0,93	2,70	0,78	25,51
		46,00							
		43,48							
Amassadura BUSS3 (betão adicionado)	BU	102,12	102,63	1,65	1,6%	1,0	4,74	1,0	41,61
		101,29							
		104,47							

Os valores da tensão de rotura à tração foram obtidos através das expressões (4.1) a (4.3), sendo aplicado nos valores relativos ao betão leve o fator de redução η_l , indicado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] e pelo Eurocódigo 2 [CEN (2010)]:

$$\eta_l = 0,40 + 0,60 \rho_c / (2200 \text{ [kg/m}^3\text{]}) \quad (4.6)$$

sendo ρ_c a massa volúmica do betão seco.

Uma vez que com estes ensaios se pretende aferir o comportamento entre camadas de betão de propriedades significativamente diversas, é essencial determinar o módulo de elasticidade para os três tipos de betão utilizados. Deste modo, será possível relacionar os resultados obtidos com a rigidez diferencial presente em cada ensaio. Os valores do módulo de elasticidade secante do betão, E_{cm} , foram obtidos através da expressão do Eurocódigo 2 [CEN (2010)], que é essencialmente semelhante à do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)]:

$$E_{cm} = 22 (0,1 (f_{ck} + 8 \text{ [MPa]}))^{0,3} \quad (4.7)$$

Para o betão leve é aplicado o fator de redução η_E :

$$\eta_E = (\rho_c / (2200 \text{ [kg/m}^3\text{]}))^2 \quad (4.8)$$

Foram realizados três ensaios para cada tipo de provete e mediram-se as forças máximas exercidas sobre estes. Na Tabela 4.18 apresentam-se as suas médias, desvios-padrão e coeficientes de variação.

Tabela 4.18 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios de corte inclinado na série SS3.

Ensaio	Tipo de Interface	Camada de substrato		Carga de rotura				
		Tipo de betão	Massa volúmica ρ_c [kg/m³]	P [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	
SS3-BN-SL-1	SL	BN	2.328	437,5	497,8	52,4	10,53%	
SS3-BN-SL-2				532,6				
SS3-BN-SL-3				523,2				
SS3-BN-SO-1	SO			811,6	781,8	28,4		3,64%
SS3-BN-SO-2				755,0				
SS3-BN-SO-3				778,9				
SS3-BL-SL-1	SL	BL	1.938	*	274,4	74,2	27,05%	
SS3-BL-SL-2				221,9				
SS3-BL-SL-3				326,8				
SS3-BL-SO-1	SO			918,2	885,2	28,5		3,22%
SS3-BL-SO-2				869,8				
SS3-BL-SO-3				867,8				

* - ocorreu a separação das duas metades pela interface antes do ensaio.

Para a análise dos resultados, determinaram-se os valores médios adimensionais das tensões ao longo da interface através da expressão (4.5), bem como a rigidez diferencial de cada provete, ΔE_{cm} , considerando-a como a subtração do módulo de elasticidade do betão de substrato ($E_{cm,sub}$) ao módulo de elasticidade do betão da camada adicionada ($E_{cm,ad}$). Estes são apresentados na Tabela 4.19, onde se reuniram também os resultados desta série de ensaios com os da série SS2 relativos aos dois tipos de superfície aqui adotados: SL e SO. Deste modo, podem ser comparadas as tensões na rotura adimensionais (independentes do valor da tensão de rotura do betão, portanto) entre interfaces BN/BN (dos provetes da série anterior, compostos por betão de densidade normal tanto na camada de substrato como na camada adicionada), as interfaces BN/BU (camada de substrato em betão de densidade normal e camada adicionada em UHPC) e as interfaces BL/BU (camada de substrato em betão leve e camada adicionada em UHPC). Partindo da hipótese de que as rugosidades, dentro de cada grupo, se mantiveram idênticas, a disparidade nos resultados, teoricamente, só deverá refletir as diferenças de rigidez e de densidade dos betões adotados.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Tabela 4.19 – Valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface obtidas nos ensaios de corte inclinado das séries SS2 e SS3 para superfícies lisas e onduladas.

Tipo de Interface	Tipo de provete	Amassadura		Betão condicionante	Rigidez diferencial		Força de rotura	Tensão na rotura adimensional
		Betão de substrato	Betão adicionado	f_{ct} [MPa]	ΔE_{cm} [GPa]	$\Delta E_{cm} / E_{cm,sub}$	P [kN]	$f_i' = f_i / f_{ct}$ []
SL	BN/BU	BNSS3	BUSS3	2,70	9,56	0,30	497,8	4,09
	BL/BU	BLSS3	BUSS3	2,70	16,10	0,63	274,4	2,26
	BN/BN	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	0,00	0,00	555,1	5,06
SO	BN/BU	BNSS3	BUSS3	2,70	9,56	0,30	781,8	6,42
	BL/BU	BLSS3	BUSS3	2,70	16,10	0,63	885,2	7,29
	BN/BN	BNSS2-1	BNSS2-2	2,44	0,00	0,00	679,3	6,19

Para melhor visualizar as diferenças relativas entre os resultados, foram elaborados os gráficos da Figura 4.11, para comparação entre tipos de betão aplicados na camada de substrato, e da Figura 4.12, para análise da rigidez diferencial.

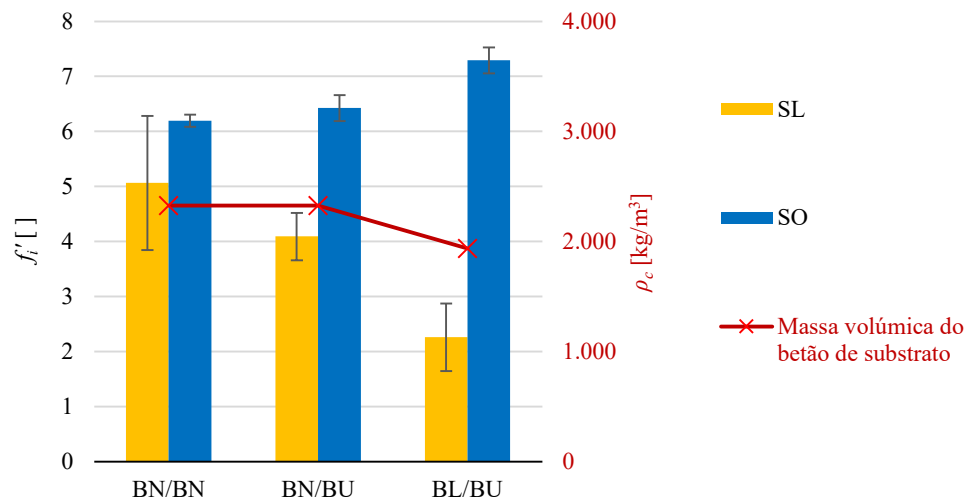


Figura 4.11 – Comparação entre valores adimensionais das tensões médias, com os respectivos desvios-padrão, ao longo da interface para provetes das séries SS2 e SS3 com superfícies lisas e onduladas.

No primeiro gráfico, encontram-se agrupadas barras com os valores das diferentes combinações de tipos de betão adotadas, incluindo os da série SS2 (BN/BN). Fica patente como os valores obtidos para os provetes do tipo SO (superfície ondulada) se mantêm claramente superiores aos valores do tipo SL (superfície lisa), o que reflete o aumento da resistência de adesão das interfaces com o aumento da rugosidade, como seria de esperar. No entanto, esta diferença mostra-se muito mais acentuada nos provetes compostos por betão leve na camada de substrato (BL/BU).

Os resultados indicam que, para os dois diferentes tratamentos de superfície de interface, o comportamento, nas diferentes combinações de tipos de betão, é exatamente a oposta. No caso das superfícies lisas, a resistência ao corte longitudinal diminuiu acentuadamente com a redução da

massa volúmica da camada de substrato: de $f_i' = 4,09$ desce para $f_i' = 2,26$ (valores adimensionais). O inverso ocorre com as superfícies onduladas, embora com uma variação menos pronunciada: de $f_i' = 6,42$ para $f_i' = 7,29$. Isto indica que, pelo menos no caso das interfaces lisas, não podem ser tomadas as expressões existentes para o dimensionamento de interfaces ao corte longitudinal, uma vez que estas foram elaboradas tendo como base betão de densidade normal, a que corresponde, nestes ensaios, valores de resistência mais elevados. De onde se conclui que o emprego destas expressões para betões de outras densidades, parece fornecer resultados não conservativos.

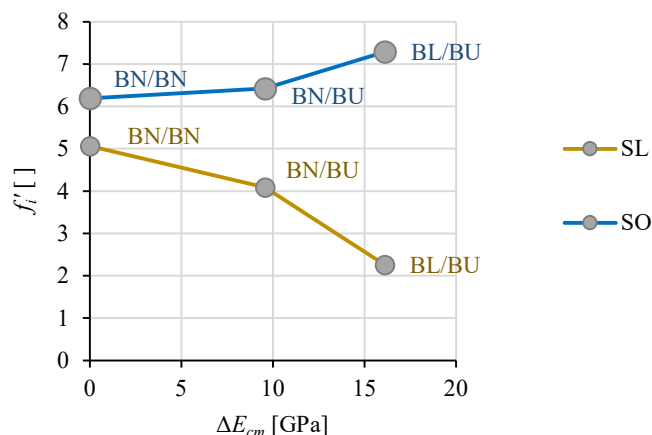


Figura 4.12 – Comparação entre valores adimensionais das tensões médias ao longo da interface para os 3 níveis de rigidez diferencial ensaiados nas séries SS2 e SS3.

Com o segundo gráfico fica ilustrada a variação dos valores obtidos, tendo em conta a rigidez diferencial entre as camadas. Observa-se também aqui como as resistências obtidas têm comportamentos opostos para os dois tipos de superfície adotados: com o aumento da rigidez diferencial, dá-se uma significativa diminuição da resistência para os provetes do tipo SL. Nos provetes de superfície ondulada, pelo contrário, dá-se um aumento de resistência, embora de forma menos acentuada.

O reduzido número de ensaios realizados, bem como a dependência das variáveis entre si, própria dos ensaios de corte inclinado, não permite efetuar uma análise quantitativa. Em especial, para as interfaces lisas, é importante ter em consideração a elevada dispersão dos valores obtidos. Tal como ocorreu na série anterior, os provetes de superfície ondulada apresentam valores extremamente uniformes, mas as interfaces lisas atingem coeficientes de variação acima dos 20%. Isto deve-se não só ao reduzido número de amostras analisadas, mas também à configuração própria das superfícies lisas, nas quais qualquer pequena protuberância terá um efeito relativo muito elevado para a correspondente resistência ao corte longitudinal.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Com estes resultados, surge mais uma vez a constatação de que o comportamento das interfaces ao corte longitudinal não parece depender de um só de entre os parâmetros de rugosidade, pois, precisamente entre os tipos de superfície considerados, todos os parâmetros apresentaram valores inferiores para um (tipo SL), relativamente ao outro (tipo SO).

4.3. Ensaios de corte direto para análise do atrito

De modo a simular o mecanismo do atrito na transferência por corte longitudinal entre camadas, isolando-o dos restantes mecanismos, conceberam-se ensaios de corte direto sem armaduras a atravessar a interface e com uma modificação no processo comum de fabrico dos provetes, próprio deste tipo de ensaios. Esta modificação traduziu-se na forma de executar os volumes de betão de modo a eliminar a adesão entre os blocos e a minimizar o imbricamento dos respetivos agregados.

Conceberam-se, para este grupo de ensaios, provetes constituídos por três volumes com dois planos de corte, pressionados, na parte inferior, por duas peças de aço instaladas por baixo dos volumes laterais e, na parte superior, por uma peça semelhante sobre o volume central. Como se pode observar na Figura 4.13, o formato destas peças permite um livre deslizamento entre os blocos. A escolha deste tipo de ensaio para a análise do atrito deve-se à facilidade em realizar nestes o controlo da compressão a que se pretende submeter as interfaces. No entanto, este tipo de ensaio não permite obter uma distribuição de tensões na interface tão uniforme como nos ensaios de corte inclinado, pelos motivos referidos em 2.2.6.

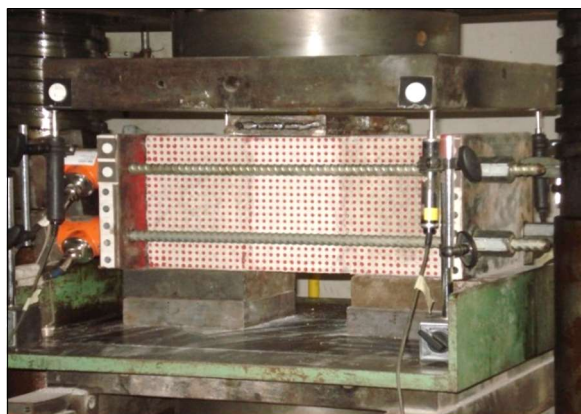


Figura 4.13 – Configuração dos ensaios de corte direto para análise do atrito.

Os volumes constitutivos das camadas dos provetes consistiram em prismas de dimensão 150 x 150 x 200 mm, representados Figura 4.14.

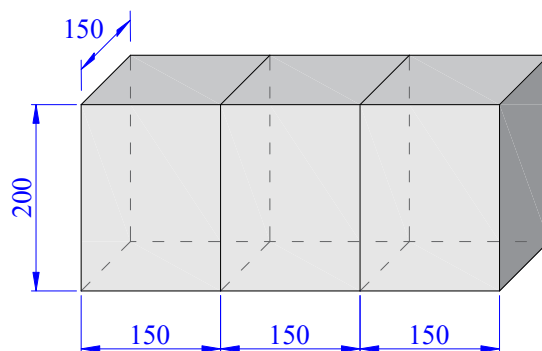


Figura 4.14 – Dimensões dos provetes para os ensaios de corte direto para análise do atrito (em mm).

Não existindo elementos de ligação entre os blocos, o mecanismo do efeito de ferrolho fica eliminado. A resistência ao corte longitudinal dependerá fundamentalmente da soma da parcela do mecanismo de adesão e de imbricamento do mecanismo (traduzida pela parcela da tensão de corte longitudinal, c) com a parcela do mecanismo de atrito proveniente de forças exteriores. Esta última resulta do produto das duas seguintes grandezas: coeficiente de atrito μ , dependente do tipo de rugosidade aplicado na interface, e compressão σ_n , proveniente de forças exteriores exercidas transversalmente às superfícies sujeitas ao corte longitudinal. Neste caso, a expressão geral (2.65), para a determinação do valor total da resistência ao corte longitudinal, τ_u , fica reduzida a:

$$\tau_u = c + \mu \sigma_n \quad (4.9)$$

Para conseguir eliminar a adesão e minimizar o imbricamento mecânico adotou-se o mesmo procedimento para cada provete ensaiado. Betonou-se, em primeiro lugar, o volume central de cada provete. Limpam-se as faces do bloco que ficam em contato com os volumes laterais adjacentes, com o auxílio de ar comprimido. De seguida aplicou-se abundantemente óleo descofrante nessas faces, previamente à betonagem dos volumes laterais, que ocorreu um dia após a betonagem dos volumes centrais. Estas betonagens foram feitas em moldes apropriados e sobre as interfaces destes volumes centrais de modo a criar nas peças laterais uma rugosidade semelhante e complementar à rugosidade da peça central (Figura 4.15). No dia seguinte à betonagem, os blocos foram desmoldados, separados e armazenados durante 28 dias até à realização dos ensaios. Desta forma, a parcela de tensão por adesão e imbricamento mecânico ficará substancialmente mais reduzida, embora não totalmente eliminada. No caso ideal, as grandezas intervenientes ficariam reduzidas ao coeficiente de atrito μ e à compressão proveniente de forças exteriores aplicadas, σ_n .



Figura 4.15 – Exemplo de interface ondulada para ensaios de corte direto.

Para estabelecer a relação entre as forças de atrito e a rugosidade das interfaces, procurou-se provocar a variação dos coeficientes de atrito entre diferentes grupos de ensaio, executando provetes compostos por três tipos diferentes de tratamento de superfície. Seleccionaram-se, de entre os tipos de tratamento que já tinham sido adotados nos ensaios de corte inclinado descritos atrás, os seguintes: superfície lisa (SL), superfície tratada com retardador de presa (SRP) e superfície ondulada (SO). A constituição do betão foi a mesma que já tinha sido utilizada nos ensaios descritos anteriormente para os betões de densidade normal, compostos de acordo com o descrito na Tabela 4.2.

De modo a efetuar a variação da tensão proveniente de forças exteriores aplicadas, foram planeados e executados ensaios com diferentes forças aplicadas transversalmente, repetidas para cada grupo de rugosidade. Para aplicar as forças de compressão, foi concebido um sistema de aperto sobre os provetes através de varões *Dywidag* ligados a células de carga (Figura 4.13). Nas extremidades laterais dos provetes foram encostadas duas chapas retangulares com um furo em cada um dos cantos de forma a poderem ser atravessadas por quatro varões *Dywidag*. Em cada um destes varões foram colocadas as referidas células de carga de modo a afinar, com precisão, o nível de compressão inicial pretendido.

As forças transversais foram aplicadas de forma a exercerem três diferentes níveis de compressão inicial sobre as interfaces, designados como CI_1 , CI_2 e CI_3 :

- i. CI_1 : compressão inicial de 0,5 MPa, constituindo um nível de tensão próximo de zero;
- ii. CI_2 : compressão inicial de 3,0 MPa, constituindo um valor intermédio de compressão;
- iii. CI_3 : compressão inicial de 6,0 MPa, correspondente ao valor máximo aplicável por aperto manual.

Na Tabela 4.20 resume-se o programa de ensaios efetuado, composto por 27 provetes: 3 idênticos para cada uma das combinações entre os 3 tipos de rugosidade escolhidos e os 3 níveis de compressão inicial.

Tabela 4.20 – Programa de ensaios de corte direto para análise de atrito.

		Nível de compressão inicial		
		CI ₁ 0,5 MPa	CI ₂ 3,0 MPa	CI ₃ 6,0 MPa
Tipos de interface	SL superfície lisa	AT-CI1-SL (3 ensaios)	AT-CI2-SL (3 ensaios)	AT-CI3-SL (3 ensaios)
	SRP superfície com retardador de presa	AT-CI1-SRP (3 ensaios)	AT-CI2-SRP (3 ensaios)	AT-CI3-SRP (3 ensaios)
	SO superfície ondulada	AT-CI1-SO (3 ensaios)	AT-CI2-SO (3 ensaios)	AT-CI3-SO (3 ensaios)

Os ensaios foram realizados na mesma prensa mecânica dos ensaios anteriores (AMSLER 500D74), por aplicação de uma força vertical uniformemente distribuída sobre o volume central de cada provete. Foram registados os deslocamentos verticais ao longo de cada ensaio através de quatro transdutores de deslocamento de 25 mm, dispostos em cada um dos cantos da prensa.

Com a leitura da força da prensa ao longo de cada ensaio, bem como das forças dos varões *Dywidag*, através das células de carga instaladas, foram traçados gráficos tensão-deslocamento, tanto para a tensão de corte tangencial, como para a compressão nas interfaces. Para determinar o valor da tensão de corte de cada uma das duas interfaces, assumiu-se o sistema como simétrico, de modo que a resultante do integral das tensões ao longo da superfície de cada interface corresponde a metade do valor da força aplicada verticalmente pela prensa. As tensões normais de compressão, σ , e as tensões tangenciais, τ , foram assumidas como sendo uniformemente distribuídas ao longo das interfaces. Estes valores, na realidade, serão inferiores às tensões resistentes que se pretende aferir, pois, em rigor, constituem apenas um valor médio obtido pela divisão das forças pela área da interface.

Da Figura 4.16 à Figura 4.18 são apresentadas as curvas tensão-deslocamento obtidas, agrupadas para cada um dos tipos de rugosidade adotados.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

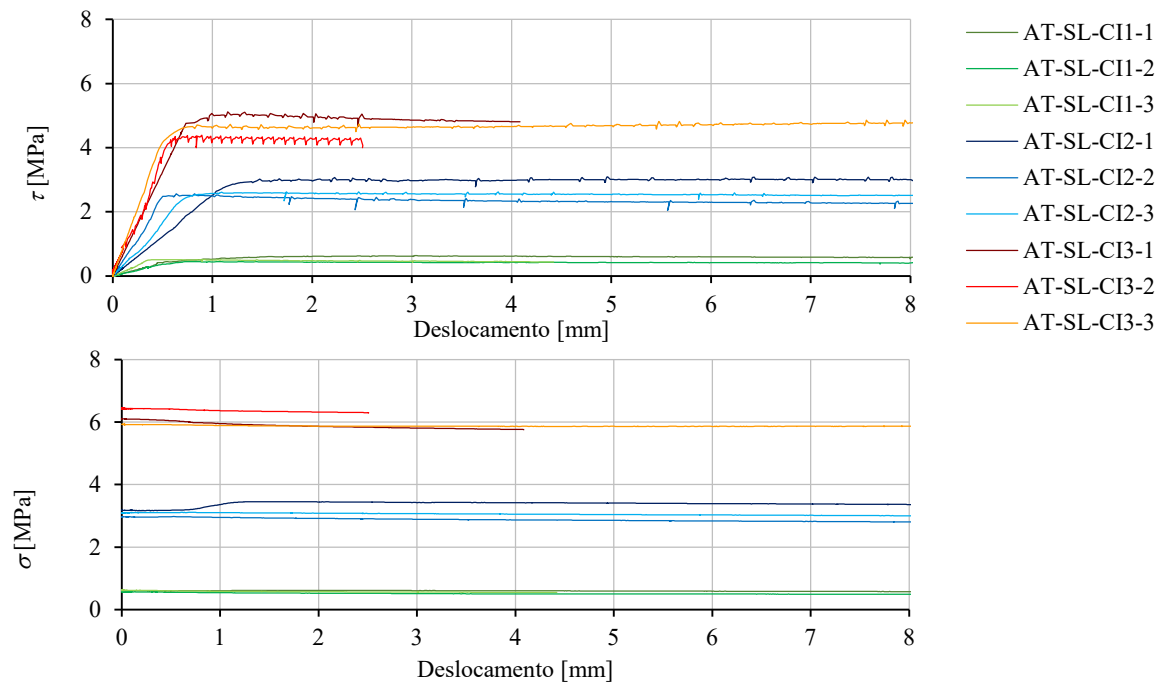


Figura 4.16 – Curvas tensão-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise de atrito com superfície lisa (SL).

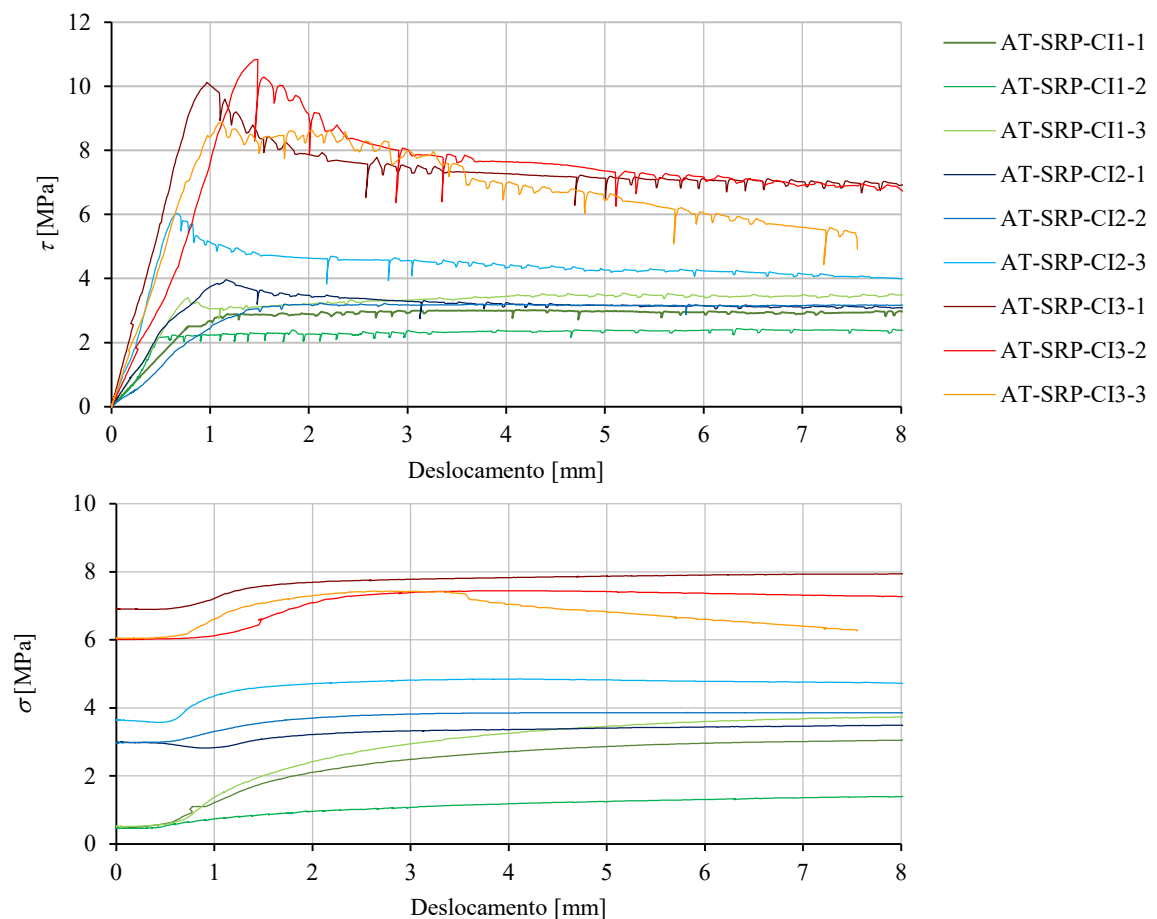


Figura 4.17 – Curvas tensão-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise de atrito com superfície tratada com retardador de presa (SRP).

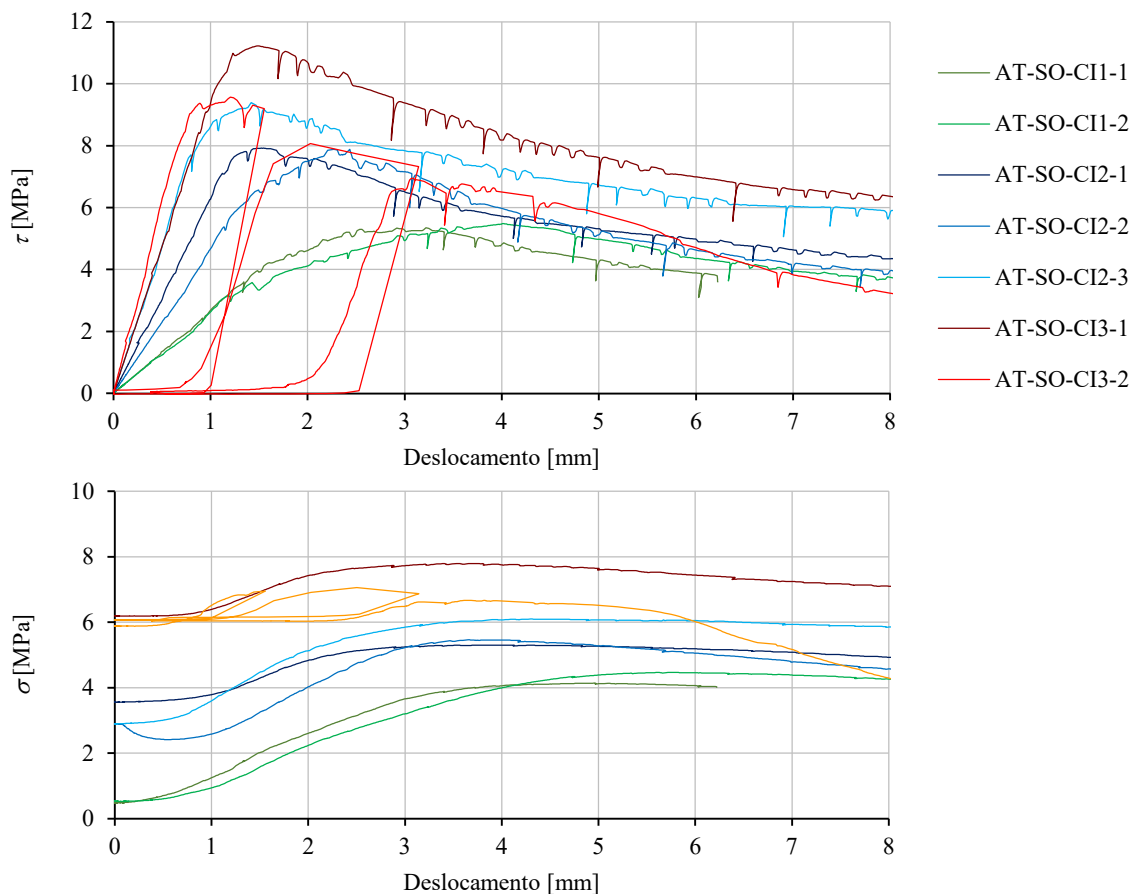


Figura 4.18 – Curvas tensão-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise de atrito com superfície ondulada (SO).

Nos ensaios de superfície ondulada (SO) ocorreram diversos problemas que inviabilizaram um dos ensaios do tipo CI₁ e um dos ensaios do tipo CI₃, o que se reflete no menor número de curvas nos gráficos apresentados. Houve ainda falhas de eletricidade que levaram à configuração cíclica do 2º ensaio do tipo CI₃.

As diversas curvas obtidas apresentam uma configuração semelhante ao modelo ilustrado na Figura 4.19: numa fase inicial as tensões tangenciais crescem de uma forma linear, enquanto as tensões normais se mantêm constantes ou descem ligeiramente. Observa-se a existência de um pico nas tensões tangenciais, que é atingido no momento em que se dá a ruptura ao corte longitudinal. Este ocorre tipicamente numa fase em que as tensões normais começam a aumentar. Depois da ruptura, as tensões de corte longitudinal descem e as tensões normais continuam a crescer, convergindo ambas, sucessivamente, para um determinado patamar.

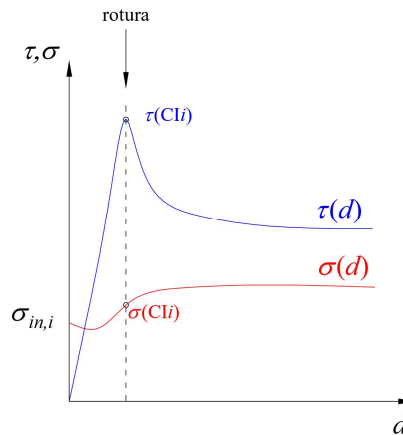


Figura 4.19 – Sobreposição de curvas tensão-deslocamento normais e tangenciais dos ensaios de corte direto ilustrativas para a determinação das tensões correspondentes ao instante da rotura.

Realizou-se a análise dos resultados para cada um dos 3 tipos de rugosidade e dos 3 níveis de compressão inicial: CI_i , com $i = 1, 2, 3$. Foram detetados os valores das tensões tangenciais $\tau(CI_i)$ correspondentes aos picos no instante da rotura, bem como as correspondentes tensões normais $\sigma(CI_i)$ a que as interfaces estiveram submetidas nesse mesmo instante.

Partindo da hipótese de que nos nove provetes ensaiados, dentro do conjunto de cada tipo de tratamento aplicado, a rugosidade se manteve semelhante, torna-se possível estabelecer, para cada tipo de interface, uma reta de regressão linear, tomando os valores médios de cada par de tensões $\sigma(CI_i) - \tau(CI_i)$ (com $i = 1, 2, 3$). Estas retas corresponderão à envolvente de rotura por corte longitudinal, própria de cada tipo de interface, e são determinadas pela expressão (4.9). O ângulo de cada uma das retas obtidas corresponde ao ângulo de atrito próprio de cada tipo de interface, cuja tangente é igual ao coeficiente de atrito μ , como ilustrado na Figura 4.20. A interseção com o eixo das ordenadas corresponde à parcela de adesão e imbricamento mecânico que não se conseguiu eliminar totalmente, c .

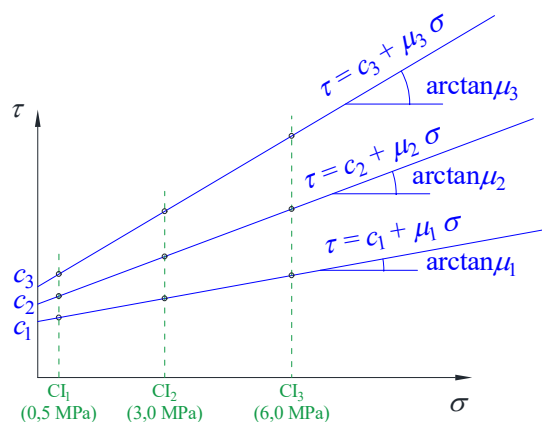


Figura 4.20 – Modelo de retas de rotura por corte longitudinal para diferentes tipos de interface determinadas a partir de ensaios de corte direto com variação de compressão.

Uma vez obtidos valores de coeficiente de atrito para os 3 diferentes tipos de rugosidade, cujos parâmetros foram determinados a partir de perfis de rugosidade medidos, torna-se possível estabelecer de forma quantitativa uma relação entre a rugosidade e o atrito. Para tal, pretende-se traçar uma curva de regressão, como a ilustrada no modelo da Figura 4.21, tomando os valores dos coeficientes de atrito μ_i , que se obtêm a partir dos ensaios de corte direto, e os valores dos parâmetros dos perfis de rugosidade respetivos, R_i , com $i = 1$ a 3.

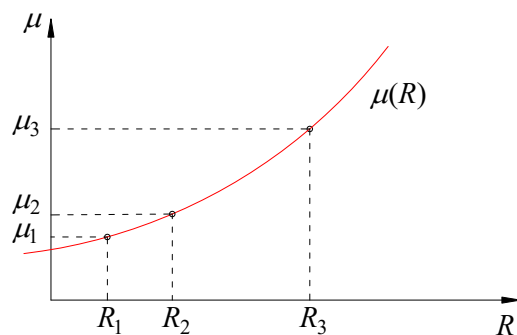


Figura 4.21 – Modelo para interpolação dos coeficientes de atrito para análise quantitativa da influência do perfil de rugosidade no coeficiente de atrito.

Na Tabela 4.21 apresentam-se os valores obtidos para estas tensões de rotura. Da Tabela 4.22 à Tabela 4.24 são apresentadas as suas respetivas médias, desvios-padrão e coeficientes de variação para cada tipo de rugosidade.

Tabela 4.21 – Valores das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte de direto para análise do atrito, com interfaces de superfície lisa (SL).

	SL			SRP			SO		
	Ensaio	τ [MPa]	σ [MPa]	Ensaio	τ [MPa]	σ [MPa]	Ensaio	τ [MPa]	σ [MPa]
CI ₁	AT-CI1-SO-1	0,64	0,61	AT-CI1-SRP-1	2,88	1,56	AT-CI1-SO-1	5,35	3,79
	AT-CI1-SO-2	0,45	0,54	AT-CI1-SRP-2	2,19	0,58	AT-CI1-SO-2	5,49	4,00
	AT-CI1-SO-3	0,51	0,58	AT-CI1-SRP-3	3,40	0,87	AT-CI1-SO-3	*	*
CI ₂	AT-CI2-SO-1	3,09	3,41	AT-CI2-SRP-1	3,97	2,89	AT-CI2-SO-1	7,92	4,32
	AT-CI2-SO-2	2,56	2,97	AT-CI2-SRP-2	3,06	3,55	AT-CI2-SO-2	7,89	4,42
	AT-CI2-SO-3	2,63	3,09	AT-CI2-SRP-3	6,03	3,79	AT-CI2-SO-3	9,39	4,32
CI ₃	AT-CI3-SO-1	4,75	5,98	AT-CI3-SRP-1	10,12	7,18	AT-CI3-SO-1	11,22	6,92
	AT-CI3-SO-2	4,39	6,38	AT-CI3-SRP-2	10,83	6,61	AT-CI3-SO-2	9,31	6,30
	AT-CI3-SO-3	4,66	5,90	AT-CI3-SRP-3	8,86	6,74	AT-CI3-SO-3	*	*

* - ensaios inviabilizados

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Tabela 4.22 – Valores médios das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte direto para análise do atrito, com interfaces de superfície lisa (SL).

Tensão tangencial na rotura					Tensão normal na rotura			
τ [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]		σ [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]
CI ₁	0,64	τ (CI ₁) = 0,53	0,10	18,3%	0,61	σ (CI ₁) = 0,58	0,03	5,6%
	0,45				0,54			
	0,51				0,58			
CI ₂	3,09	τ (CI ₂) = 2,76	0,29	10,6%	3,41	σ (CI ₂) = 3,16	0,23	7,3%
	2,56				2,97			
	2,63				3,09			
CI ₃	4,75	τ (CI ₃) = 4,60	0,19	4,1%	5,98	σ (CI ₃) = 6,09	0,25	4,1%
	4,39				6,38			
	4,66				5,90			

Tabela 4.23 – Valores médios das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte direto para análise do atrito, com interfaces de superfície com retardador de presa (SRP).

Tensão tangencial na rotura					Tensão normal na rotura			
τ [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]		σ [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]
CI ₁	2,88	τ (CI ₁) = 2,82	0,61	21,7%	1,56	σ (CI ₁) = 1,01	0,51	50,3%
	2,19				0,58			
	3,40				0,87			
CI ₂	3,97	τ (CI ₂) = 4,35	1,52	35,0%	2,89	σ (CI ₂) = 3,41	0,47	13,7%
	3,06				3,55			
	6,03				3,79			
CI ₃	10,12	τ (CI ₃) = 9,94	1,00	10,0%	7,18	σ (CI ₃) = 6,84	0,30	4,4%
	10,83				6,61			
	8,86				6,74			

Tabela 4.24 – Valores médios das tensões normais e tangenciais nas interfaces dos ensaios de corte direto para análise do atrito, com interfaces de superfície ondulada (SO).

Tensão tangencial na rotura					Tensão normal na rotura			
τ [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]		σ [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]
CI ₁	5,35	τ (CI ₁) = 5,42	0,10	1,8%	3,79	σ (CI ₁) = 3,90	0,15	3,8%
	5,49				4,00			
CI ₂	7,92	τ (CI ₂) = 8,40	0,86	10,2%	4,32	σ (CI ₂) = 4,35	0,06	1,3%
	7,89				4,42			
	9,39				4,32			
CI ₃	11,22	τ (CI ₃) = 10,26	1,35	13,2%	6,92	σ (CI ₃) = 6,61	0,43	6,5%
	9,31				6,30			

Na Tabela 4.25 figuram as equações de regressão linear obtidas por meio de uma folha de cálculo, com o respetivo valor do quadrado do coeficiente de correlação de Pearson, R^2 . Estas

mesmas retas encontram-se desenhadas na Figura 4.22, juntamente com os resultados dos ensaios de corte direto efetuados. Para avaliar até que ponto foi alcançado o objetivo de minimizar a parcela da adesão e imbricamento mecânico, pode ser feita uma comparação com os coeficientes de adesão, c_a , preconizados pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], os quais, multiplicados pela tensão de rotura do betão à tração, f_{ct} , fornecem o valor da correspondente tensão de corte por adesão: $c = c_a f_{ct}$. Considerando para f_{ct} um valor de 3,0 MPa⁸, foram determinados os valores dos coeficientes de adesão a que correspondem as tensões alcançadas ($c_a = c / f_{ct}$), que figuram também na Tabela 4.25.

Tabela 4.25 – Obtenção das retas de regressão linear e coeficiente de atrito para cada tipo de tratamento, a partir dos resultados obtidos nos ensaios de corte direto para análise do atrito.

				SL	SRP	SO
Nível de compressão inicial	CI ₁	τ (CI ₁)	[MPa]	0,53	2,82	5,42
		σ (CI ₁)	[MPa]	0,58	1,01	3,90
	CI ₂	τ (CI ₂)	[MPa]	2,76	4,35	8,40
		σ (CI ₂)	[MPa]	3,16	3,41	4,35
	CI ₃	τ (CI ₃)	[MPa]	4,60	9,94	10,26
		σ (CI ₃)	[MPa]	6,09	6,84	6,61
Equação da reta de regressão linear		$\tau = c + \mu \sigma$		$\tau = 0,23 + 0,73 \sigma$	$\tau = 1,07 + 1,24 \sigma$	$\tau = 1,12 + 1,43 \sigma$
Coeficiente de correlação		R^2	[]	0,98	0,88	0,67
Adesão / imbricamento		c	[MPa]	0,23	1,07	1,12
Coeficiente de adesão		$c_a = c / f_{ct}$	[]	0,08	0,36	0,37
Coeficiente de atrito		μ	[]	0,73	1,24	1,43

⁸ O valor de $f_{ct} = 3,0$ MPa corresponde aproximadamente à média dos valores de resistência do betão à tração obtida nas amassaduras utilizadas nos ensaios das séries anteriores. Uma vez que o atrito é independente da constituição do betão, não foi medida a resistência do betão utilizado nos ensaios de corte direto. No entanto, as quantidades adotadas na composição do betão e o seu processo de execução foram idênticos aos anteriores, pelo que se considera que o valor de 3,0 MPa representa uma boa estimativa.

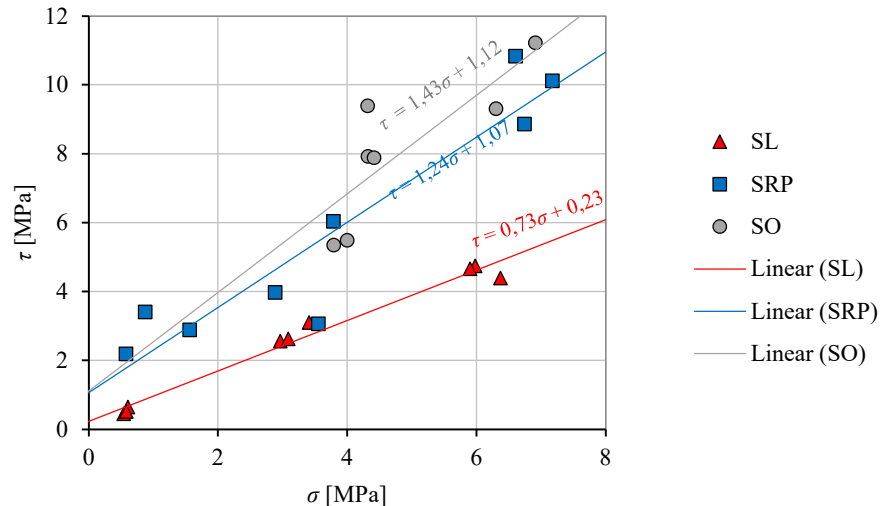


Figura 4.22 – Resultados dos ensaios de corte direto para análise do atrito: pares σ - τ obtidos na rotura e correspondentes retas de regressão linear para cada tipo de interface.

Os coeficientes de adesão, c_a , obtidos nas interfaces rugosas distinguem-se claramente do valor obtido para a interface lisa. Verifica-se que estes valores, que se assumia próximos de zero, encontram-se todos abaixo de 0,4, que é o valor indicado pelo *fib Model Code 2010* [fib (2013)] para o coeficiente de adesão em superfícies rugosas. No entanto, a diferença não é muito substancial, pelo que se conclui que o método utilizado não permitiu diminuir significativamente a parcela de mecanismo ao corte longitudinal por adesão e imbricamento mecânico. No que diz respeito aos valores dos coeficientes de atrito μ alcançados, verifica-se que estes são todos superiores a 0,7, que é o valor preconizado para superfícies rugosas no referido código. Observa-se também que os seus valores são maiores para as interfaces de maior rugosidade, como era expectável.

Uma vez obtidos os coeficientes de atrito μ de cada um dos três tipos de interface, procurou-se estabelecer a relação destes com os seus parâmetros de rugosidade. Tomaram-se os parâmetros de rugosidade determinados anteriormente e que se encontram apresentados na Tabela 4.10, para superfície lisa (SL), na Tabela 4.11, para superfície tratada com retardador de presa (SRP), e na Tabela 4.13, para superfície ondulada (SO). A interpolação obtida entre as variáveis encontra-se representada em gráficos, da Figura 4.23 à Figura 4.25, agrupados segundo os mesmos três conjuntos da análise anterior. Dada a impossibilidade de estabelecer uma correlação coerente entre as variáveis, optou-se por traçar retas de regressão linear em vez das curvas de interpolação do modelo da Figura 4.21.

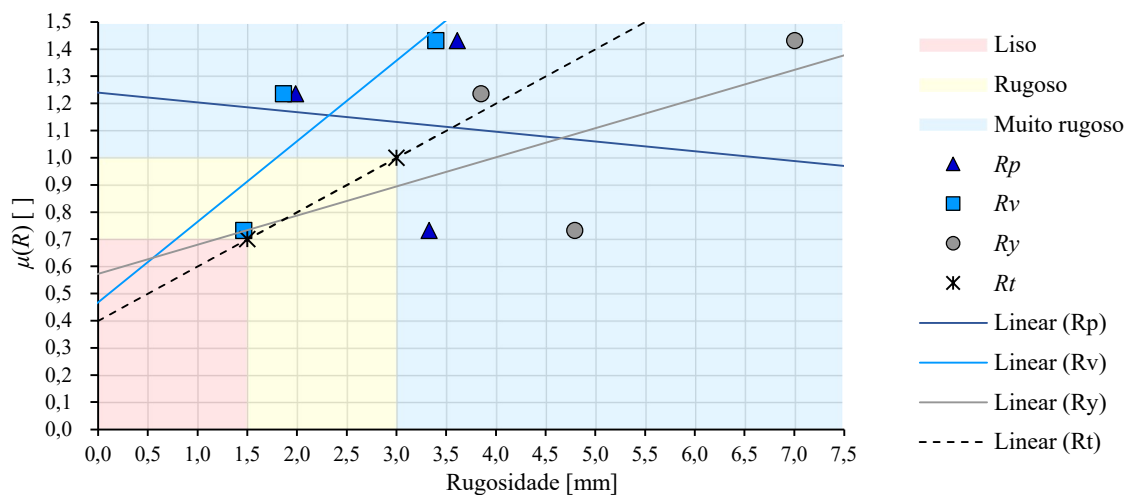


Figura 4.23 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).

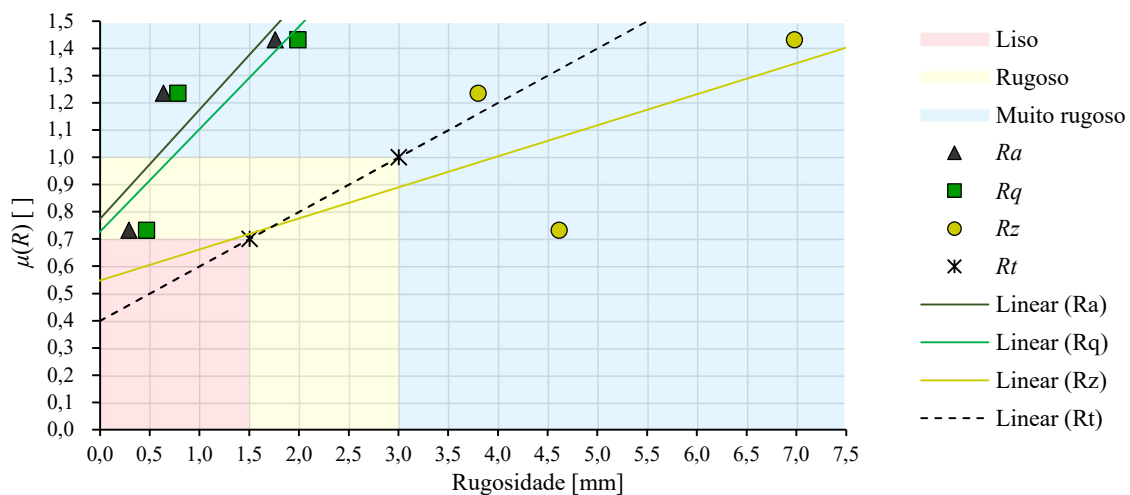


Figura 4.24 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).

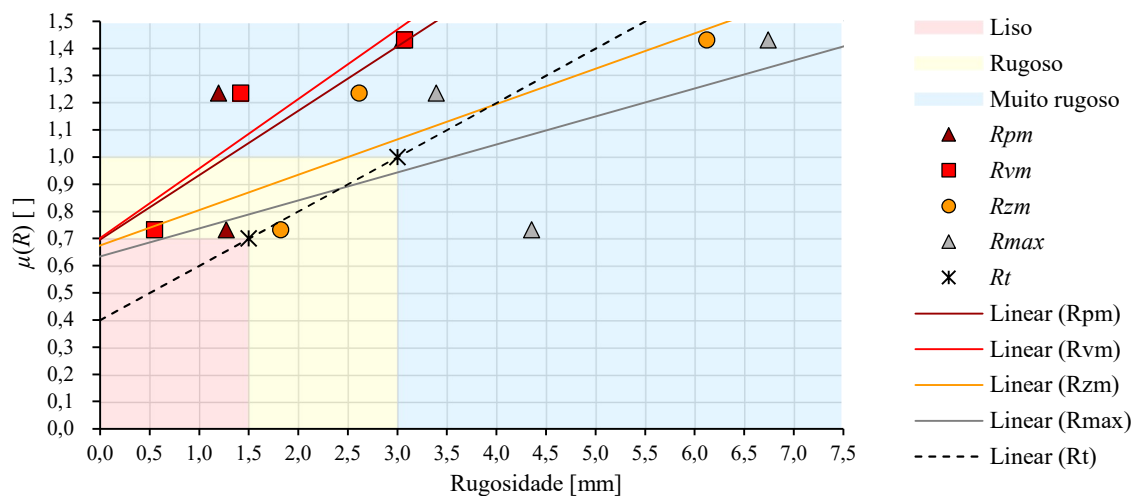


Figura 4.25 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

De modo a possibilitar uma comparação com o preconizado no *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], em cada um dos gráficos anteriores encontram-se ilustradas áreas com diferentes cores, conforme a classificação de rugosidade deste código: muito rugosas para $R_t \geq 3,0$ mm, rugosas para $3,0 \text{ mm} \geq R_t \geq 1,5$ mm e lisas para $R_t < 1,5$ mm, sendo R_t o parâmetro de rugosidade de profundidade média do *sand patch test*. Foi também acrescentada a reta correspondente aos dois pontos definidos pelos valores dos coeficientes de atrito para cada classe de rugosidade (apresentados na Tabela 2.3) aplicados aos valores mínimos de R_t de cada classe. Considerou-se assim, para $R_t = 3,0$ mm um coeficiente de atrito $\mu = 1,0$ (com $f_{ck} > 35$ MPa) e para $R_t = 1,5$ mm um coeficiente de atrito $\mu = 0,7$.

Ao contrário do que seria expetável e em discordância com a tendência apresentada pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] para o parâmetro R_t , fica patente que não há uma relação crescente entre o coeficiente de atrito e grande parte dos parâmetros considerados (5 dos 10). Mesmo no caso do parâmetro altura média do pico-vale, R_{zm} (representado na Figura 4.25), não se verifica uma correspondência que traduza minimamente a relação teórica entre este e o valor da profundidade média de rugosidade, R_t . Recorde-se que, conforme exposto em 3.2.4, em concreto na expressão (3.11), o referido código indica que R_t corresponde aproximadamente a metade do valor de R_{zm} .

4.4. Cruzamento dos resultados para análise da adesão com atrito

Os ensaios de corte direto com variação de compressão aplicada sobre as interfaces forneceram dados para determinar coeficientes de atrito válidos, em diversos tipos de interface. No entanto, os valores médios da tensão tangencial na interface obtidos por este tipo de ensaios, serão inferiores ao valor da tensão resistente por corte longitudinal. Uma vez que a distribuição de tensões nos ensaios de corte direto não é uniforme, a rotura ocorre assim que nas extremidades da interface é atingida a tensão resistente. Por este motivo, em ensaios sem compressão aplicada sobre as interfaces, o valor obtido será inferior à componente da adesão na resistência ao corte longitudinal, apesar de a ausência de compressão anular, efetivamente, o efeito de atrito.

Do ponto de vista gráfico, representando a equação da rotura por corte longitudinal, definida pela expressão (4.9), como uma reta cujo declive é dado pelo coeficiente de atrito μ , os ensaios de corte direto fornecem dados para determinar os declives correspondentes a um dado tipo de interface, conforme representado anteriormente na Figura 4.22. Mas se, por um lado, estes ensaios permitem obter o declive, mantendo a incógnita da interseção da reta com o eixo das ordenadas, já

os ensaios de corte inclinado fornecem um determinado ponto na reta, dado pelo par de tensões $\sigma - \tau$ em que ocorre a rotura, o qual, por si só, não permite obter os coeficientes de atrito e de adesão da rugosidade ensaiada. Assim, as retas correspondentes à resistência ao corte longitudinal para cada tipo de interface serão paralelas às representadas na Figura 4.22, passando nos pontos correspondentes aos pares de valores $\sigma - \tau$ obtidos em ensaios de corte inclinado, se efetuados em superfícies com a mesma rugosidade. Esta combinação dos dois tipos de ensaio de corte longitudinal encontra-se representada na Figura 4.26. A interseção das retas obtidas com o eixo das ordenadas ($\sigma = 0$), corresponde à tensão de rotura por corte longitudinal puro, i.e., à parcela de adesão e imbricamento mecânico, designada por c .

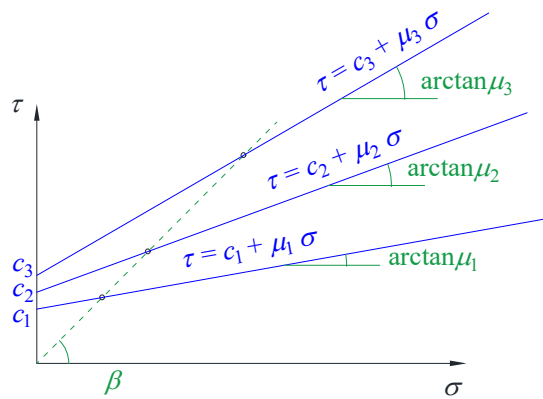


Figura 4.26 – Modelo de retas de rotura por corte longitudinal para diferentes tipos de interface determinados a partir da combinação de ensaios de corte direto com ensaios de corte inclinado.

Adotando o mesmo procedimento usado para os coeficientes de atrito, será possível determinar curvas de interpolação que relacionem os coeficientes de adesão com os parâmetros relativos à rugosidade de cada perfil, R_i , com $i = 1$ a 3, segundo o modelo da Figura 4.27.

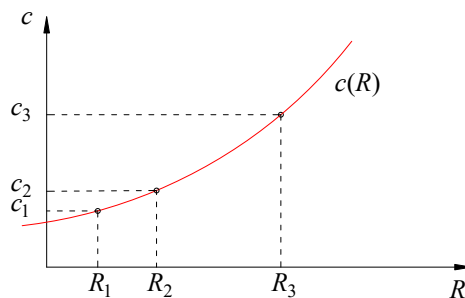


Figura 4.27 – Modelo para interpolação dos coeficientes de adesão para análise quantitativa da influência do perfil de rugosidade no coeficiente de adesão.

Admitindo que as rugosidades do tipo SL (superfície lisa), SRP (superfície tratada com retardador de presa) e SO (superfície ondulada), presentes nos ensaios de corte inclinado da série SS2, são semelhantes aos da série de ensaios de duplo corte direto, e fazendo o cruzamento dos

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

resultados obtidos, então, para cada uma das 3 rugosidades ensaiadas, é possível obter a componente da adesão através da expressão:

$$c_i = \tau_i - \mu_i \sigma_i \quad (4.10)$$

sendo i o índice correspondente a cada um dos tipos de interface em análise, e:

c_i – a tensão resistente ao corte longitudinal por adesão que se pretende determinar, para a interface i ;

τ_i – a tensão tangencial na rotura do ensaio de corte inclinado da interface i ;

σ_i – a tensão normal na rotura do ensaio de corte inclinado da interface i ;

μ_i – o coeficiente de atrito obtido pelos ensaios de corte direto correspondente à interface i .

Tomando valores adimensionalizados, os coeficientes de adesão correspondentes são determinados por:

$$c_{a,i} = \frac{c_i}{f_{ct}} = \frac{\tau_i}{f_{ct}} - \mu_i \frac{\sigma_i}{f_{ct}} = \tau'_i - \mu_i \sigma'_i \quad (4.11)$$

Tomando as expressões (2.88) e (2.89) para a determinação dos valores das tensões tangenciais e normais dos ensaios de corte inclinado, deduz-se que os respetivos valores adimensionais se relacionam com f'_i , através de:

$$\sigma' = f'_i \cos \beta \quad (4.12)$$

$$\tau' = f'_i \sin \beta \quad (4.13)$$

sendo β o ângulo da interface e f'_i o valor adimensional da tensão ao longo da interface.

Os correspondentes valores médios, calculados para cada interface, foram apresentados na Tabela 4.9. Na Tabela 4.26 apresentam-se os resultados obtidos, seguindo a metodologia descrita para determinação dos coeficientes de adesão de cada tipo de interface. Na Figura 4.28 encontram-se traçadas as linhas de rotura resultantes, que passam pelos pontos correspondentes aos resultados dos ensaios da série SS2 com os respetivos declives relativos ao atrito.

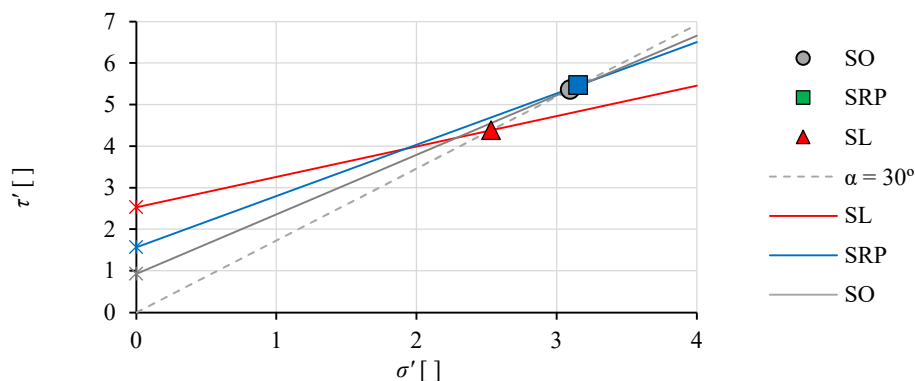


Figura 4.28 – Representação das linhas de rotura por corte longitudinal obtidas com o cruzamento de resultados de ensaios de corte inclinado e de corte direto.

Tabela 4.26 – Obtenção dos coeficientes de adesão a partir dos resultados de corte inclinado combinados com os ensaios de corte direto.

		Tensões adimensionais ensaios da série SS2			Coefficiente de atrito	Coefficiente de adesão
		f_i' []	τ' []	σ' []	μ []	$c_a = \tau' - \mu \sigma'$ []
Tipos de interface	SL	5,06	4,38	2,53	0,73	2,53
	SRP	6,31	5,46	3,15	1,24	1,57
	SO	6,19	5,36	3,10	1,43	0,93

Pela análise dos resultados observa-se que os coeficientes de adesão obtidos variam no sentido oposto ao dos coeficientes de atrito. Isto fica bem evidenciado pelas retas de rotura traçadas, pelas quais se observa que, quanto maior o declive, menor o valor da interseção com a origem. Estes resultados apresentam uma tendência oposta à dos valores aconselhados pelos regulamentos, segundo os quais a uma rugosidade com maior atrito corresponde sempre uma maior adesão. A escolha das rugosidades, feita neste trabalho, demonstrou ser particularmente oportuna para aprofundar a análise da relação entre rugosidade, atrito e adesão. Efetivamente, de forma intuitiva e em termos relativos, uma superfície como a do tipo SO (ondulada) parece apresentar uma maior capacidade de mobilizar atrito que a do tipo SL (lisa), pois a sua geometria obriga a que ocorra uma dilatância superior. Mas o mesmo não parece ocorrer no que diz respeito ao mecanismo da adesão e imbricamento mecânico, uma vez que, ao longo da superfície do tipo SL, se encontram dispersos picos e vales pronunciados e pontuais.

Para obter curvas que relacionem os coeficientes de adesão obtidos com os parâmetros de rugosidade, segundo o modelo ilustrado na Figura 4.27, traçaram-se os gráficos apresentados da Figura 4.29 à Figura 4.31, agrupados segundo os três conjuntos de parâmetros. Novamente, a dispersão dos resultados não permitiu obter curvas de interpolação satisfatórias, pelo que se traçaram retas de regressão linear.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

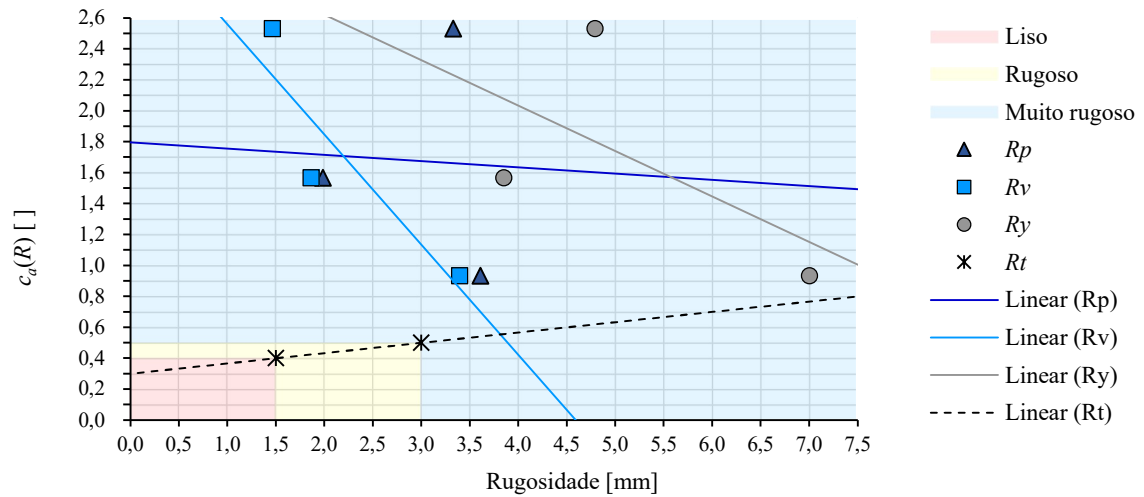


Figura 4.29 – Coeficientes de adesão c_a , obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).

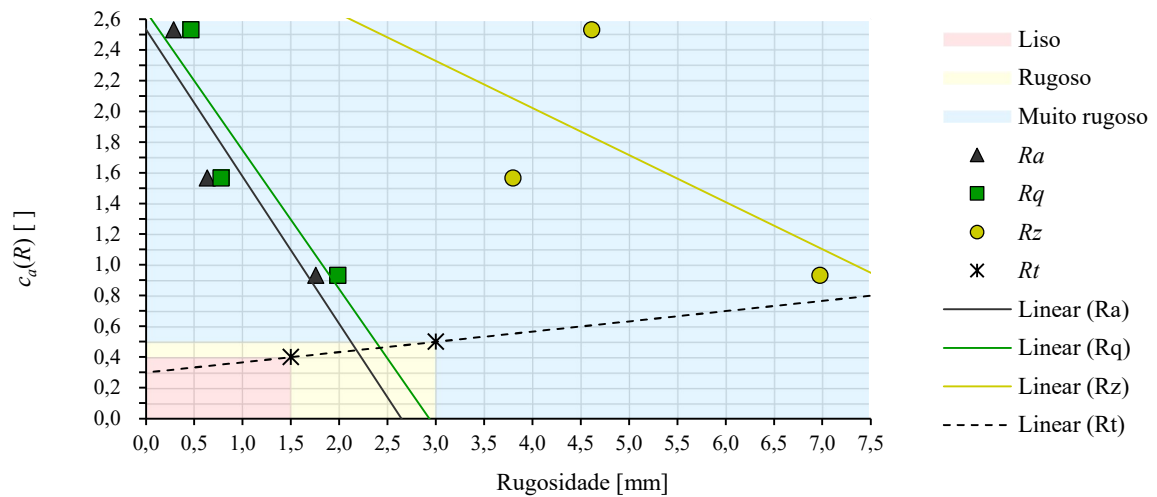


Figura 4.30 – Coeficientes de adesão c_a , obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).

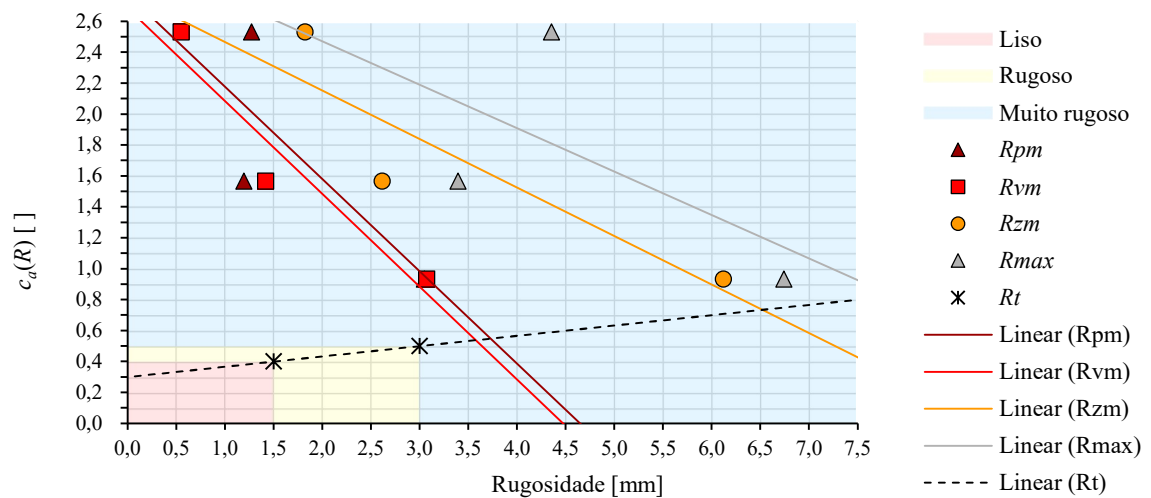


Figura 4.31 – Coeficientes de adesão c_a , obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).

Nos gráficos apresentados é feita também uma comparação com o preconizado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], tomando a classificação de rugosidades feita através do parâmetro R_t . De acordo com os valores da Tabela 2.3, considerou-se: para o limite inferior das superfícies muito rugosas, $R_t = 3,0$ mm, um coeficiente de adesão $c_a = 0,5$ (com $f_{ck} > 35$ MPa) e, para o limite das superfícies rugosas, $R_t = 1,5$ mm, um coeficiente de adesão $c_a = 0,4$. Verifica-se, para todos os parâmetros, que ocorre um decréscimo da adesão com o aumento da rugosidade. Deste modo, os resultados obtidos apresentam uma discordância com os resultados esperados ainda maior do que a verificada para os coeficientes de atrito.

As conclusões apresentadas motivaram a realização de novos ensaios, que se descrevem nos próximos capítulos, e uma procura na bibliografia de resultados de ensaios que pudessem complementar os apresentados no projeto *Super-Skin*.

4.5. Ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho

Para o estudo do efeito de ferrolho na transmissão do corte longitudinal, concebeu-se um outro tipo de ensaios de corte direto modificado, neste caso de modo a minimizar a presença dos outros dois mecanismos: adesão e atrito. Os provetes consistiram em conjuntos de três volumes adjacentes com dois planos de corte e com as dimensões e geometria indicadas na Figura 4.32, atravessados por um varão de aço.

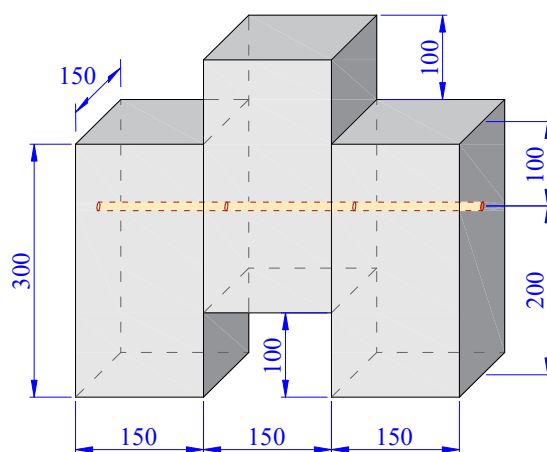


Figura 4.32 – Dimensão dos provetes para ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho (em mm).

Na Figura 4.33 apresenta-se uma imagem do esquema de ensaio, onde se observa como a configuração adotada para os provetes proporciona que a força de compressão exercida pela prensa exerça forças em sentidos alternados em cada um dos blocos.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

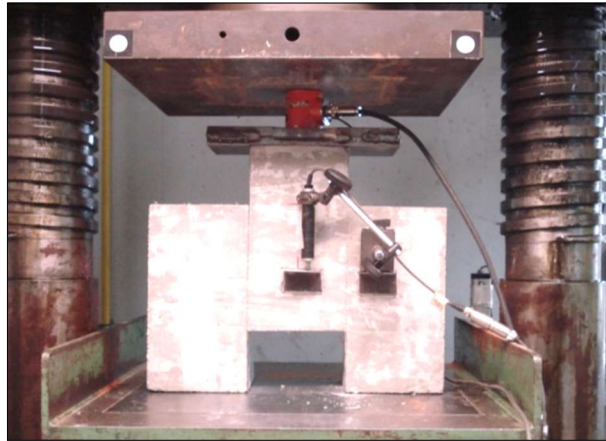


Figura 4.33 – Configuração dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

A modificação realizada no processo de execução dos provetes, com vista a retirar o efeito da adesão e minimizar o atrito nas interfaces, consistiu em betonar separadamente os três volumes que compõem cada provete, dispondo nas respectivas cofragens uma chapa metálica fina no lugar correspondente a cada uma das duas interfaces, como se observa na Figura 4.34. Estas chapas têm 0,5 mm de espessura e foram untadas com vaselina em ambas as faces antes das betonagens. Foi colocado em cada provete um varão em aço A400 a atravessar toda a peça, centrado nas interfaces. Pretendeu-se, com estes procedimentos, obrigar a que a transmissão das forças fosse feita apenas por combinação de corte e flexão da armadura, amarrada no betão envolvente, como é próprio do efeito de ferrolho. No entanto, este objetivo apenas seria alcançável numa situação teórica, na qual as interfaces fossem de uma rugosidade tal que os correspondentes coeficientes de atrito e de adesão fossem iguais a zero.

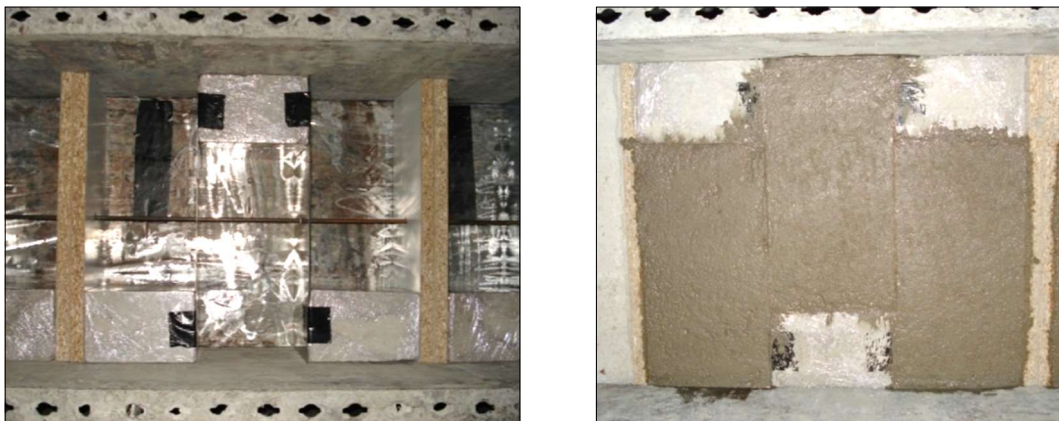


Figura 4.34 – Cofragem para ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho e respetivo provete betonado.

De acordo com o descrito em 2.2.4, na resistência ao corte longitudinal entre camadas de betão existe uma interação direta entre os mecanismos de atrito e de efeito de ferrolho. A contribuição de cada um destes na resistência total, face ao seu valor máximo, depende da tração,

σ_s , existente nas armaduras ao formarem-se as rótulas plásticas próprias do efeito de ferrolho, traduzida pelo fator κ_1 :

$$\kappa_1 = \frac{\sigma_s}{f_y} \quad (4.14)$$

A resistência ao corte longitudinal, V_R , de uma interface entre camadas constituídas por betões de propriedades semelhantes, atravessada por um varão de aço, suprimindo a adesão e o imbricamento mecânico entre as camadas, é dada pela soma dessas duas componentes, ponderadas pelo fator κ_1 , de acordo com as seguintes relações:

$$V_R = V_{R,fr} + V_{R,dowel} \quad (4.15)$$

$$V_{R,fr} = \kappa_1 V_{R,fr,max} \quad (4.16)$$

$$V_{R,dowel} = \sqrt{\frac{M_{pl,red}}{M_{pl}}} V_{R,dowel,max} = \sqrt{1 - \kappa_1^2} V_{R,dowel,max} \quad (4.17)$$

$$V_{R,fr,max} = \mu \frac{\pi d^2}{4} f_y \quad (4.18)$$

$$V_{R,dowel,max} = \alpha_0 d^2 \sqrt{f_c f_y} \quad (4.19)$$

sendo:

- α_0 — constante relativa ao betão em estado de tensão tri-axial para o efeito de ferrolho;
- d — diâmetro do varão;
- f_c — tensão de rotura do betão à compressão;
- f_y — tensão de cedência do aço;
- μ — coeficiente de atrito.

Se efetivamente fosse possível eliminar a totalidade do atrito nas interfaces, as grandezas intervenientes seriam apenas a tensão de cedência do aço, f_y , a tensão de rotura à compressão do betão, f_c , e o diâmetro do varão, d . Mesmo o fator κ_1 seria, nesse caso, dependente apenas das propriedades do betão e do varão, já que ausência de atrito levaria a uma dilatância nula. Deste modo, foi definido um plano composto por três conjuntos de ensaios com diferentes tipos de betão, variando dentro de cada conjunto a secção do varão que atravessa as interfaces. Selecionaram-se quatro diferentes diâmetros de armadura: 6, 8, 10 e 12 mm, e procurou-se adotar um aço do mesmo

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

tipo em todos os ensaios. Os tipos de betão adotados para cada conjunto de ensaios foram os mesmos da série de ensaios SS3: betão de densidade normal (BN), betão leve (BL) e betão de ultraelevado desempenho (BU). Para uma mesma combinação de tipo de betão e diâmetro de varão, efetuaram-se 3 provetes semelhantes, dando origem ao programa de ensaios que consta na Tabela 4.27.

Tabela 4.27 – Programa de ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

		Diâmetros do varão			
		D6 <i>d</i> = 6 mm	D8 <i>d</i> = 8 mm	D10 <i>d</i> = 10 mm	D12 <i>d</i> = 12 mm
Tipo de betão	BN betão de densidade normal	EF-BN-D6 (3 ensaios)	EF-BN-D8 (3 ensaios)	EF-BN-D10 (3 ensaios)	EF-BN-D12 (3 ensaios)
	BL betão leve	EF-BL-D6 (3 ensaios)	EF-BL-D8 (3 ensaios)	EF-BL-D10 (3 ensaios)	EF-BL-D12 (3 ensaios)
	BU betão de ultraelevado desempenho	EF-BU-D6 (3 ensaios)	EF-BU-D8 (3 ensaios)	EF-BU-D10 (3 ensaios)	EF-BU-D12 (3 ensaios)

As composições dos três tipos de betão adotados encontram-se apresentadas na Tabela 4.16. A partir dos cubos de cada uma das amassaduras, obtiveram-se as resistências e respetivos valores médios, desvios-padrão e coeficientes de variação expostos na Tabela 4.28.

Tabela 4.28 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados dos provetes para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Amassadura do betão	Tipo de betão	Tensão de rotura à compressão			
		$f_{c,cube}$ [MPa]	Média $f_{cm,cube}$ [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]
Amassadura BNEF-1 (provetes D6 e D8)	BN	41,90	40,10	1,59	3,96%
		38,90			
		39,50			
Amassadura BNEF-2 (provetes D10 e D12)	BN	34,40	38,90	3,95	10,16%
		40,50			
		41,80			
Amassadura BLEF	BL	49,50	49,11	0,49	1,00%
		48,56			
		49,28			
Amassadura BUEF	BU	112,61	116,31	11,72	10,08%
		129,44			
		106,89			

As armaduras adotadas procederam de dois lotes, para os quais se obtiveram os valores para a tensão de cedência e para a tensão última que constam na Tabela 4.29.

Tabela 4.29 – Tensões obtidas em ensaio de tração para o aço adotado nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Lote adotado	Tensão de cedência				Tensão última			
	f_y [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]	f_u [MPa]	Média [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]
Provetes D6 e D8	$\frac{478,4}{477,5}$	478,0	0,7	0,14%	$\frac{631,9}{628,6}$	630,2	2,4	0,37%
Provetes D10 e D12	$\frac{450,3}{443,6}$	446,9	4,8	1,07%	$\frac{593,2}{584,2}$	588,7	6,3	1,07%

Verificou-se a ocorrência de dois tipos de rotura: rotura pelo varão (Figura 4.35-i) e rotura por fendilhação do betão ou *splitting* (Figura 4.35-ii). A rotura por *splitting* ocorreu nos 6 provetes de 10 e de 12 mm em betão BN e BL. A rotura pelo aço da armadura ocorreu em todos os restantes provetes.



(i) Rotura pelo aço



(ii) Rotura por *splitting*

Figura 4.35 – Modos de rotura obtidos nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Foram desenhadas as curvas força-deslocamento para cada diâmetro de varão, agrupadas para cada tipo de betão testado (da Figura 4.36 à Figura 4.38). O deslocamento considerado corresponde ao deslizamento verificado nas interfaces, o qual foi medido através de transdutores de deslocamento colocados na parte anterior e posterior de cada provete. Cada transdutor foi instalado com a base fixa numa das peças laterais e a ponteira, que mede o deslocamento, colocada sobre uma chapa fixa na peça central. Para a medição da carga aplicada, foi instalada uma célula de carga de 20 tf na parte superior do provete, sobre uma chapa metálica.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

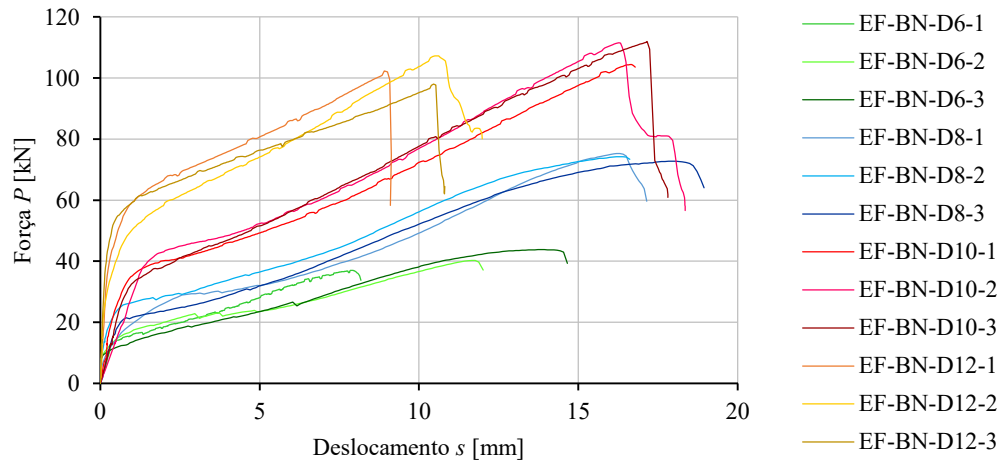


Figura 4.36 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de densidade normal (BN).

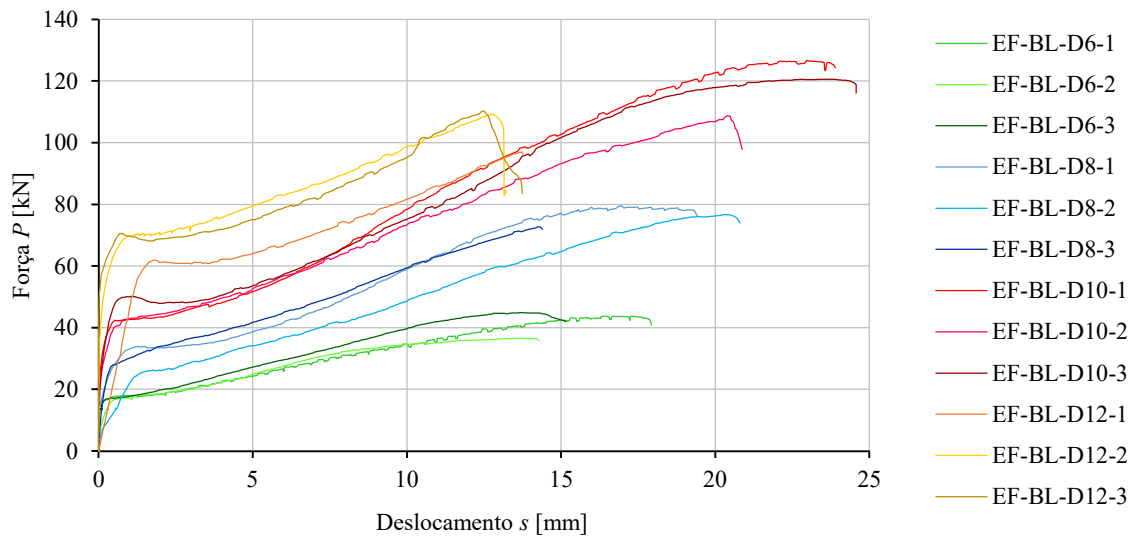


Figura 4.37 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão leve (BL).

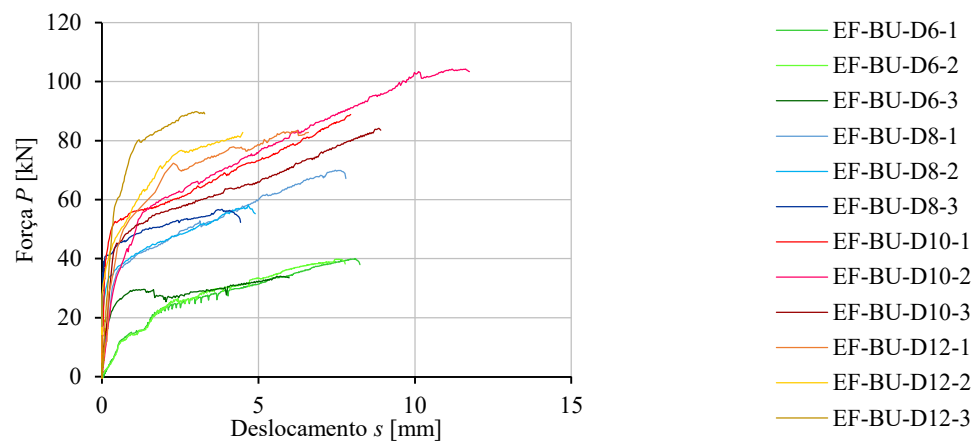


Figura 4.38 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de ultraelevado desempenho (BU).

Em geral, verifica-se um tipo de comportamento semelhante em todos os ensaios: a um primeiro troço que se aproxima da vertical, segue-se uma progressiva inclinação da curva, que deverá corresponder ao início da cedência do aço das armaduras nos pontos onde se formam as rótulas plásticas. Considera-se que se atinge a resistência ao corte longitudinal quando são formadas as quatro rótulas plásticas, uma em cada lado da ligação nas duas interfaces de cada provete, as quais só se formariam simultaneamente num caso ideal de simetria perfeita. A partir deste ponto, o mecanismo criado possibilita a ocorrência de deslizamentos significativos entre as camadas, tendendo a curva para um patamar inclinado, que se mantém com um declive aproximadamente constante, correspondente ao chamado efeito de tirante, também designado como *kinking effect*.

De modo a efetuar uma comparação entre os resultados obtidos e as expressões existentes, tomaram-se as expressões (4.15) a (4.19), adotando para o coeficiente α_0 o valor de 1,16, determinado experimentalmente por Højlund-Rasmussen [Højlund-Rasmussen (1963), *apud fib* (2008)], e agruparam-se os resultados obtidos para os três tipos de betão adotados. O betão de densidade normal configura-se como situação padrão com que se pretende comparar e validar as expressões para o betão UHPC e para o betão leve.

Nas expressões do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], são indicados valores para o fator de interação κ_1 de forma extremamente aproximada e tomando apenas como variável a rugosidade da respetiva interface (conforme indicado na Tabela 2.3). No entanto, em rigor, a tensão no aço, σ_s , de que depende o fator κ_1 , é resultado da configuração da armadura na formação do mecanismo de duas rótulas plásticas, específica para o tipo de interface em causa e o tipo de restrição axial presente em cada lado da armadura.

Para a situação particular dos ensaios adotados, existe uma simetria estrutural que impede o deslocamento da armadura a meio do bloco central de cada provete, de modo que a restrição axial ao escorregamento das armaduras é exercida, de forma simétrica, ao longo de cada um dos dois blocos laterais. Deste modo, o tipo de ferrolho em questão enquadra-se na situação geral apresentada na Figura 4.39, correspondente a armaduras ancoradas por aderência, do lado do betão de substrato, e com restrição axial total, na extremidade do betão adicionado.

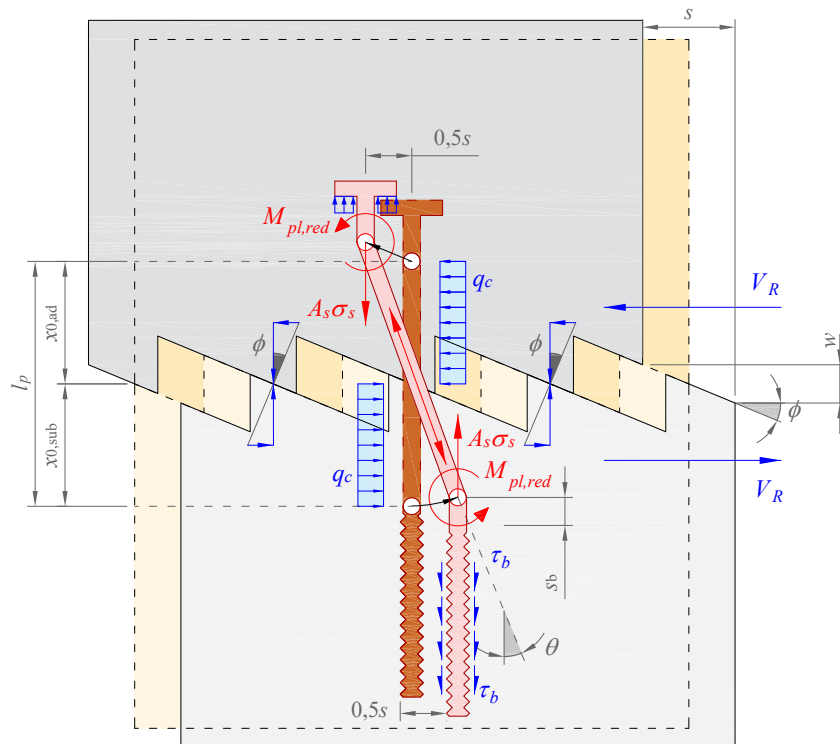


Figura 4.39 – Mecanismo do efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas em interfaces com armaduras ancoradas por aderência na camada de substrato e com restrição axial na camada adicionada.

Conforme representado na figura anterior, a tração σ_s criada pela amarração de varões de aço que atravessam uma interface submetida a corte longitudinal, é função do alongamento imposto sobre estas armaduras, provocado pelo afastamento entre as camadas. De acordo com o *fib Bulletin 43* [fib (2008)], a tração a que fica submetido um varão de aço para um dado deslocamento imposto na extremidade, s_{end} , pode ser determinada de forma iterativa a partir da seguinte expressão:

$$\sigma_s = 2,39 \sqrt{\frac{\tau_{b,max} E_s}{d}} s_{end,net}^{1,4} \leq f_y \quad (4.20)$$

sendo:

$\tau_{b,max}$ – valor máximo da tensão de aderência da armadura, para o qual, para varões nervurados, pode ser tomado o seguinte valor:

- em boas condições de aderência: $\tau_{b,max} = 2,5 f_c^{0,5}$;
- em outras condições de aderência: $\tau_{b,max} = 1,25 f_c^{0,5}$;

d – diâmetro da armadura;

E_s – módulo de elasticidade do aço;

$S_{end,net}$ – escorregamento na extremidade do varão sem o efeito da rotura localizada juntos aos bordos da peça:

$$S_{end,net} = S_{end} - \frac{\sigma_s}{E_s} l_r \quad (4.21)$$

S_{end} – escorregamento na extremidade do varão;

l_r – comprimento de redução de aderência, ao longo do qual se considera existir rotura localizada; geralmente o comprimento de aderência em varões corrente de armadura é restringido devido à formação de um cone de rotura com altura $l_r = 2d$.

Para que efetivamente seja criada esta tensão σ_s nas armaduras, requer-se um comprimento de transmissão, l_t , dado por:

$$l_t = l_r + 0,583d \frac{\sigma_s}{\tau_{b,max} S_{end,net}^{0,4}} \quad (4.22)$$

Adaptando estas expressões para armaduras submetidas ao efeito de ferrolho, há que ter em conta que a rótula se encontra a uma distância da interface, $x_{0,sub}$, de modo que o comprimento de redução, l_r , será dado por:

$$l_r = 2d - x_{0,sub} \geq 0 \quad (4.23)$$

Para o caso genérico ilustrado na Figura 4.39, o escorregamento S_{end} a considerar corresponde ao deslocamento axial do varão junto à rótula plástica, s_b , do lado da camada de betão de substrato, no qual a restrição axial é criada pela aderência entre a armadura e o betão. O deslocamento s_b , por sua vez, é criado pelo deslizamento entre as camadas com que ocorre a formação das rótulas, s_{crit} . Este deslocamento depende do afastamento entre as camadas ou dilatância, w , a qual, tomando o modelo teórico do *saw-tooth model*, relaciona-se com o ângulo e coeficiente de atrito, ϕ e μ , por:

$$w = s_{crit} \tan \phi = \mu s_{crit} \quad (4.24)$$

e do alongamento proveniente da inclinação da armadura entre as rótulas, de ângulo θ , o qual, partindo da hipótese de que a distância entre as rótulas, l_p , se mantém constante, é dado por:

$$\theta = \arctan \left(\frac{s_{crit}}{l_p} \right) \quad (4.25)$$

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Por conseguinte, conforme ilustrado na Figura 4.40, considera-se para o deslocamento s_b :

$$s_b = w + s_{crit} \tan \theta = s_{crit} \left(\mu + \frac{s_{crit}}{l_p} \right) \quad (4.26)$$

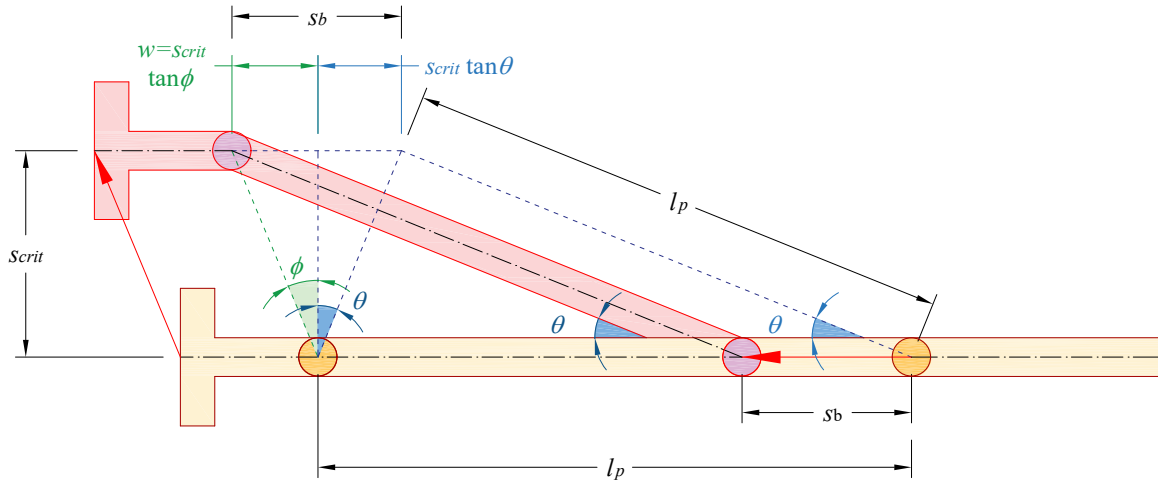


Figura 4.40 – Configuração geométrica do ferrolho formado em armaduras da interface.

Com a expressão anterior comprova-se como a tensão das armaduras junto ao ferrolho, σ_s , e, por conseguinte, a redução do efeito de ferrolho, são fortemente condicionadas pela rugosidade da interface.

A distância, l_p , entre as rótulas, pode ser obtida pela expressão (2.58), a qual, para interfaces com betão de substrato com resistência $f_{c,sub}$, e betão adicionado com resistência $f_{c,ad}$, toma a seguinte forma:

$$l_p = x_{0,sub} + x_{0,ad} = \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,sub}}} + \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,ad}}} \quad (4.27)$$

Há duas incógnitas que condicionam a tensão na armadura que se pretende calcular e para as quais não se dispõe de dados para as determinar: o valor do coeficiente de atrito na interface, μ , e o deslocamento longitudinal, s_{crit} , com que ocorre a formação das rótulas plásticas. De acordo com [Randl (2013)], o valor do deslocamento s_{crit} , encontra-se entre $0,1 d$ e $0,2 d$. Na Tabela 4.30 são apresentados os resultados da aplicação das expressões anteriores, tomando para as variáveis os valores de que resultam menores tensões σ_s e menores comprimentos de transferência l_t , pelo que se desprezou o atrito entre as camadas e se tomou um valor para o deslizamento entre as camadas de $s_{crit} = 0,1 d$.

Tabela 4.30 – Tensão axial e comprimento de transferência mínimos sem atrito previstos para os provetes dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Tipo de betão	Diâmetro	Distância entre rótulas	Comprimento de redução de aderência	Escorregamento axial	Tensão axial	Comprimento de transmissão
	d [mm]	l_p [mm]	l_r [mm]	s_b ($s_{crit}=0,1d; \mu=0$) [mm]	σ_s [MPa]	l_t [mm]
BN	6	13,0	5,5	0,03	88,2	193,2
	8	17,4	7,3	0,04	93,0	243,2
	10	21,3	9,3	0,05	97,7	294,6
	12	25,6	11,2	0,06	101,1	340,9
BL	6	11,8	6,1	0,03	99,6	189,6
	8	15,8	8,1	0,04	105,1	238,7
	10	19,1	10,5	0,05	112,5	288,3
	12	22,9	12,5	0,06	116,4	333,6
BU	6	7,8	8,1	0,05	168,1	174,6
	8	10,4	10,8	0,06	177,6	219,9
	10	12,5	13,7	0,08	190,1	265,6
	12	15,1	16,5	0,10	196,7	307,4

Verifica-se que, mesmo para a situação extrema idealizada de não existir atrito, e considerando um valor mínimo de s_{crit} , os comprimentos de transmissão, l_t , obtidos são sempre superiores aos 150 mm da largura de cada uma das camadas que as armaduras atravessam. Deste modo, o comprimento de amarração disponível não é suficiente em nenhum dos provetes, para que se desenvolvam as tensões axiais calculadas. Torna-se assim necessário recorrer a uma formulação alternativa para o cálculo das tensões, uma vez que a expressão (4.20) só é válida para armaduras com comprimento de amarração disponível superior ao comprimento transmissão, l_t .

O *fib Bulletin 43* [fib (2008)] apresenta uma formulação simplificada em que é considerada uma tensão de aderência média uniforme, τ_{bm} , atuante ao longo de um comprimento de transmissão sem efeito da rotura localizada, $l_{t,net} = l_t - l_r$, para a qual se gera uma tensão equivalente no aço, dada por:

$$\tau_{bm} = \alpha_t \tau_{b,max} \quad (4.28)$$

$$\alpha_t = 0,24 + \frac{d}{100}, \text{ para } 6 \leq d \leq 16 \text{ mm} \quad (4.29)$$

Igualando a força criada pela tensão σ_s na secção A_s com a força gerada pela tensão de aderência no perímetro P_s , ao longo do comprimento de transferência l_t descontado de l_r , tem-se, conforme ilustrado na Figura 4.41:

$$\sigma_s A_s = \tau_{bm} P_s l_{t,net} \Leftrightarrow \sigma_s = \frac{P_s}{A_s} (l_t - l_r) \tau_{bm} \Rightarrow$$

$$\sigma_s = \frac{4}{d} (l_t - l_r) \tau_{bm}$$
(4.30)

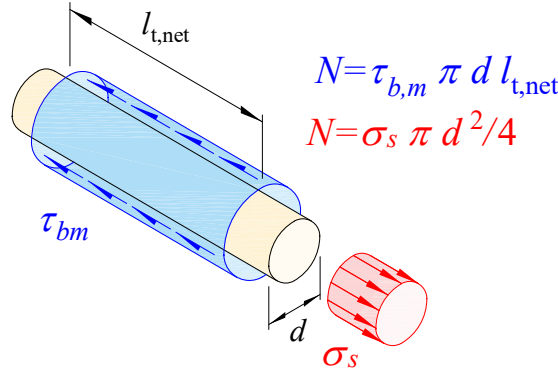


Figura 4.41 – Modelo simplificado de transferência das tensões criadas por aderência para tensões axiais, numa armadura de secção circular cheia.

Deste modo, o comprimento de transferência, l_t , é dado por:

$$l_t = l_r + d \frac{\sigma_s}{4\tau_{bm}}$$
(4.31)

A tensão axial máxima, $\sigma_{s,a}$, alcançável para um limitado comprimento, l_a , disponível para absorver tensões de aderência, pode ser obtido pela expressão (4.30), substituindo l_t por l_a :

$$\sigma_{s,a} = \frac{4\tau_{bm}}{d} (l_a - l_r) \leq f_y$$
(4.32)

Aplicando esta formulação à situação em análise, foi delineado o modelo apresentado na Figura 4.42, no qual o comprimento disponível, l_a , é dado por:

$$l_a = h_{ef,sub} - x_{0,sub}$$
(4.33)

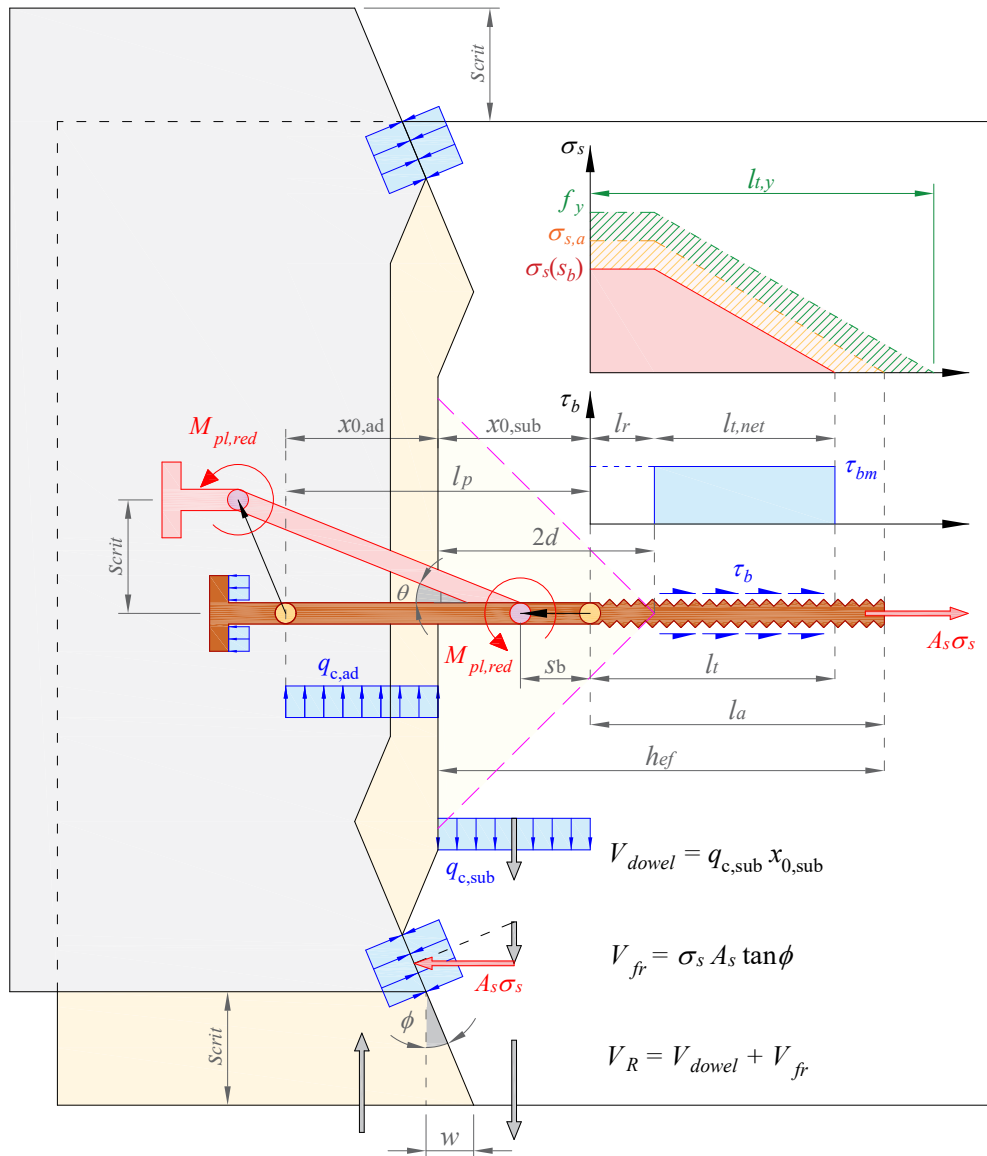


Figura 4.42 – Modelo simplificado para o mecanismo do efeito de ferrolho com armaduras ancoradas por aderência na camada de substrato e com restrição axial do lado da camada adicionada.

Para relacionar o escorregamento axial na extremidade da armadura com as tensões, há que ter em conta que a tensão de aderência uniforme, τ_{bm} , cria uma tensão axial que cresce linearmente ao longo do eixo longitudinal, x_3 , e se mantém constante, com o seu valor máximo, σ_s , ao longo do troço de comprimento l_r em que não há aderência:

$$\sigma(x_3) = \frac{\sigma_s}{l_{t,net}} x_3, \text{ para } x_3 < l_{t,net} \quad (4.34)$$

$$\sigma(x_3)=\sigma_s, \text{ para } l_{t,net} < x_3 < l_t \quad (4.35)$$

Do que resulta:

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

$$s_b = \frac{1}{E_s} \int_0^{l_t} \sigma(x_3) dx_3 = \frac{\sigma_s}{E_s} \left(\frac{A_s \sigma_s}{2 P_s \tau_{bm}} + l_r \right) \quad (4.36)$$

Invertendo a expressão anterior, torna-se possível determinar a tensão axial na armadura, σ_s , em função do escorregamento imposto, s_b , através de um cálculo iterativo:

$$\sigma_s^2 = \frac{2 P_s E_s \tau_{bm}}{A_s} s_{b,net} \Rightarrow \sigma_s = \sqrt{\frac{8 s_{b,net} E_s \tau_{bm}}{d}} \leq \sigma_{s,a} \quad (4.37)$$

$$s_{b,net} = s_b - \frac{\sigma_s}{E_s} l_r \quad (4.38)$$

A tensão presente na armadura é limitada pela tensão axial $\sigma_{s,a}$, correspondente ao comprimento de amarração disponível, l_a . Por seu lado, esta última também se encontra limitada pela tensão de cedência das armaduras, f_y , conforme explicitado na expressão (4.32). Deste modo, um outro parâmetro, que se configura como sendo útil para esta análise, é o do comprimento de transferência necessário para se atingir a cedência na secção, designado como $l_{t,y}$ e obtido por substituição da tensão σ_s pela tensão de cedência, f_y , na expressão (4.31):

$$l_{t,y} = l_r + d \frac{f_y}{4 \tau_{bm}} \quad (4.39)$$

A este comprimento corresponde o escorregamento imposto necessário, $s_{b,y}$ para que se atinja a tensão de cedência, o qual, adaptando a expressão (4.36) para a tensão cedência f_y , pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$s_{b,y} = \frac{f_y}{E_s} \left(\frac{A_s f_y}{2 P_s \tau_{bm}} + l_r \right) = \frac{f_y}{2 E_s} \left(\frac{d f_y}{4 \tau_{bm}} + 2 l_r \right) \quad (4.40)$$

Tomando a expressão (4.39), vem que:

$$s_{b,y} = \frac{f_y}{2 E_s} (l_{t,y} + l_r) \quad (4.41)$$

A aplicação da formulação simplificada apresentada aos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho, levou à obtenção dos valores da Tabela 4.31 para os parâmetros descritos.

Tabela 4.31 – Parâmetros obtidos da análise simplificada da transferência de tensão axial por aderência nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Tipo de betão	Diâmetro	Tensão média de aderência	Comprimento de aderência disponível	Comprimento necessário para cedência	Escorregamento necessário para cedência	Tensão axial máxima alcançável
	d [mm]	τ_{bm} [MPa]	l_a [mm]	$l_{t,y}$ [mm]	$s_{b,y}$ [mm]	$\sigma_{s,a}$ [MPa]
BN	6	2,2	143,5	334,9	0,4	200,2
	8	2,3	141,3	419,1	0,5	155,5
	10	2,4	139,3	468,9	0,5	126,4
	12	2,6	137,2	532,1	0,6	108,1
BL	6	2,4	144,1	305,1	0,4	220,6
	8	2,6	142,1	381,8	0,5	171,4
	10	2,7	140,5	421,6	0,5	141,3
	12	2,9	138,5	478,5	0,5	120,9
BU	6	3,6	146,1	204,6	0,3	335,6
	8	3,9	144,8	256,5	0,3	260,7
	10	4,1	143,7	284,0	0,3	215,0
	12	4,4	142,5	322,7	0,4	183,9

Tomando o valor mais reduzido para o coeficiente de atrito que consta nas tabelas regulamentares, $\mu = 0,5$, obtiveram-se os resultados apresentados na Tabela 4.32, considerando os valores limite de $s_{crit} = 0,1 d$ e $s_{crit} = 0,2 d$.

Tabela 4.32 – Tensão axial prevista para os provetes dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Tipo de betão	Diâmetro	para deslizamento entre camadas $s_{crit} = 0,1 d$		para deslizamento entre camadas $s_{crit} = 0,2 d$		Tensão axial
		Deslocamento	Tensão axial	Deslocamento	Tensão axial	
	d [mm]	$s_{b,1} = s_b (s_{crit} = 0,1d)$ [mm]	$\sigma_{s,1} = \sigma_s (s_b = s_{b,1})$ [MPa]	$s_{b,2} = s_b (s_{crit} = 0,2d)$ [mm]	$\sigma_{s,2} = \sigma_s (s_b = s_{b,2})$ [MPa]	$\sigma_s = \max \{\sigma_{s,a}; \sigma_{s,1}; \sigma_{s,2}\}$ [MPa]
BN	6	0,33	428,2	0,71	634,2	200,2
	8	0,44	441,9	0,95	654,7	155,5
	10	0,55	452,2	1,19	670,6	126,4
	12	0,66	465,1	1,42	689,8	108,1
BL	6	0,33	450,0	0,72	669,6	220,6
	8	0,44	464,5	0,96	691,3	171,4
	10	0,55	478,9	1,21	714,0	141,3
	12	0,66	492,4	1,45	734,3	120,9
BU	6	0,35	561,0	0,78	854,4	335,6
	8	0,46	578,8	1,05	881,8	260,7
	10	0,58	597,0	1,32	911,7	215,0
	12	0,70	613,7	1,58	937,4	183,9

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Verifica-se que, para todos os diâmetros considerados e para todos os tipos de betão adotados, o comprimento disponível para a amarração das armaduras por aderência, tomando $h_{ef,sub} = 150$ mm, impõe sempre que as tensões axiais nestas se detenham no valor de $\sigma_{s,a}$ e permaneçam neste valor até ocorrer a rotura da ligação, de modo que, para todos os ensaios efetuados, se tem: $\sigma_s = \sigma_{s,a}$.

Aplicando as expressões (4.15) a (4.19), para a determinação da resistência ao corte longitudinal, determinaram-se os valores apresentados na Tabela 4.33.

Tabela 4.33 – Valores de resistência ao corte longitudinal previstos para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Tipo de betão	Diâmetro	Parcela atrito		Parcela efeito ferrolho		Resistência total
	d [mm]	κ_1 []	$V_{R,fr}$ [kN]	$(1-\kappa_1^2)^{0.5}$ []	$V_{R,dowel}$ [kN]	$V_R = V_{R,fr} + V_{R,dowel}$ [kN]
BN	6	0,42	2,8	0,91	4,8	7,6
	8	0,33	3,9	0,95	8,9	12,8
	10	0,28	5,0	0,96	13,4	18,4
	12	0,24	6,1	0,97	19,5	25,6
BL	6	0,46	3,1	0,89	5,2	8,3
	8	0,36	4,3	0,93	9,6	14,0
	10	0,32	5,5	0,95	14,8	20,4
	12	0,27	6,8	0,96	21,6	28,5
BU	6	0,70	4,7	0,71	6,3	11,0
	8	0,55	6,6	0,84	13,2	19,7
	10	0,48	8,4	0,88	20,8	29,3
	12	0,41	10,4	0,91	31,2	41,6

Os valores obtidos deverão corresponder ao ponto das curvas força-deslocamento no qual se esgota a resistência por efeito de ferrolho, e com que se dá início ao efeito de tirante. Este ponto caracteriza-se por corresponder ao ponto de partida do patamar inclinado que termina na rotura. No entanto, nas curvas obtidas para vários dos ensaios realizados, este ponto não é claramente identificável.

Para efetuar a comparação visual entre os ensaios e os valores previstos, traçaram-se as curvas apresentadas da Figura 4.43 à Figura 4.46 com escalas diversas, conforme o respetivo valor de carga máxima.

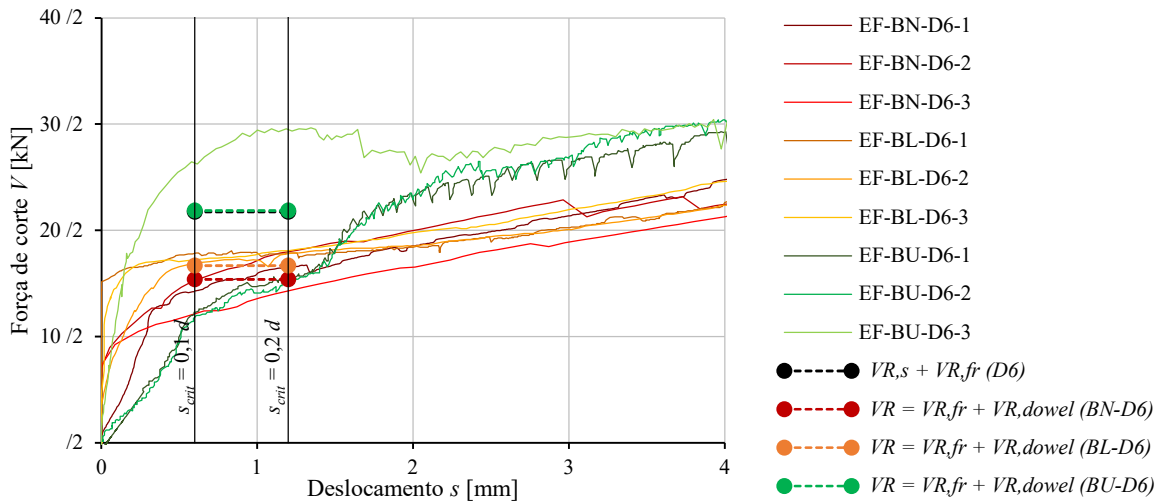


Figura 4.43 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 6 mm de diâmetro (D6).

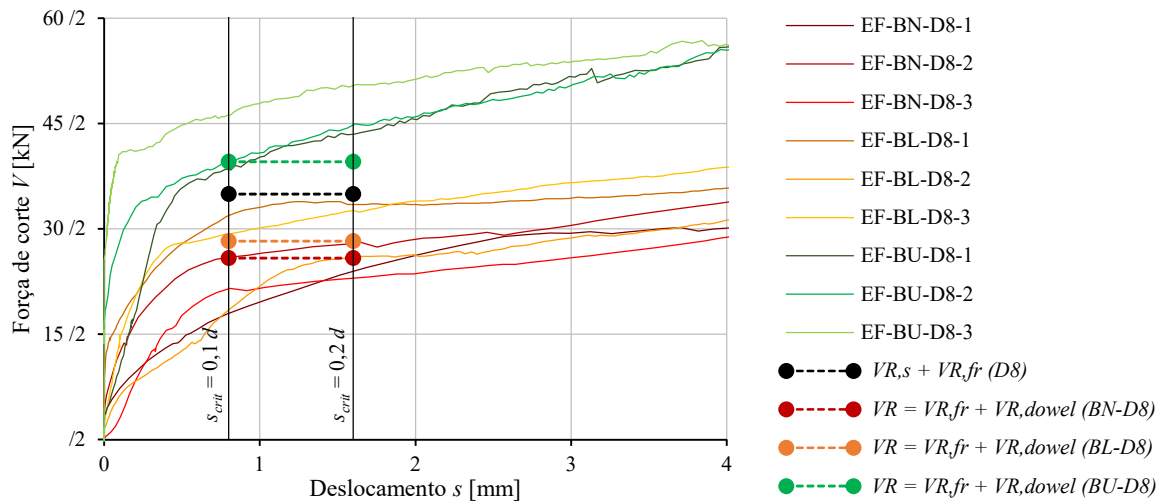


Figura 4.44 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 8 mm de diâmetro (D8).

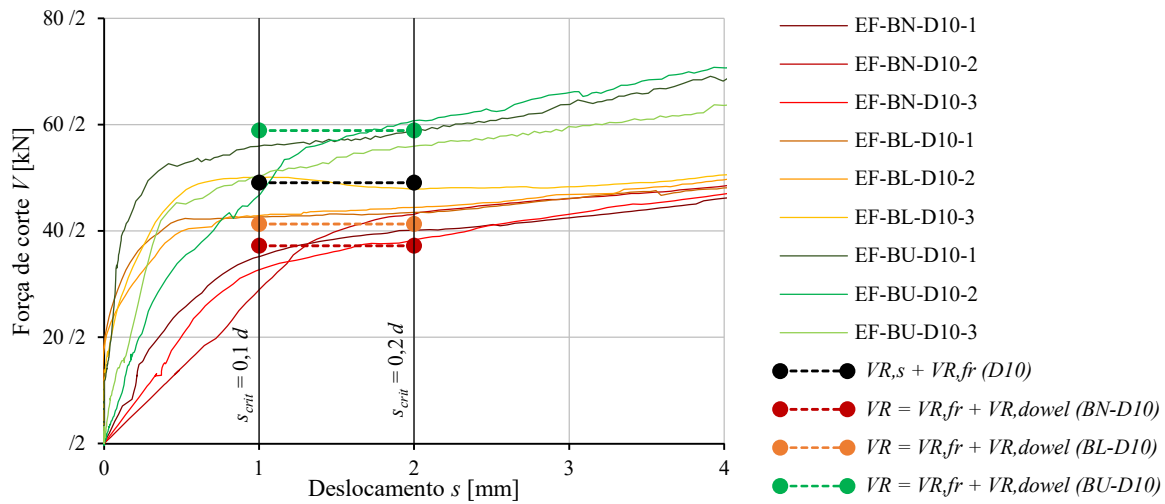


Figura 4.45 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 10 mm de diâmetro (D10).

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

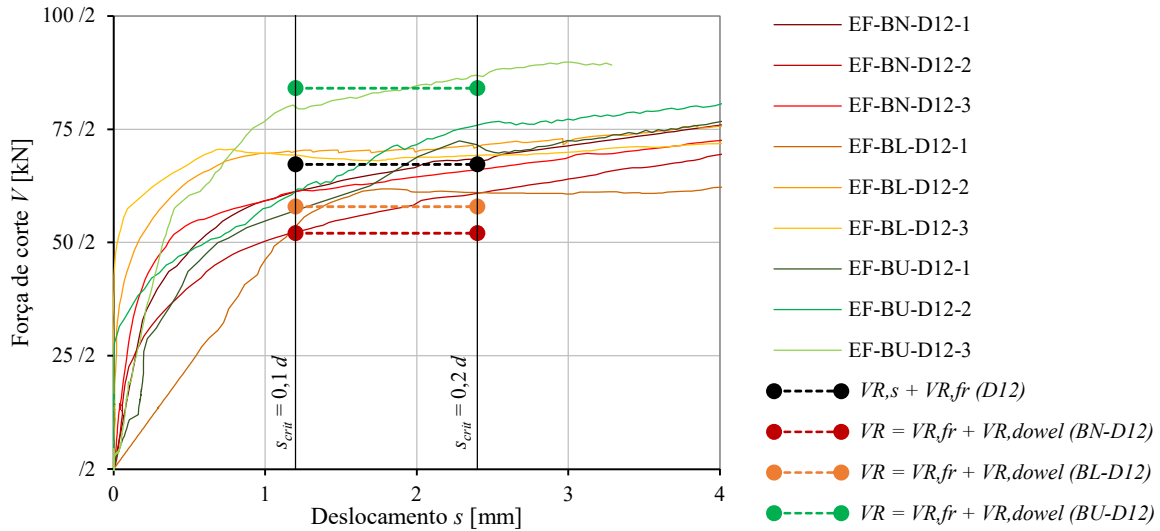


Figura 4.46 – Curvas força-deslocamento dos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com varões de 12 mm de diâmetro (D12).

Apesar da relativa falta de uniformidade que se observa entre as curvas de uma mesma série de ensaios, é possível comprovar como os valores previstos se adequam praticamente a todos os ensaios com betão do tipo BL e do tipo BN. Para o caso dos provetes do tipo BU, em geral, o valor previsto apresenta-se superior ao valor obtido, como se ilustra através dos segmentos de cor verde sobrepostos às curvas nas figuras anteriores. A elevada resistência deste tipo de betão leva a menores distâncias entre as rótulas plásticas e, conseqüentemente, a maiores forças por efeito de ferrolho. Em especial no caso das armaduras de maior diâmetro, a força conferida pelo efeito de ferrolho pode mesmo chegar a atingir a resistência da secção ao corte puro. Efetivamente, tendo em conta a resistência da ligação por corte puro, obtiveram-se os valores da Tabela 4.34, onde se verifica que, precisamente para o betão do tipo BU, esta resistência é determinante (valores sublinhados). Nas curvas força-deslocamento anteriores, encontra-se ainda ilustrado o limite conferido por esta parcela da resistência (segmentos de cor preta). Tendo em conta o critério de cedência de von Mises e a expressão (2.11), que relaciona o esforço de corte com as tensões tangenciais na secção, tomou-se a parcela da resistência ao corte pelo aço, dada por:

$$V_{R,s} = n_v A_s \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (4.42)$$

Designa-se, neste trabalho, a variável n_v como o fator de forma para o corte, dependente apenas das características geométricas da secção, e demonstra-se no Anexo A que, para secções circulares cheias, este fator toma o valor $n_v = 3/4$.

Tabela 4.34 – Valores de resistência previstos para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho tendo em conta a resistência por corte puro.

Tipo de betão	Diâmetro	Resistência por efeito ferrolho	Resistência por corte puro
	d [mm]	$V_{R,fr} + V_{R,dowel}$ [kN]	$V_{R,fr} + V_{R,s}$ [kN]
BN	6	<u>7,6</u>	8,7
	8	<u>12,8</u>	14,3
	10	<u>18,4</u>	20,2
	12	<u>25,6</u>	28,0
BL	6	<u>8,3</u>	9,0
	8	<u>14,0</u>	14,7
	10	<u>20,4</u>	20,7
	12	<u>28,5</u>	28,7
BU	6	<u>11,0</u>	10,6
	8	19,7	<u>17,0</u>
	10	29,3	<u>23,6</u>
	12	41,6	<u>32,3</u>

A partir do ponto em que se cria o mecanismo que resulta da formação das rótulas plásticas, inicia-se o patamar crescente provocado pelo efeito de tirante (*kinking effect*). É graças a este efeito que, apesar de se ter completado a formação do mecanismo do efeito de ferrolho, a resistência da ligação continua a crescer à medida que as camadas deslizam longitudinalmente. Com a formação do mecanismo dá-se uma nova configuração e distribuição de esforços, passando o varão progressivamente a um comportamento de tirante, reduzindo, por conseguinte, o esforço transversal neste. Devido à simetria dos provetes, a força aplicada pela prensa deverá ser dividida pelas duas interfaces, de modo que, no momento da rotura, cada uma das interfaces se encontra submetida a uma força de corte longitudinal P_u igual a metade do valor da carga na rotura, P_{max} . Na Tabela 4.35 apresentam-se os valores médios das forças de rotura e respetivos deslizamentos médios obtidos para cada grupo de ensaios.

Para os ensaios com armaduras de diâmetro entre os 6 e os 10 mm, os valores da carga e do deslizamento com que ocorre a rotura crescem proporcionalmente ao diâmetro, como é de esperar em roturas pelo aço por *kinking*. Conforme se pode visualizar igualmente nas curvas força-deslocamento (da Figura 4.36 à Figura 4.38), este crescimento com o diâmetro é notório, mas verifica-se uma quebra desta tendência no que diz respeito ao ensaio com armaduras de 12 mm. Os valores da força de rotura nos provetes de 10 e 12 mm são relativamente próximos, mas com deslocamentos claramente inferiores para os de 12 mm, o que revela a existência de um outro fator, alheio ao efeito de tirante, que limita a resistência. Este facto concorda com o modo de rotura

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

observado para os provetes de 10 e de 12 mm em betão do tipo BN e BL, nos quais se obtiveram roturas por *splitting*, que é um modo de rotura dependente da resistência do betão. No que diz respeito ao comportamento dos ensaios do tipo BU, a explicação para este limite encontra-se na interferência da resistência por corte puro na formação do ferrolho, detetado precisamente para os ensaios deste grupo.

Tabela 4.35 – Valores médios das forças de rotura obtidas nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho em betão tipo BN.

Tipo de betão	Diâmetro	Força de rotura	Deslizamento na rotura	Modo de rotura
	d [mm]	$P_u = 0,5P_{\max}$ [kN]	$s_u = s(P_{\max})$ [mm]	
BN	6	20,2	11,1	pelo aço
	8	37,1	16,8	pelo aço
	10	54,7	16,7	<i>splitting</i>
	12	51,3	10,0	<i>splitting</i>
BL	6	20,9	14,5	pelo aço
	8	38,1	17,2	pelo aço
	10	59,3	22,0	<i>splitting</i>
	12	52,8	13,0	<i>splitting</i>
BU	6	19,0	7,1	pelo aço
	8	30,8	5,3	pelo aço
	10	46,2	9,3	pelo aço
	12	42,7	4,5	pelo aço

Pretende-se comparar os valores obtidos para a rotura com os previstos a partir dos dados disponíveis para cada provete e para cada um dos três modos de rotura: rotura por *kinking*, rotura por corte puro e rotura por *splitting*.

O valor da força com que ocorre a rotura por *kinking*, corresponde à componente paralela à interface da tração na armadura quando esta atinge a tensão última, f_u , encontrando-se a armadura com uma determinada inclinação θ_{kink} :

$$V_{u,kink} = f_u A_s \sin \theta_{kink} \quad (4.43)$$

A componente paralela à interface cresce à medida que aumenta o ângulo θ , até atingir o limite imposto pela força complementar a esta: a componente perpendicular à interface. Esta última é equilibrada pela tração a que se encontra submetida a armadura ancorada no betão, como ilustrado na Figura 4.39, de modo que, sendo o valor desta tração dado por $\sigma_{s,\max} A_s$, o ângulo máximo corresponde a:

$$\theta_{kink} = \arccos\left(\frac{\sigma_{s,max}}{f_u}\right) \quad (4.44)$$

Esta mesma componente perpendicular às interfaces gera a força resistente de corte longitudinal por atrito, dada por:

$$V_{u,fr} = \mu \sigma_{s,max} A_s \quad (4.45)$$

Tendo em conta que a tensão nas armaduras ancoradas no betão se encontra limitada pela tensão axial máxima, $\sigma_{s,a}$, alcançável para um limitado comprimento l_a disponível, esta corresponde, no caso dos provetes ensaiados em estudo, à tensão axial máxima: $\sigma_{s,max} = \sigma_{s,a}$.

Relativamente aos ensaios com betão do tipo BU, nos quais se verificou que a formação das rótulas plásticas por efeito de ferrolho foi afetada pela resistência ao corte puro das armaduras, considera-se que a força de rotura também deverá ser reduzida por esta resistência. Na situação em que a resistência ao corte puro é atingida antes de se dar início ao efeito de tirante, a parcela da resistência conferida por *kinking*, deverá ser substituída pela parcela relativa ao corte puro, dado por:

$$V_{u,s} = n_v A_s \frac{f_u}{\sqrt{3}} \quad (4.46)$$

A rotura por *splitting* não é de fácil determinação, de modo que se recorreu a uma análise comparativa com um caso padrão. Tomando como referência os ensaios com betão tipo BN, em que ocorreu este tipo de rotura (diâmetros 10 e 12 mm), pode-se determinar um coeficiente k_{sp} que relacione a resistência por *splitting* com as variáveis de que esta depende:

$$V_{u,sp} = k_{sp} b L f_{ctm} \quad (4.47)$$

sendo b e L as dimensões do plano de fendilhação esperado na rotura, as quais correspondem respetivamente à largura de cada camada do provete ($b = 150$ mm) e à altura do provete ($L = 200$ mm).

Na Tabela 4.36 apresentam-se os valores calculados, assim como as respetivas médias, desvios-padrão e coeficientes de variação.

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Tabela 4.36 – Determinação do coeficiente para rotura por *splitting*.

Ensaio	Diâmetro	Coeficiente para rotura por <i>splitting</i>			
	d [mm]	$k_{sp} = P_u / (b L f_{ctm})$ []	Média []	Desvio padrão []	Coef. de variação [%]
EF-BN-D10-1	10	0,68	0,72	0,03	3,86%
EF-BN-D10-2		0,73			
EF-BN-D10-3		0,73			
EF-BN-D12-1	12	0,67	0,67	0,03	4,54%
EF-BN-D12-2		0,70			
EF-BN-D12-3		0,64			

É possível comprovar que os valores obtidos são muito homogêneos, pelo que se torna admissível considerar um valor médio de $k_{sp} = 0,69$.

Finalmente, apresentam-se na Tabela 4.37 os valores obtidos para cada um dos modos de rotura, sublinhando os que se configuram como valores determinantes para cada grupo.

Tabela 4.37 – Valores de força última de rotura previstos para os ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho.

Tipo de betão	Diâmetro	Tensão axial máxima	Parcela efeito de tirante		Parcela atrito	Rotura por corte puro	Rotura por <i>kinking</i>	Rotura por <i>splitting</i>
	d [mm]	$\sigma_{s,max}$ [MPa]	θ_{kink} []	$V_{u,kink}$ [kN]	$V_{u,fr}$ [kN]	$V_{u,fr} + V_{u,s}$ [kN]	$V_{u,fr} + V_{u,kink}$ [kN]	$V_{u,sp}$ [kN]
BN	6	200,2	1,25	16,9	2,8	(10,5)	<u>19,7</u>	54,3
	8	155,5	1,32	30,7	3,9	(17,6)	<u>34,6</u>	54,3
	10	126,4	1,35	45,2	5,0	(25,0)	<u>50,1</u>	53,0
	12	108,1	1,39	65,4	6,1	(34,9)	71,6	<u>53,0</u>
BL	6	220,6	1,21	16,7	3,1	(10,8)	<u>19,8</u>	59,5
	8	171,4	1,30	30,5	4,3	(18,0)	<u>34,8</u>	59,5
	10	141,3	1,33	44,9	5,5	(25,6)	<u>50,4</u>	59,5
	12	120,9	1,36	65,2	6,8	(35,7)	72,0	<u>59,5</u>
BU	6	335,6	1,01	15,1	4,7	<u>12,5</u>	19,8	103,6
	8	260,7	1,14	28,8	6,6	<u>20,3</u>	35,4	103,6
	10	215,0	1,20	43,0	8,4	<u>28,5</u>	51,5	103,6
	12	183,9	1,25	63,2	10,4	<u>39,2</u>	73,6	103,6

Foram traçados os gráficos da Figura 4.47 à Figura 4.49, através dos quais é possível visualizar uma adequação completa entre os valores obtidos e os valores determinados para os três modos de rotura. O modo de rotura relativo ao corte puro corresponde à curva traçada a azul e só será determinante, como referido, caso esta ocorra antes da formação das rótulas plásticas. Deste modo,

nos ensaios do tipo BU, a força de rotura deverá aproximar-se da curva traçada a azul à medida que o diâmetro aumenta, como efetivamente se observa na Figura 4.49.

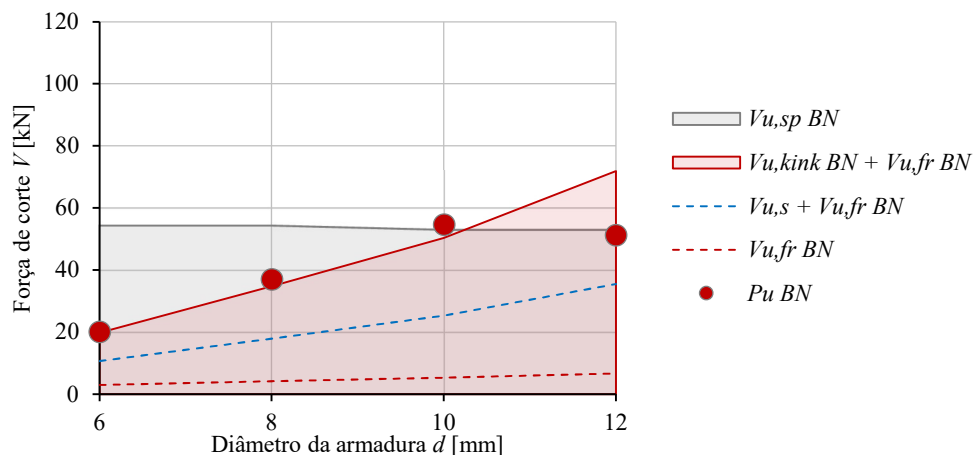


Figura 4.47 – Carga última nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de densidade normal (BN).

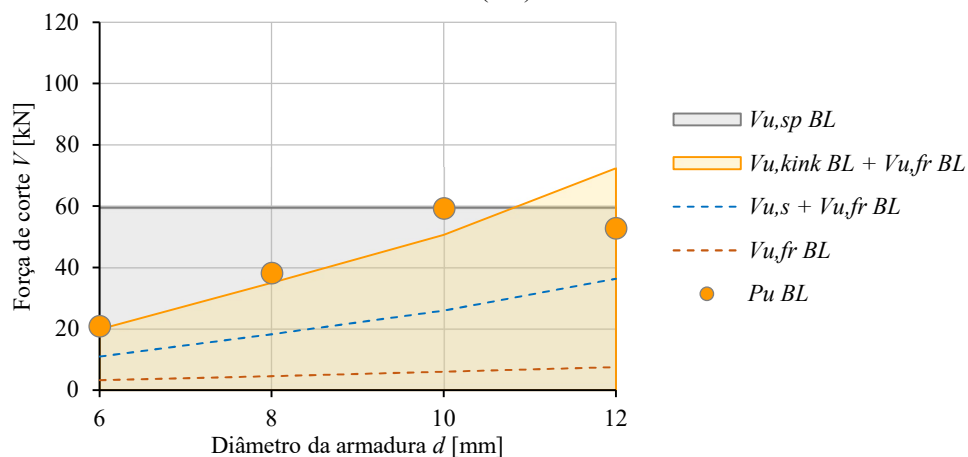


Figura 4.48 – Carga última nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de densidade leve (BL).

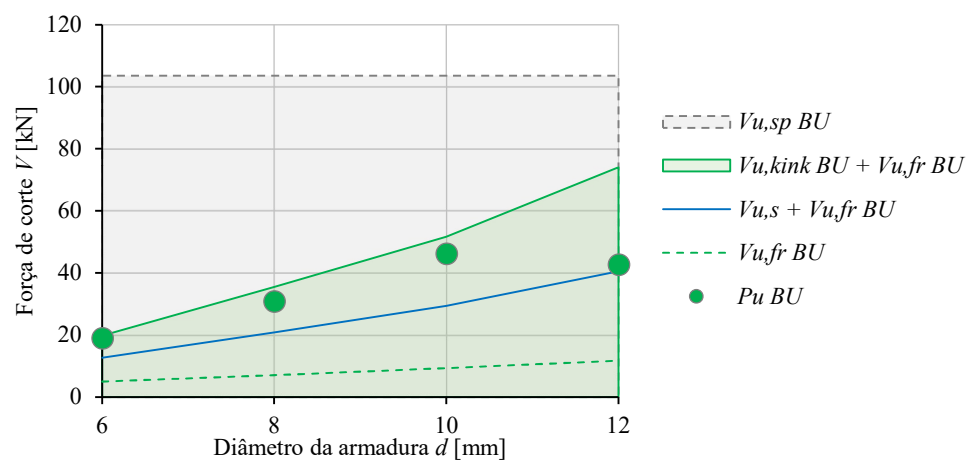


Figura 4.49 – Carga última nos ensaios de corte direto para análise do efeito de ferrolho com betão de ultraelevado desempenho (BU).

O comportamento da interface no âmbito do conceito Super-Skin

Como conclusão desta análise, indica-se que se pôde comprovar que as expressões existentes são válidas não só para o betão corrente como também para o betão de ultraelevado desempenho e para o betão leve. No entanto, o UHPC requer uma atenção especial para ter em conta a possibilidade da rotura pelo aço por corte puro, viabilizada pela elevada resistência do betão. Este caso deveria ser contemplado nas expressões regulamentares como limite imposto à resistência por efeito de ferrolho.

Demostrou-se também de que modo é determinante em ensaios de corte direto a limitação imposta pelo comprimento de amarração adotado. A análise do fenómeno do efeito de ferrolho ficaria significativamente mais simplificada caso não existisse qualquer restrição axial das armaduras, impossibilitando que estas fiquem tracionadas, o que levaria não só a suprimir o mecanismo de atrito, como também a assegurar que as rótulas plásticas se formem proporcionando a resistência máxima. Não sendo de fácil, na prática, neutralizar a aderência das armaduras, uma outra solução que tornaria esta análise mais simples, seria a de realizar ensaios em que a aderência das armaduras no betão fosse substituída por dispositivos nas extremidades que efetuassem a ancoragem das armaduras.

Verifica-se ainda que as expressões do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], para a previsão do efeito de ferrolho, correspondem a uma aproximação excessivamente simplificada na medida em que contemplam apenas o tipo de rugosidade presente na interface para a determinação do coeficiente interação κ_1 , quando na realidade este depende também, e de forma significativa, das características da restrição axial das armaduras.

4.6. Síntese das conclusões

4.6.1. Comportamento de interfaces sem armaduras a atravessar

- i.* Foi proposta uma modificação aos ensaios de corte inclinado que consiste em introduzir armaduras em cada uma das camadas, demonstrando-se que esta faz aumentar a carga para a qual ocorre a rotura coesiva dos provetes. Deste modo, apesar de não impedir inteiramente este tipo de rotura, possibilita a obtenção de roturas adesivas para interfaces com níveis de rugosidade maior. Além disso, esta modificação permite uma menor dispersão dos resultados;

- ii. Foi feita uma análise para relacionar numerosos parâmetros de rugosidade com os resultados de ensaios de corte inclinado, abarcando tipos de tratamento de superfície muito diferentes. Nenhum dos parâmetros tomados individualmente apresentou uma boa correlação com as cargas de rotura obtidas;
- iii. A partir de ensaios de corte inclinado com a consideração de diferentes tipos de betão abarcados no conceito *Super-Skin*, constatou-se que este tipo de ensaio não fornece informação suficiente para avaliar em que condições a resistência da respetiva interface cresce ou diminui, observando-se mesmo comportamentos opostos para dois tipos de superfície com rugosidade muito diferente;
- iv. Ficou patente que os ensaios de corte inclinado, tomados isoladamente, não permitem uma avaliação fiável da relação entre a resistência das interfaces com alguns tipos de rugosidade, uma vez que nestes atuam, em simultâneo, o mecanismo de adesão e o mecanismo de atrito;
- v. Efetuaram-se ensaios de corte direto modificados, com redução da componente da adesão, que permitiram fazer a estimativa dos coeficientes de atrito, relacionando-os com os parâmetros de rugosidade medidos;
- vi. Apresentou-se uma solução analítica para tirar partido dos ensaios de corte inclinado, com a qual se conseguiram obter estimativas para os coeficientes de adesão das respetivas interfaces, através do cruzamento dos resultados de ensaios de corte direto com superfícies análogas;
- vii. Com os dois coeficientes determinados, de adesão e de atrito, foi estudada a correlação destes com os respetivos parâmetros de rugosidade. No entanto, particularmente para os coeficientes de adesão, chegaram-se a resultados discordantes com os códigos, obtendo-se para alguns parâmetros um comportamento oposto ao esperado: a maiores rugosidades, corresponderam menores coeficientes de adesão. Em interfaces de morfologia claramente distinta, verificou-se que os coeficientes de adesão e de atrito variam de forma independente entre si, tomando diferentes parâmetros de rugosidade;
- viii. Estes resultados demonstraram a necessidade de realizar novos ensaios, apresentados posteriormente, que virão a demonstrar como se requer que os parâmetros de

rugosidade sejam tomados de forma combinada e não isolada, de forma a traduzir o correspondente comportamento na adesão e no atrito.

4.6.2. Comportamento de interfaces atravessadas por armaduras

- i.* Foram feitos ensaios de corte direto modificados para minimizar os mecanismos de atrito e de adesão, focando a análise no efeito de ferrolho, para avaliar os diferentes tipos de betão abarcados no conceito *Super-Skin*. Este estudo possibilitou o aprofundamento da análise do efeito de ferrolho, tendo-se recolhido expressões extraídas da literatura que analisam este fenómeno de um modo que não é tido em conta nos códigos;
- ii.* A aplicação dessas expressões levou a uma elevada adequação entre o comportamento obtido nos ensaios e os modelos físicos adaptados à situação em estudo. Particularmente, foi desta forma aprofundada a caracterização das interfaces atravessadas por armaduras cuja ancoragem é feita por aderência em ambas as camadas;
- iii.* A partir deste estudo, foi demonstrado que estas expressões, desenvolvidas para betão corrente, apresentam-se como igualmente válidas tanto para o betão leve, como para o betão de ultraelevado desempenho, UHPC, requerendo, este último, uma atenção maior à possibilidade de rotura por corte puro;
- iv.* Pelo aprofundamento do estudo do efeito de ferrolho, chegou-se à conclusão de que este mecanismo só poderia ser isolado tomando armaduras sem qualquer aderência com o betão envolvente, uma vez que, por um lado, não é possível eliminar totalmente o coeficiente de atrito nas interfaces, e, por outro, a amarração das armaduras leva sempre à tração destas com o deslizamento entre as camadas, independentemente do atrito;
- v.* A forma como os códigos contabilizam o efeito de ferrolho revela-se excessivamente simplificada, em especial por não ser tido em conta o tipo de ancoragem em jogo, nem a quantificação exata da tração das armaduras.

CAPÍTULO 5

RUGOSIDADE: CARACTERIZAÇÃO POR VARIAÇÃO DO ÂNGULO DA INTERFACE

5.1. Introdução

Os tipos de ensaios existentes para a caracterização da interface entre betões de diferentes idades têm as limitações expostas em 2.2.6, não permitindo a avaliação direta e separada dos quatro mecanismos envolvidos: adesão, imbricamento mecânico, atrito e efeito de ferrolho. Essas mesmas limitações tornaram-se patentes nos ensaios realizados no âmbito do projeto descrito no capítulo anterior. Nomeadamente, no que se refere aos resultados obtidos baseados nos chamados ensaios de corte direto, a distribuição não uniforme das tensões de corte longitudinal ao longo das interfaces, não permite quantificar a tensão resistente para a qual ocorre a rotura. Por sua vez, os ensaios de corte inclinado apresentam outras restrições: apesar da vantagem inerente a este tipo de ensaios de criarem um estado de tensão relativamente uniforme nas interfaces, estes não permitem quantificar o mecanismo de adesão separadamente do mecanismo de atrito.

No presente capítulo, apresenta-se um método baseado em ensaios de corte inclinado, para determinar separadamente os coeficientes que caracterizam a adesão e o atrito em interfaces betão-betão. Neste processo procura-se também estabelecer uma relação quantitativa entre a rugosidade das respetivas interfaces e os coeficientes de atrito e de adesão.

O método proposto consiste numa combinação de ensaios de corte inclinado, com diferentes rugosidades da interface, conjugados com diferentes valores do ângulo da interface entre as camadas do provete. Com base na teoria do corte-atrito e da análise do estado de tensão na interface, torna-se possível estabelecer uma expressão numérica que relacione determinados parâmetros de rugosidades, obtidos através da leitura dos perfis de rugosidade, com os correspondentes coeficientes de atrito e de adesão (traduzidos pelas grandezas μ e c_a), os quais dependem fundamentalmente desta rugosidade na interface.

Foram realizados 20 ensaios de corte inclinado, nos quais se variou o tipo de interface e a inclinação desta, adotando valores de 20° e 30° para o ângulo da interface, mantendo constante a linha de ação da carga aplicada. A distinção dos tipos de interface caracterizou-se pela adoção de diferentes níveis de rugosidade: lisa, com rugosidade normal (sem tratamento da superfície) e com rugosidade aumentada por incorporação de retardador de presa. Estas rugosidades foram medidas e classificadas através de leituras com o já referido rugosímetro laser [Santos & Júlio (2008)]. Os resultados deste trabalho estão publicados em [Raposo *et al.* (2018)].

5.2. Considerações relativas ao ensaio de corte inclinado

Nos capítulos relativos ao estado do conhecimento foram descritas as características do denominado ensaio de corte inclinado. Nomeadamente, demonstrou-se como, a cada valor de força aplicada P sobre o provete ensaiado, corresponderá um par de valores de tensão normal e tangencial à interface, σ e τ . Estas tensões podem ser calculadas através das expressões (2.88) e (2.89), em função do ângulo da interface, β , e da pressão média atuante no provete, f . De acordo com o definido na Figura 2.28, o ângulo β corresponde ao complemento do ângulo entre a superfície da interface e a direção da força aplicada.

Os valores do par de tensões σ – τ crescem com o aumento da pressão exercida sobre o provete, conservando uma relação fixa, em função do ângulo da interface, ilustrada na Figura 5.1 e dada por:

$$\tau = \sigma \tan \beta \quad (5.1)$$

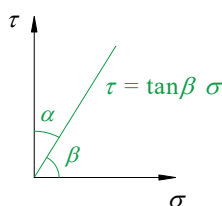


Figura 5.1 – Relação entre as tensões na interface para um dado ângulo β .

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

Para uma determinada força aplicada, os valores das tensões das diversas facetas da peça formam o semicírculo representado na Figura 5.2.

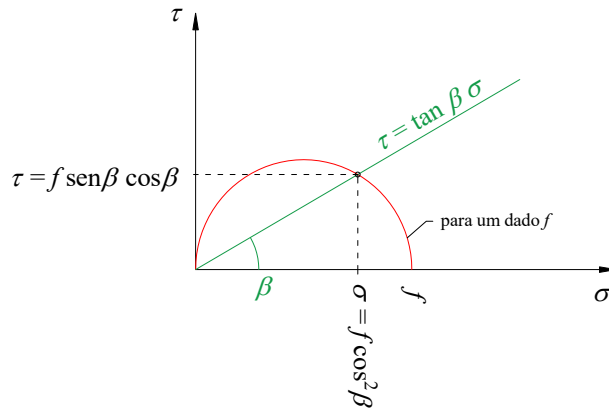


Figura 5.2 – Relação entre as tensões na interface para uma dada pressão f e um dado ângulo de interface β .

À medida que a força aplicada aumenta, as tensões na interface também aumentam segundo estes semicírculos, conforme o ângulo β da interface, ilustrado na Figura 5.3.

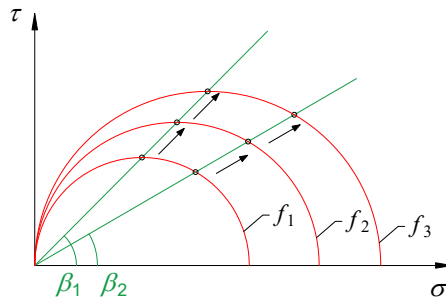


Figura 5.3 – Variação das tensões na interface com o ângulo β e a força aplicada.

A força aplicada no ensaio terá um limite ditado pela resistência da interface ao corte longitudinal, ou, caso o betão não seja suficientemente resistente, pela rotura do próprio material. A resistência ao corte longitudinal, τ_u , entre as camadas do provete, corresponderá à soma da parcela do atrito (proporcional à compressão σ) com a parcela da tensão resistente relativa à adesão $c = c_a f_{ct}$:

$$\tau_u = c_a f_{ct} + \mu \sigma \quad (5.2)$$

Esta mesma expressão resulta da simplificação das expressões existentes para o caso geral de interação entre os diversos mecanismos envolvidos no corte longitudinal entre camadas, simplificadas para situações em que não estão presentes armaduras a atravessar a interface. Nomeadamente, corresponde à redução da expressão (2.65), bem como das expressões do

Eurocódigo 2 [CEN (2010)] e do *fib Model Code* 2010 [fib (2013)], para $\rho = 0$, sendo ρ o rácio entre a área das armaduras que atravessam a interface e área desta mesma interface.

A expressão (5.2) pode ser representada como uma reta que intersecta a origem em c e com inclinação igual à do ângulo de atrito ϕ que, por sua vez, se relaciona com o coeficiente de atrito μ pela relação $\phi = \arctan\mu$. Esta reta representa um limite imposto ao crescimento do par de valores σ - τ na interface, os quais vão crescendo ao longo da reta representada a azul na Figura 5.4, conforme o ângulo β da interface.

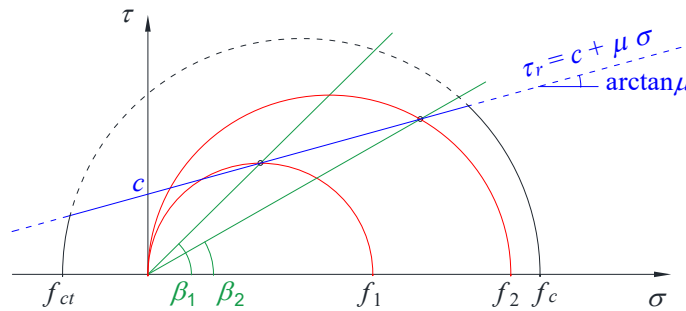


Figura 5.4 – Limites de resistência em provetes de corte inclinado para diferentes ângulos de interface β .

Os pontos que compõem cada um dos círculos vermelhos da Figura 5.4 traduzem os valores σ - τ , num dado estado de tensão, para cada faceta num ponto da peça monolítica. No caso dos ensaios de corte inclinado em peças com uma dada interface, a faceta em questão é uma única faceta de ângulo β . Assim sendo, a rotura por corte longitudinal dá-se quando o círculo do estado de tensão atinge o valor limite da resistência da interface precisamente na faceta com o ângulo em que se encontra a interface. Esta rotura corresponderá a um par de valores σ - τ no qual se dá igualmente a interseção da equação (5.1) (definida pela reta representada a verde, consoante o ângulo da interface, β) com o limite de rotura da expressão (5.2) (reta representada a azul). Torna-se evidente que uma pequena diferença nos ângulos da interface dá origem a forças requeridas para se atingir a rotura notoriamente diferentes, tanto mais quanto mais se aproxime o ângulo β do ângulo da reta de rotura ($\arctan\mu$).

Na Figura 5.4 é também representado o círculo (exteriormente, a preto) da envolvente da rotura monolítica que corresponde ao limite imposto pelas características do próprio betão. O provete entrará em rotura quando nalguma das suas facetas for atingido o limite de resistência representado neste círculo. Quando na faceta de ângulo $\beta = 0^\circ$ (em que $\sigma = f_c$ e $\tau = 0$), a tensão atinge o valor f_c , o betão entra em rotura por compressão.

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

A expressão (5.2) toma uma forma semelhante à da envolvente de rotura linear da teoria de Mohr-Coulomb. Esta descreve o comportamento de materiais com comportamento frágil, como é o caso do betão, submetidos a esforços de corte e tração ou compressão. O próprio betão terá um determinado ângulo de atrito interno e um dado valor de coesão (que será a sua resistência ao corte puro, correspondente à interseção da envolvente com o eixo das ordenadas). Mas estas duas grandezas são distintas, respetivamente, do ângulo de atrito próprio da interface e da resistência à adesão dessa mesma interface, que são dependentes da sua rugosidade. Para que a rotura ocorra pela interface da peça, será necessário que a resistência ao corte longitudinal na interface seja inferior à resistência interna da própria peça de betão ao corte. Esta situação pode ser visualizada na Figura 5.4, em que os dois círculos de rotura da interface (a encarnado, um para cada ângulo de interface, β_1 e β_2) encontram-se no interior do círculo de rotura do material (a preto). No caso de peças com confinamento, os círculos de tensão poderão deslocar-se conforme a força transversal aplicada, de que resulta a chamada envolvente de rotura de Mohr-Coulomb. Esta situação permitirá efetuar ensaios de corte inclinado nos quais se conseguem obter roturas pela interface para níveis superiores de carga aplicada sem que ocorra a rotura coesiva da peça. Este foi o conceito utilizado para o desenvolvimento de um novo tipo de ensaio de corte inclinado descrito em 4.2.1. Este tipo de ensaio foi designado por “*modified slant shear test*” [Saldanha *et al.* (2012a)] [Saldanha *et al.* (2013a)] e a alteração efetuada consistiu na introdução de armadura em cada uma das metades dos provetes. Desta forma as armaduras vão conferir um confinamento que permite obter roturas adesivas, i.e., pela interface (por vencimento da adesão) em determinadas situações onde se obteriam roturas coesivas, i.e., por esmagamento do betão da camada mais fraca do provete.

5.3. Conceção dos ensaios de ângulo variável e determinação de parâmetros

De acordo com o exposto anteriormente, verifica-se que os resultados dos ensaios de corte inclinado dependem apenas de:

- i. Resistência do betão à tração, f_{ct} . Esta pode ser obtida por ensaios de tração por compressão diametral ou determinada a partir dos valores da resistência do betão obtida em ensaios de compressão. Por isso, os ensaios de corte inclinado são acompanhados de ensaios de resistência sobre provetes retirados da mesma amassadura dos utilizados nos ensaios.

- ii. Rugosidade da interface, da qual depende o coeficiente de adesão c_a e o coeficiente de atrito e μ .

Um dos objetivos deste trabalho é o de estabelecer uma relação quantitativa entre a rugosidade e os coeficientes de adesão e de atrito, de modo a substituir a formulação qualitativa adotada nos códigos. No Eurocódigo 2 [CEN (2010)] e no *fib Model Code* 2010 [fib (2013)], a abordagem não é inteiramente qualitativa, uma vez que em ambos são indicados alguns parâmetros quantificáveis para ajudar na classificação das superfícies: no primeiro, são dadas alturas mínimas e espaçamentos máximos de rugosidade para distinguir superfícies lisas de rugosas; e no segundo, indicam-se limites para um parâmetro de rugosidade a obter pelo *sand patch test* (que apresenta muitas limitações, conforme já exposto neste trabalho) de forma a distinguir as superfícies rugosas das muito rugosas e das lisas. No entanto, não existe uma expressão geral que relacione estas três variáveis: rugosidade, atrito e adesão.

Na Tabela 5.1 resume-se a classificação proposta por estes códigos com os respetivos coeficientes de atrito e de adesão.

Tabela 5.1 – Valores dos coeficientes que dependem da rugosidade da interface para interfaces sem conetores no *Model Code* (MC) e Eurocódigo 2 (EC2).

Tipo de superfície	Coeficiente de adesão c_a	Coeficiente de atrito μ
Muito lisa	0,025 (MC) 0,025 a 0,10 (EC2)	0,5
Lisa	0,20	0,6
Rugosa	0,40	0,7
Muito rugosa (MC) Indentada (EC2)	0,50	0,8 a 1,0 (MC) 0,9 (EC2)

Não se consegue extrair a relação entre a rugosidade das interfaces e a resistência ao corte longitudinal apenas com variação da rugosidade da interface em ensaios de corte inclinados, visto que entram em jogo duas variáveis simultaneamente: a tensão tangencial τ e a tensão normal σ . Tendo em conta que a força necessária para a rotura neste tipo de ensaios, para um dado tipo de interface, varia com o ângulo desta (como ilustrado na Figura 5.4), concebeu-se um programa de ensaios de corte inclinado (ver Tabela 5.2), com provetes com diversos tipos de interface (foram definidos 3 tipos) e com dois ângulos diferentes, para cada uma das rugosidades obtidas nesses tipos de interface.

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

Tabela 5.2 – Programa de ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

		Ângulo β	
		β_1	β_2
Rugosidade	R_1	$\beta_1 \cdot R_1$	$\beta_2 \cdot R_1$
	R_2	$\beta_1 \cdot R_2$	$\beta_2 \cdot R_2$
	R_3	$\beta_1 \cdot R_3$	$\beta_2 \cdot R_3$

A cada tipo de interface (R_1 , R_2 e R_3) corresponderá uma reta de rotura definida pelos respectivos coeficientes dependentes da rugosidade, c_a e μ , como ilustrado Figura 5.5, dada pela equação:

$$\tau = c_i + \mu_i \sigma, \text{ com } i = 1, 2, 3 \quad (5.3)$$

Garantindo que a rotura se dá sempre pela interface, as retas de rotura poderão ser obtidas pelos pares de valores de σ - τ resultantes dos ensaios para cada um dos ângulos β (β_1 e β_2).

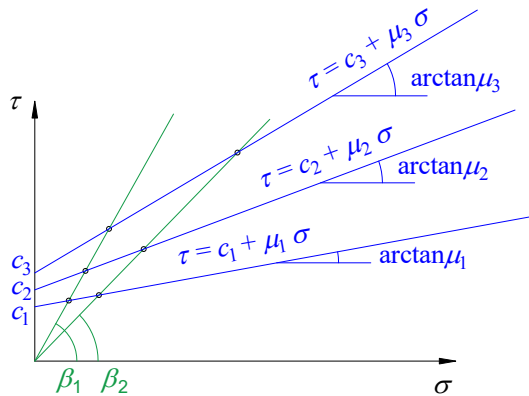


Figura 5.5 – Pares de valores σ - τ necessários para traçar as retas de rotura por corte longitudinal para diferentes tipos de interface.

Para cada uma das três interfaces, com uma dada rugosidade constante e traduzida por um parâmetro do perfil de rugosidade R_i ($i = 1$ a 3), obtém-se através dos ensaios um valor médio da força de rotura P para cada um dos dois ângulos β .

Através das expressões (2.88) e (2.89), determinam-se os pares de valores τ - σ para cada ângulo. A partir da equação geométrica correspondente à reta que passa nesses pontos, obtêm-se os valores de c_i e μ_i para a interface com rugosidade R_i . Estes podem ser calculados através das seguintes expressões, representadas graficamente na Figura 5.6:

$$\mu_i = \frac{\tau(\beta_2) - \tau(\beta_1)}{\sigma(\beta_2) - \sigma(\beta_1)} \quad (5.4)$$

$$c_i = \tau(\beta_2) - \mu_i \sigma(\beta_2) = \tau(\beta_1) - \mu_i \sigma(\beta_1) \quad (5.5)$$

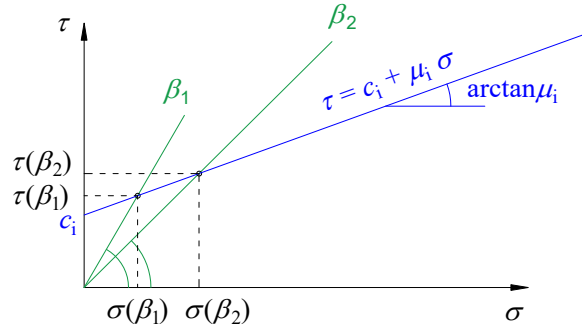


Figura 5.6 – Obtenção da reta de ruptura por corte longitudinal através de ensaios de corte inclinados com dois ângulos diferentes.

Deste modo, será possível obter o coeficiente de atrito μ e o coeficiente de adesão c_a ($c_a = c / f_{ct}$) correspondente a cada tipo de interface.

Com o objetivo de obter expressões que relacionem de forma quantitativa a rugosidade das interfaces (traduzido num dado parâmetro R do perfil de rugosidade) com os coeficientes dependentes da rugosidade c_a e μ (que entram na expressão de cálculo da resistência ao corte longitudinal), definiram-se três tipos de rugosidade de forma a poder traçar curva de regressão que passem pelos valores obtidos, conforme ilustrado na Figura 4.21, para os coeficientes de atrito, e na Figura 4.27, para os coeficientes de adesão.

5.4. Ensaios de corte inclinado com ângulo variável

Para concretizar os ensaios de corte inclinado de dois diferentes ângulos, foi tomada como referência a geometria proposta por alguns documentos que normalizam este tipo de ensaios, como a ASTM C882 (1999) ou a EN12615 [CEN (1999)]. Escolheram-se os ângulos $\alpha = 20^\circ$ e 30° , sendo α o ângulo entre a superfície da interface e a direção da força aplicada. O seu ângulo complementar $\beta = 90^\circ - \alpha$ tomará os valores 70° e 60° respetivamente. Foram executados provetes com dimensão $150 \times 150 \times 600 \text{ mm}^3$, de acordo com a geometria representada na Figura 5.7, e tomaram-se os seguintes tipos de tratamento de interface:

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

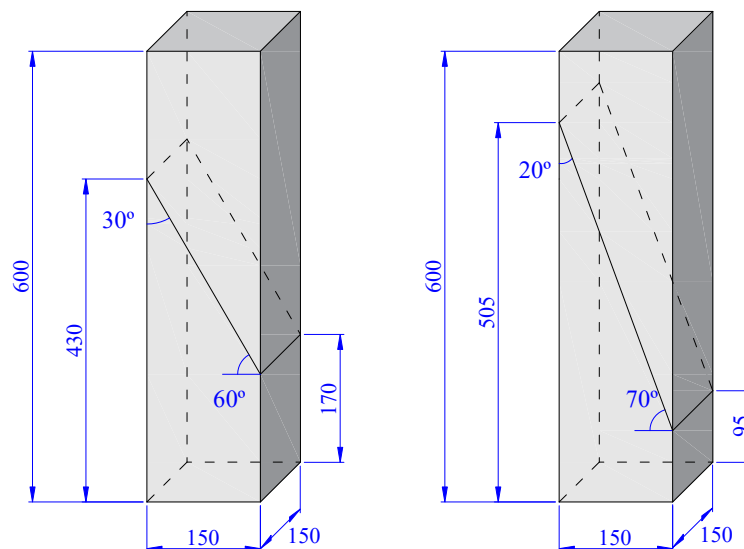


Figura 5.7 – Geometria e dimensões dos provetes de 30 e de 20° adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo (em mm).

- i. SL: superfície lisa. Com o fim de obter resultados representativos de baixos valores de resistência ao corte longitudinal, foram montadas cofragens metálicas, com chapas quinadas dispostas na inclinação pretendida para a interface, de modo a obter superfícies muito lisas por betonagem contra chapa metálica (Figura 5.8).



Figura 5.8 – Montagem dos perfis com superfície lisa (SL) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

- ii. SST: superfície sem tratamento. Foram montadas cofragens metálicas sobre apoios de modo a obter provetes com o ângulo da superfície pretendido (Figura 5.9). Depois de betonada a peça, apenas se alisou o betão com uma espátula, deixando a superfície sem mais tratamento (Figura 5.10). Este é o tipo de interface a que na literatura se dá o nome de *left-as-cast*. Procurou-se, deste modo, obter um tipo de rugosidade tal que os valores obtidos para a carga de rotura respetiva sejam intermédios relativamente aos outros dois tipos de interface.

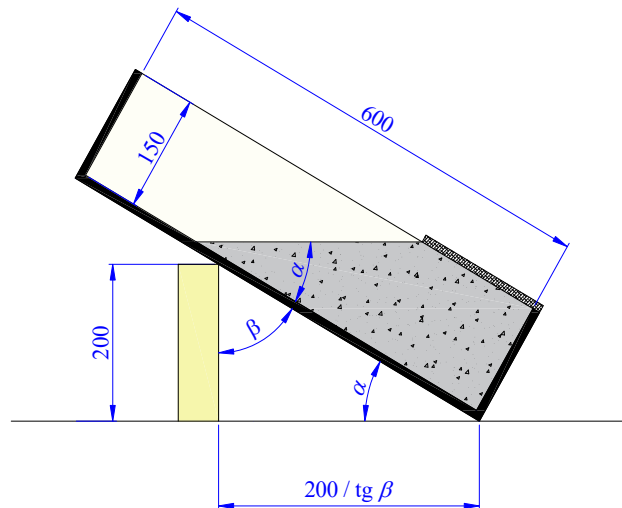


Figura 5.9 – Esquema de montagem dos perfis com superfície lisa (SL) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo (em mm).



Figura 5.10 – Montagem dos perfis com superfície sem tratamento (SST) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

- iii. SRP: superfície rugosa obtida com retardador de presa. Para se atingirem valores da tensão de rotura por corte longitudinal claramente superiores aos anteriores, mas que não fossem tão elevados que ultrapassassem os valores de resistência à rotura do provete por compressão, procurou-se um método de obter superfícies com pequena rugosidade, relativamente uniforme, e cuja execução fosse expedita e não acarretasse fenómenos de microfendilhação. O método escolhido foi o da aplicação de um retardador de presa próprio para aplicação nas superfícies de betão acabadas de betonar (Figura 5.11).

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface



Figura 5.11 – Montagem dos perfis com superfície rugosa com retardador de presa (SRP) para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

O processo de aplicação do retardador de presa foi semelhante ao descrito em 4.2.2 para as superfícies do tipo SRP da série de ensaios SS2, com a diferença de se ter recorrido a um produto químico (*Priti Vert*, fornecido pela Labo Portugal S.A) concebido para aplicação direta sobre a superfície do betão fresco, e não na cofragem. Passadas 24 h desde a aplicação do produto nas superfícies, consegue-se obter a rugosidade pretendida através de uma simples passagem de escovas com escorrimento de água, com a qual os componentes mais finos do betão da superfície são removidos, deixando parcialmente expostos e salientes alguns agregados.

O betão foi executado no local com recurso a uma misturadora de eixo vertical com capacidade de 100 litros e tomou-se a mesma composição adotada nos ensaios do projeto *Super-Skin*. Foi efetuado cuidadosamente o doseamento das constituintes do betão por pesagem em balança digital, de modo a usar as quantidades indicadas na Tabela 5.3:

Tabela 5.3 – Composição do betão utilizado nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Constituintes	[kg/m ³]
Cimento II 32.5 R	320
Areia fina (0-2 mm)	421
Areia média (0-4 mm)	181
Bago granítico (0-5 mm)	369
Brita granítica (5-15 mm)	861
Água	174
Adjuvante (super plastificante)	1,6

Para prever os valores que seriam atingidos nos ensaios, foram feitos cálculos preliminares tomando como tensão resistente para rotura à tração do betão o valor 40 MPa e um valor de 3 MPa para a tensão de rotura à tração, tendo por base as resistências obtidas nos ensaios anteriores.

Para cada um dos dois ângulos definidos, foram executados e ensaiados quatro provetes com superfície lisa, três com superfície sem tratamento e três com superfície tratada com retardador de presa. Na Tabela 5.4 apresenta-se o plano dos ensaios.

Tabela 5.4 – Programa de ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

		Ângulo β	
		$\beta_1 = 70^\circ$ ($\alpha_1 = 20^\circ$)	$\beta_2 = 60^\circ$ ($\alpha_2 = 30^\circ$)
Rugosidade	R_1 : SL superfície lisa	A20-SL (4 ensaios)	A30-SL (4 ensaios)
	R_2 : SST superfície sem tratamento	A20-SST (3 ensaios)	A30-SST (3 ensaios)
	R_3 : SRP superfície com retardador de presa	A20-SRP (3 ensaios)	A30-SRP (3 ensaios)

A execução dos provetes foi realizada no Laboratório Estruturas do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra, em quatro fases distintas, em cada uma das quais se utilizou um doseamento idêntico para as componentes do betão. De cada uma das quatro amassaduras retiraram-se provetes cúbicos com 150 mm de lado, para ensaio à compressão, e provetes prismáticos com 200 mm de altura e 100 mm de lado, para ensaios à tração por compressão diametral, de modo a garantir um adequado controlo do betão. Nas duas primeiras betonagens foram executadas as metades de cada um dos provetes de 20° e 30° . Passados 56 dias realizaram-se mais duas betonagens para a execução das outras metades dos provetes, betonadas sobre as respetivas superfícies. Cada uma das betonagens foi precedida de um processo para preparação dos moldes, limpeza, aplicação de óleo descofrante e pesagem rigorosa das diversas componentes das amassaduras. 24 horas depois das betonagens, as superfícies foram tratadas de acordo com os procedimentos descritos para cada tipo de interface.

Imediatamente antes das betonagens das segundas metades dos provetes, foram realizadas leituras com recurso ao rugosímetro laser 2D (Figura 5.12). Fizeram-se duas leituras para cada um dos três tipos de superfície (SL, SST e SRP), escolhendo-se um meio provete de 20° e outro de 30° para cada tipo. O sensor laser utilizado tem um alcance entre os 30 e os 130 mm e uma resolução de 60 μm . Para cada uma das medições realizaram-se dez leituras ao longo de 200 mm de comprimento. Procurou-se que as dez leituras fossem espaçadas de aproximadamente 15 mm, de forma a percorrer toda a superfície das interfaces sobre as quais imediatamente depois seriam feitas as betonagens das novas camadas.

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

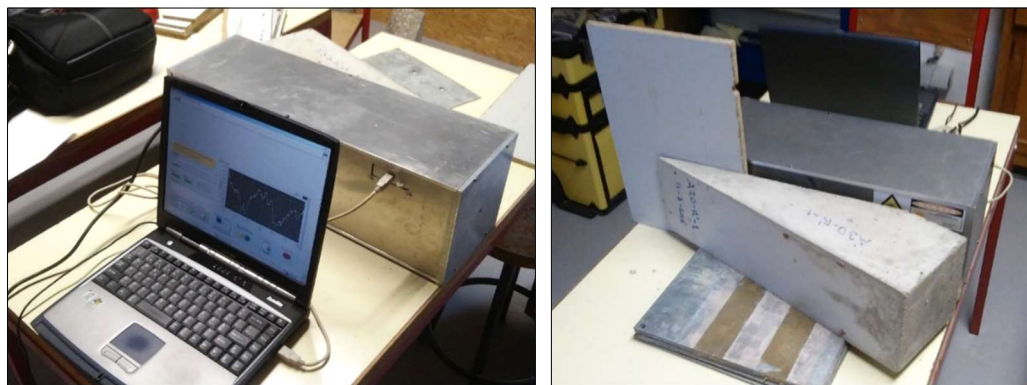


Figura 5.12 – Aquisição dos perfis de rugosidades através do rugosímetro laser 2D.

Os ensaios de corte inclinado foram realizados numa prensa hidráulica AMSLER 500D74, com capacidade de 500 tf à compressão, existente no Laboratório Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da FCTUC. A velocidade de aplicação da carga foi de 0,01 mm/s. Cada um dos provetes foi colocado na prensa devidamente centrado e verticalmente posicionado. Foram feitas as leituras da força e do deslocamento ao longo de cada ensaio com recurso a *software* apropriado.

Todos os ensaios desenvolveram-se como esperado, tendo-se obtido roturas frágeis e instantâneas. Tal como pretendido, as rugosidades selecionadas permitiram evitar roturas coesivas, apesar de não se ter recorrido à introdução de armaduras no interior de cada uma das camadas. Pode-se considerar que todas as roturas se deram pela interface, o que leva, numa primeira análise, a considerar que as roturas obtidas foram do tipo adesivo. No caso dos provetes do tipo SL (superfície lisa) e SST (superfície sem tratamento), em que rugosidade é menor, isto foi mais evidente, pois as superfícies de rotura coincidiram em grande parte com a interface. Já nos ensaios do tipo SRP (superfície com tratamento com retardador de presa), a superfície de rotura só em parte coincide com a interface, embora se desenvolva de uma forma irregular ao longo dessa mesma interface.

5.5. Análise dos resultados

Na Tabela 5.5 apresentam-se os dados relativos aos ensaios de compressão dos cubos retirados de cada amassadura, que foram realizados de acordo com a NP EN 12930-3 [IPQ (2003)]. Nesta tabela figuram os valores da tensão de rotura à tração calculados a partir das tensões de rotura à compressão por meio das fórmulas do Eurocódigo 2 [CEN (2010)] e do *fib Model Code 2010* [fib (2013)], apresentadas no capítulo anterior (expressões (4.1) a (4.3)).

Tabela 5.5 – Tensões de rotura à compressão em cubos retirados de cada uma das amassaduras dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e correspondente tensão de rotura à tração.

Amassadura do betão	Idade à data dos ensaios [dias]	Tensão de rotura à compressão			Tensão de rotura à tração	
		$f_{c,cube}$ [MPa]	Média $f_{cm,cube}$ [MPa]	Desvio padrão [MPa]	Coef. de variação [%]	f_{ctm} [MPa]
Amassadura AB1	111	44,26	43,69	0,64	1,46%	2,80
	111	43,00				
	111	43,81				
Amassadura AB2	106	42,45	41,34	1,19	2,89%	2,68
	106	40,08				
	106	41,48				
Amassadura AB3	50	43,43	42,55	1,95	4,59%	2,74
	50	40,31				
	50	43,90				
Amassadura AB4	48	44,03	43,79	0,37	0,84%	2,81
	48	43,97				
	48	43,36				

Na Tabela 5.6 apresentam-se os resultados dos ensaios de tração por compressão diametral sobre os provetes prismáticos retirados de cada amassadura. Para a determinação destas tensões utilizou-se a seguinte expressão:

$$f_{ctm} = \frac{\alpha_{sp}}{1,10} \frac{2F_{sp}}{\pi L_1 L_2} \quad (5.6)$$

sendo:

α_{sp} – um fator de conversão que relaciona a resistência à tração por compressão diametral com a resistência à tração uniaxial;

F_{sp} – a força de rotura dos provetes prismáticos submetidos a compressão diametral;

L_1 – o comprimento da linha de contacto do provete em que a carga é aplicada;

L_2 – a dimensão transversal ao longo da qual se forma a superfície de rotura por tração.

A expressão (5.6) resulta da aplicação do preconizado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] e pelo Eurocódigo 2 [CEN (2010)] e da aplicação da EN 12390-6 [IPQ (2011b)] para ensaios de resistência à tração por compressão de provetes. Nesta expressão foi introduzido o valor de 1,10 no denominador para ter em conta o indicado no Anexo A da EN 12390-6, segundo a qual o resultado obtido em ensaios com provetes prismáticos é aproximadamente 10% mais elevado do que o obtido com provetes cilíndricos. Foi tomado para α_{sp} o valor indicado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)]: $\alpha_{sp} = 1,0$.

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

Tabela 5.6 – Tensões de rotura à tração em prismas retirados de cada uma das amassaduras dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Amassadura do betão	Idade à data dos ensaios [dias]	Carga de rotura dos prismas submetidos a compressão diametral				Tensão de rotura à tração
		F_{sp} [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	f_{ctm} [MPa]
Amassadura AB1	117	53,7	53,7	1,0	1,77%	3,11
	117	52,8				
	117	54,7				
Amassadura AB2	112	50,1	48,2	1,7	3,45%	2,79
	112	47,5				
	112	47,0				
Amassadura AB3	56	50,3	49,8	0,4	0,84%	2,88
	56	49,7				
	56	49,5				
Amassadura AB4	54	45,2	47,4	2,8	6,02%	2,74
	54	46,3				
	54	50,6				

Constata-se que os valores da resistência à tração obtidos através dos ensaios de compressão diametral com os provetes prismáticos são muito próximos dos deduzidos a partir dos ensaios de compressão em cubos.

Na Tabela 5.7 apresentam-se os valores obtidos em cada um dos ensaios de corte inclinado. Dois dos ensaios foram retirados da análise: o ensaio A20-SL-3 por apresentar resultados muito díspares em relação aos da sua série (92 kN, para valores médios de 306 kN), eventualmente por algum defeito na execução do provete; e o ensaio A20-SRP-2, por não terem ficado gravadas as respetivas medições. No entanto, através de registos manuscritos tomados durante o ensaio, constatou-se que os valores obtidos neste último foram muito próximos dos restantes da mesma série.

Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Ensaio	Tipo de Interface	β	Amassadura do betão		Resistência do betão	Carga de rotura	Tensão na rotura adimensional
			camada substrato	camada adicionada	f_{ct} [MPa]	P [kN]	f' []
A20-SL - 1	SL	70°	AB1	AB4	2,74	253,3	4,11
A20-SL - 2					2,74	315,8	5,12
A20-SL - 4					2,88	350,6	5,40
A30-SL - 1		60°	AB2	AB4	2,74	272,2	4,41
A30-SL - 2					2,74	348,1	5,64
A30-SL - 3					2,79	281,8	4,49
A30-SL - 4					2,79	393,4	6,27
A20-SST - 1	SST	70°	AB2	AB4	2,74	193,4	3,14
A20-SST - 2					2,79	180,2	2,87
A20-SST - 3					2,79	157,7	2,51
A30-SST - 1		60°		AB4	2,74	272,2	4,41
A30-SST - 2					2,79	227,0	3,62
A30-SST - 3					2,79	290,3	4,62
A20-SRP - 1	SRP	70°	AB1	AB4	2,74	638,0	10,34
A20-SRP - 2					2,88	631,5	9,73
A30-SRP - 1		60°	AB2	AB4	2,74	589,1	9,55
A30-SRP - 2					2,79	626,0	9,97
A30-SRP - 3					2,74	644,6	10,45

Para permitir uma adequada utilização e comparação dos dados, determinaram-se os valores adimensionais das tensões de rotura. Estes valores adimensionais, f' , resultam das tensões médias, f , calculadas pela expressão (2.86), divididas pelo valor da respetiva tensão resistente do betão à tração da camada mais fraca do provete ensaiado, f_{ct} , pois este será o que condiciona a rotura:

$$f' = \frac{f}{f_{ct}} = \frac{P}{a.b.f_{ct}} \quad (5.7)$$

$$f_{ct} = \min \{ f_{ctm,sub}; f_{ctm,ad} \} \quad (5.8)$$

sendo:

$f_{ctm,sub}$ – tensão de rotura à tração do betão da camada de substrato (valor médio);

$f_{ctm,ad}$ – tensão de rotura à tração do betão da camada adicionada (valor médio);

P – carga de rotura do ensaio;

a, b = 150 mm: largura e profundidade da secção do provete.

Cada uma destas tensões é decomposta num par de tensões adimensionais σ' - τ' , de acordo com as expressões (2.88) e (2.89), divididas por f_{ct} , de onde se obtêm os valores da Tabela 5.8.

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

Tabela 5.8 – Valores adimensionais das tensões obtidas nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Ensaio	Tipo de Interface	β	Tensão na rotura adimensional	Tensão na interface adimensional	Tensão de corte adimensional	Tensão normal adimensional
			$f' = f/f_{ct}$ []	$f_i' = f' \cos \beta$ []	$\tau' = f' \sin \beta \cos \beta$ []	$\sigma' = f' \cos^2 \beta$ []
A20-SL - 1	SL	70°	4,11	1,40	1,32	0,48
A20-SL - 2			5,12	1,75	1,65	0,60
A20-SL - 4			5,40	1,85	1,74	0,63
A30-SL - 1		60°	4,41	2,21	1,91	1,10
A30-SL - 2			5,64	2,82	2,44	1,41
A30-SL - 3			4,49	2,24	1,94	1,12
A30-SL - 4			6,27	3,13	2,71	1,57
A20-SST - 1	SST	70°	3,14	1,07	1,01	0,37
A20-SST - 2			2,87	0,98	0,92	0,34
A20-SST - 3			2,51	0,86	0,81	0,29
A30-SST - 1		60°	4,41	2,21	1,91	1,10
A30-SST - 2			3,62	1,81	1,57	0,90
A30-SST - 3			4,62	2,31	2,00	1,16
A20-SRP - 1	SRP	70°	10,34	3,54	3,32	1,21
A20-SRP - 2			9,73	3,33	3,13	1,14
A30-SRP - 1		60°	9,55	4,78	4,14	2,39
A30-SRP - 2			9,97	4,99	4,32	2,49
A30-SRP - 3			10,45	5,22	4,52	2,61

De modo a definir as retas que representam a rotura para cada tipo de interface, de acordo com o esquema ilustrado na Figura 5.6, e seguindo a metodologia apresentada anteriormente, determinaram-se os valores médios para cada tipo de provete (por ângulo e tipo de interface) que definem a equação das respetivas linhas de rotura.

Na Tabela 5.9 apresentam-se os dados relativos às tensões tangenciais e às tensões normais obtidas.

Tabela 5.9 – Tensões médias (tangenciais e normais) adimensionais para cada grupo dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Tipo de Interface	β	$\tau' = f' \sin \beta \cos \beta$				$\sigma' = f' \cos^2 \beta$			
		τ' []	Média []	Desvio padrão []	Coef. de variação [%]	σ' []	Média []	Desvio padrão []	Coef. de variação [%]
SL	70°	1,32	$\tau(\beta_1) = 1,57$	0,22	14,0%	0,48	$\sigma(\beta_1) = 0,57$	0,08	14,0%
		1,65				0,60			
		1,74				0,63			
	60°	1,91	$\tau(\beta_2) = 2,25$	0,39	17,4%	1,10	$\sigma(\beta_2) = 1,30$	0,23	17,4%
		2,44				1,41			
		1,94				1,12			
		2,71				1,57			
SST	70°	1,01	$\tau(\beta_1) = 0,91$	0,10	11,0%	0,37	$\sigma(\beta_1) = 0,33$	0,04	11,0%
		0,92				0,34			
		0,81				0,29			
	60°	1,91	$\tau(\beta_2) = 1,83$	0,23	12,6%	1,10	$\sigma(\beta_2) = 1,05$	0,13	12,6%
		1,57				0,90			
		2,00				1,16			
SRP	70°	3,32	$\tau(\beta_1) = 3,23$	0,14	4,3%	1,21	$\sigma(\beta_1) = 1,17$	0,05	4,3%
		3,13				1,14			
	60°	4,14	$\tau(\beta_2) = 4,33$	0,19	4,5%	2,39	$\sigma(\beta_2) = 2,50$	0,11	4,5%
		4,32				2,49			
		4,52				2,61			

Aplicando as expressões (5.4) e (5.5) aos valores anteriores, obtiveram-se os coeficientes de adesão e de atrito, para cada tipo de interface, cujos resultados se encontram na Tabela 5.10:

Tabela 5.10 – Coeficientes de adesão e de atrito obtidos para cada tipo de interface dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

	$c_a = c / f_{ct}$ []		μ []	
SL	$c_{a,SL}$	0,90	μ_{SL}	1,07
SST	$c_{a,SST}$	0,48	μ_{SST}	1,29
SRP	$c_{a,SRP}$	2,22	μ_{SRP}	0,84

A Figura 5.13 apresenta um panorama geral dos resultados, encontrando-se sobrepostas diversas informações: valores σ - τ , obtidos em cada um dos ensaios, o correspondente valor médio, para cada grupo de ensaios, e as respectivas retas de rotura para os três tipos de interface, construídas a partir dos pares de resultados dos dois ângulos utilizados na interface. Este gráfico corresponde ao esquema ilustrado na Figura 5.5 aplicado aos resultados obtidos. Observa-se como efetivamente a interface de maior rugosidade (do tipo SRP) apresenta uma linha de rotura acima das restantes, mas a sua inclinação (correspondente ao coeficiente de atrito μ_{SRP}) é a mais pequena, ao contrário do que seria de esperar, uma vez que a rugosidade desta interface é claramente superior à das

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

restantes. Verifica-se também que, para baixos valores de compressão sobre a interface, as tensões tangenciais necessárias para se atingir a rotura chegam a ser mais elevadas para a superfície do tipo SL do que para o tipo SST, precisamente ao contrário do que seria expetável.

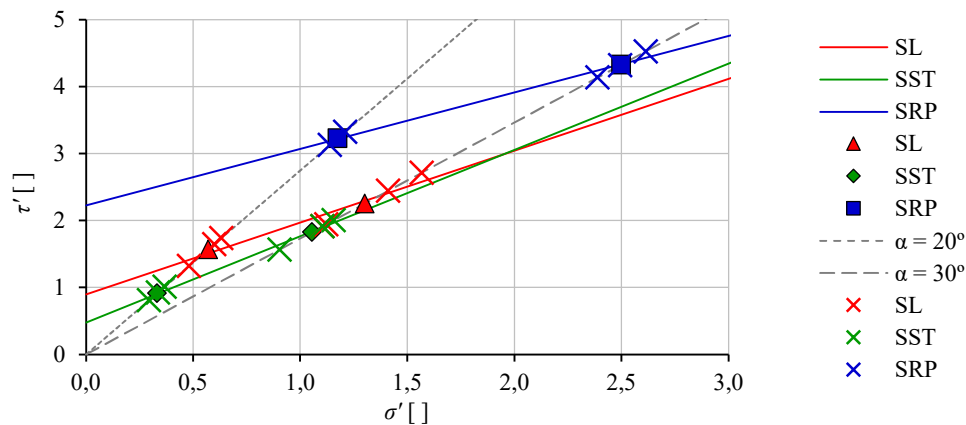


Figura 5.13 – Resultados dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo: pares σ - τ adimensionais obtidos, valores médios por tipo de ensaio e linhas de rotura definidas para cada tipo de interface.

Torna-se agora possível efetuar uma comparação entre os resultados obtidos e as linhas de rotura para os quatro casos previstos no *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)]. Na Figura 5.14 estão representadas as correspondentes linhas de rotura. Verifica-se que, em geral, os valores propostos por este código se encontram sempre abaixo dos resultados obtidos.

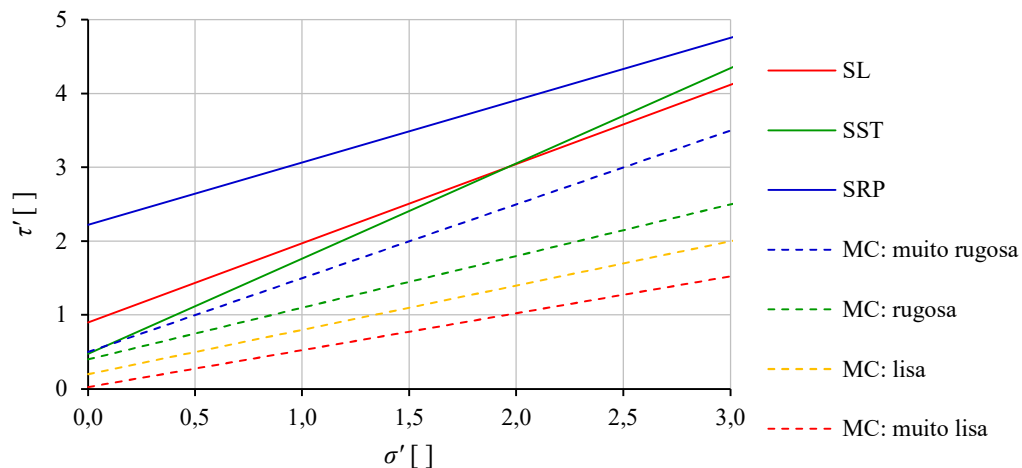


Figura 5.14 – Linhas de rotura adimensionais definidas para cada tipo de interface adotada nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo comparadas com as propostas pelo *Model Code*.

A partir das leituras efetuadas com o rugosímetro laser sobre os vários tipos de interface, obtiveram-se os respetivos perfis de rugosidade. A Figura 5.15 apresenta a sobreposição de três perfis medidos, representando cada um destes um exemplo característico de cada uma das três rugosidades analisadas. Fica patente, neste gráfico, como o perfil tipo SL apresenta picos e vales

com uma dimensão claramente inferior aos outros dois tipos de rugosidade, como se pretendia. Também é notório que o perfil tipo SRP apresenta uma maior rugosidade, comprovando-se, deste modo, que a escolha e a execução dos tratamentos das superfícies deram origem aos tipos de perfil pretendidos.

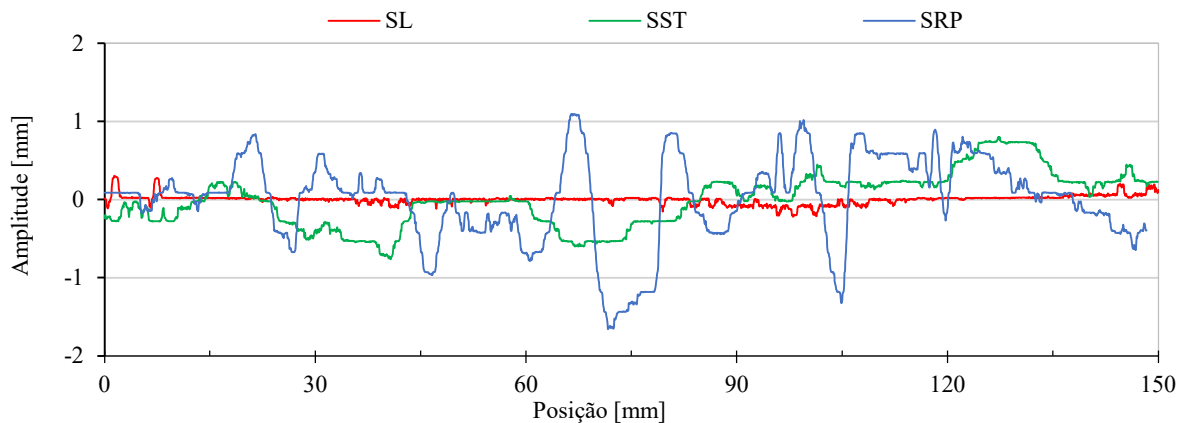


Figura 5.15 – Sobreposição de perfis característicos obtidos em cada um dos 3 tipos de interface adotadas nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Com toda a informação retirada das leituras realizadas sobre os perfis, foi possível determinar os valores de cada um dos parâmetros de rugosidade. Da Tabela 5.11 à Tabela 5.13, apresentam-se os valores médios e respetivos coeficientes de variação para cada uma das seis superfícies em que foram efetuadas as leituras.

Tabela 5.11 – Parâmetros de rugosidade obtidos em perfis do tipo SL adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	A20-SL			A30-SL		
		Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
Parâmetros por extremos	R_p	1,874	0,910	48,5%	1,856	1,395	75,1%
	R_v	0,449	0,301	67,1%	0,568	0,167	29,4%
	R_y	2,322	0,921	39,7%	2,424	1,492	61,6%
Parâmetros por médias	R_a	0,231	0,072	31,1%	0,248	0,056	22,5%
	R_q	0,377	0,073	19,3%	0,354	0,105	29,8%
	R_z	2,257	0,889	39,4%	2,388	1,465	61,3%
Parâmetros por segmentos	R_{pm}	0,665	0,352	53,0%	0,573	0,381	66,4%
	R_{vm}	0,204	0,099	48,2%	0,276	0,097	35,2%
	R_{zm}	0,869	0,302	34,7%	0,849	0,440	51,8%
	R_{max}	2,058	0,857	41,6%	2,305	1,465	63,5%

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

Tabela 5.12 – Parâmetros de rugosidade obtidos em perfis do tipo SST adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	A20-SST			A30-SST		
		Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	0,860	0,229	26,7%	1,246	0,299	24,0%
	R_v	0,793	0,244	30,8%	1,416	0,402	28,4%
	R_y	1,652	0,281	17,0%	2,661	0,509	19,1%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	0,316	0,046	14,4%	0,502	0,085	16,9%
	R_q	0,390	0,062	15,9%	0,611	0,099	16,1%
	R_z	1,646	0,276	16,8%	2,607	0,464	17,8%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	0,465	0,133	28,7%	0,729	0,177	24,3%
	R_{vm}	0,401	0,165	41,2%	0,783	0,167	21,3%
	R_{zm}	0,865	0,133	15,4%	1,512	0,288	19,0%
	R_{max}	1,169	0,075	6,4%	2,383	0,491	20,6%

Tabela 5.13 – Parâmetros de rugosidade obtidos em perfis do tipo SRP adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Grupo de parâmetros	Parâmetros de rugosidade	A20-SRP			A30-SRP		
		Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
<i>Parâmetros por extremos</i>	R_p	1,312	0,300	22,9%	1,707	0,299	17,5%
	R_v	1,620	0,402	24,8%	1,864	0,252	13,5%
	R_y	2,932	0,582	19,9%	3,571	0,449	12,6%
<i>Parâmetros por médias</i>	R_a	0,473	0,096	20,3%	0,527	0,122	23,1%
	R_q	0,610	0,085	14,0%	0,678	0,118	17,4%
	R_z	2,929	0,584	20,0%	3,552	0,442	12,4%
<i>Parâmetros por segmentos</i>	R_{pm}	0,891	0,142	15,9%	0,981	0,133	13,6%
	R_{vm}	1,043	0,220	21,1%	1,152	0,164	14,2%
	R_{zm}	1,933	0,312	16,2%	2,133	0,254	11,9%
	R_{max}	2,602	0,514	19,8%	3,145	0,395	12,5%

Da Figura 5.16 à Figura 5.18 representam-se os resultados obtidos agrupados segundo três diferentes conjuntos de parâmetros de rugosidade, de acordo com a separação referida nos capítulos anteriores: parâmetros obtidos a partir de valores extremos, parâmetros obtidos por determinação de valores médios sem divisão por segmentos e parâmetros obtidos a partir de segmentos separados. Para melhor ilustrar a influência do tipo de interface em cada um dos parâmetros, foram ajustadas as escalas da rugosidade conforme o respetivo valor máximo.

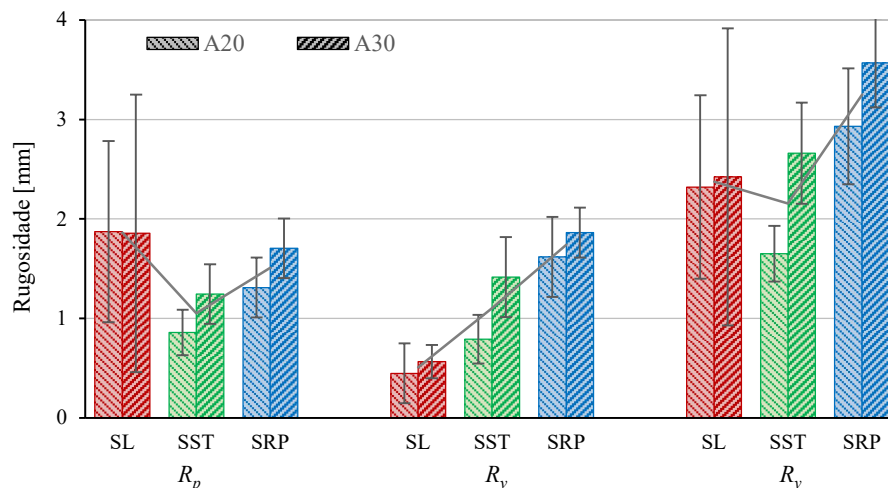


Figura 5.16 – Valores obtidos e respectivos desvios-padrão para o 1º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por extremos) em cada um dos tipos de interface nos ensaios das séries A20 e A30.

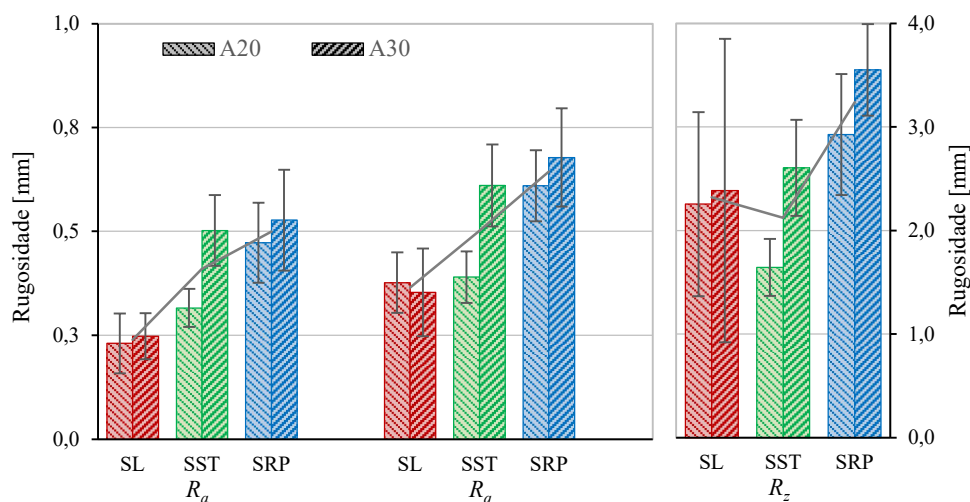


Figura 5.17 – Valores obtidos e respectivos desvios-padrão para o 2º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por médias) em cada um dos tipos de interface nos ensaios das séries A20 e A30.

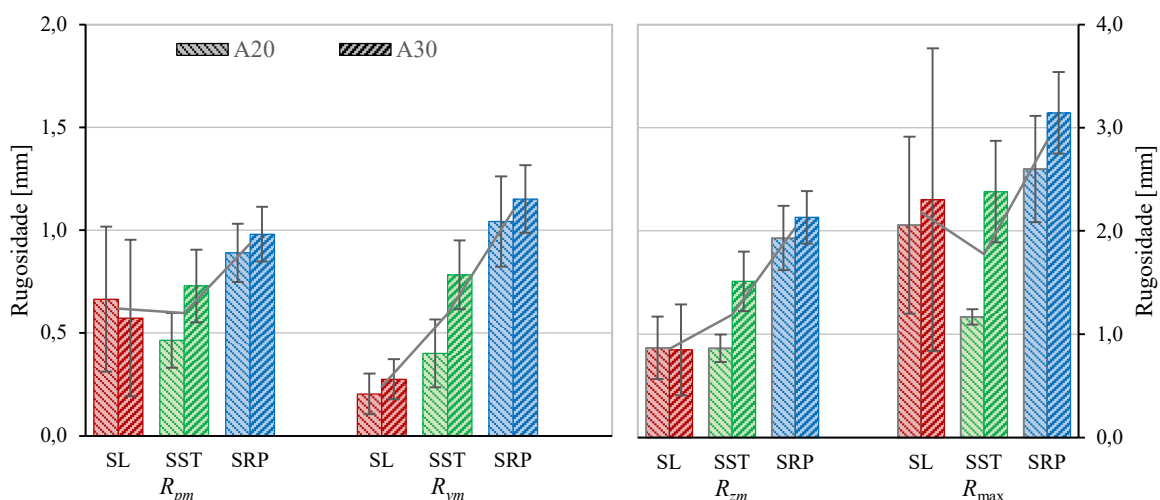


Figura 5.18 – Valores obtidos e respectivos desvios-padrão para o 3º conjunto de parâmetros de rugosidade (parâmetros obtidos por segmentos) em cada um dos tipos de interface nos ensaios das séries A20 e A30.

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

Embora nesta análise sejam comparados apenas três tipos de interface, várias das observações feitas relativamente aos parâmetros obtidos na série SS2 (expostos em 4.2.2) são válidas para estes resultados. Concretamente, observa-se que também aqui nem todos os parâmetros seguem uma tendência igual. Verifica-se que os parâmetros R_p , R_y , R_z e $R_{\max}$ têm um comportamento diferente dos outros: ao contrário do que ocorre com os restantes, nestes parâmetros destacam-se mais os valores obtidos para o tipo SL do que os obtidos para o tipo SST. Como se pode comprovar pela forma como os parâmetros de rugosidade são obtidos (confronte-se com o exposto em 3.2.4), estes parâmetros têm a particularidade de serem mais sensíveis do que os restantes à presença de singularidades isoladas, picos ou vales, no perfil (à exceção do parâmetro R_z), o que ocorre tipicamente em superfícies mais lisas.

Observa-se também que os diversos parâmetros de rugosidade obtidos para o tipo SST (superfície sem tratamento) apresentam uma diferença mais significativa entre os provetes de 20 e de 30 graus do que aquilo que se verifica para os outros tipos de superfície. Efetivamente, quanto menor a rugosidade, mais é de esperar que as superfícies sejam uniformes, o que se comprova para as superfícies lisas (SL), em que os valores obtidos para 20 e 30 graus são muito próximos. Mas é chamativo que esta falta de uniformidade seja mais elevada para o tipo SST que para o tipo SRP. Conclui-se assim que as interfaces sem tratamento, apesar de fornecerem rugosidades menores que as obtidas com recurso a retardador de presa, apresentam uma maior variação de superfície para superfície, dentro do mesmo conjunto.

Tendo quantificados, por um lado, os parâmetros que traduzem as rugosidades das interfaces e, por outro, os coeficientes μ e c_a que determinam a resistência ao corte longitudinal para cada uma destas interfaces, torna-se possível estabelecer uma relação entre uns e outros. Da Figura 5.19 à Figura 5.24 apresentam-se as relações entre os coeficientes μ e c_a (obtidos para cada um dos três tipos de interface) e os correspondentes parâmetros de rugosidade (valores médios obtidos anteriormente para cada uma dessas interfaces). Estes resultados encontram-se agrupados segundo os mesmos três diferentes conjuntos de rugosidade das análises anteriores.

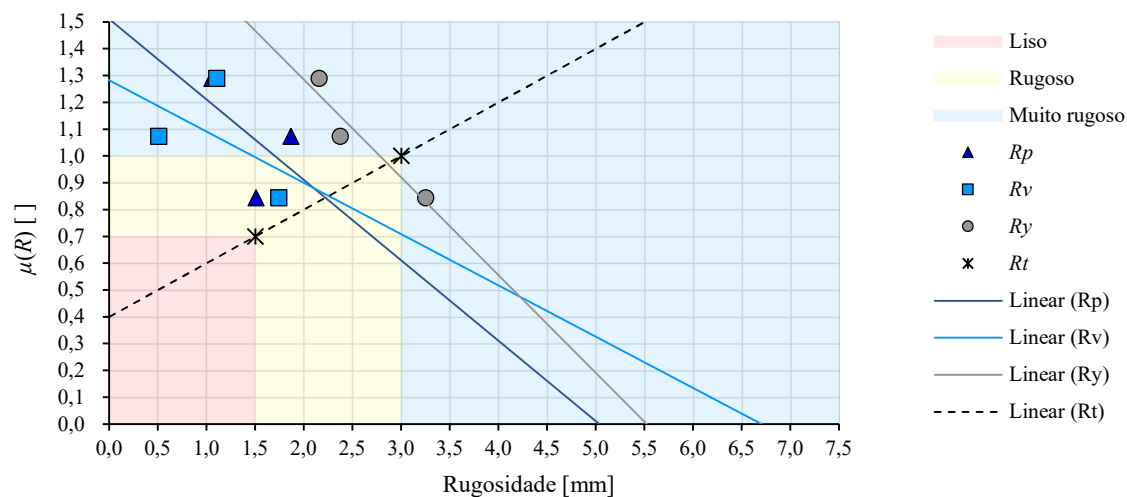


Figura 5.19 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).

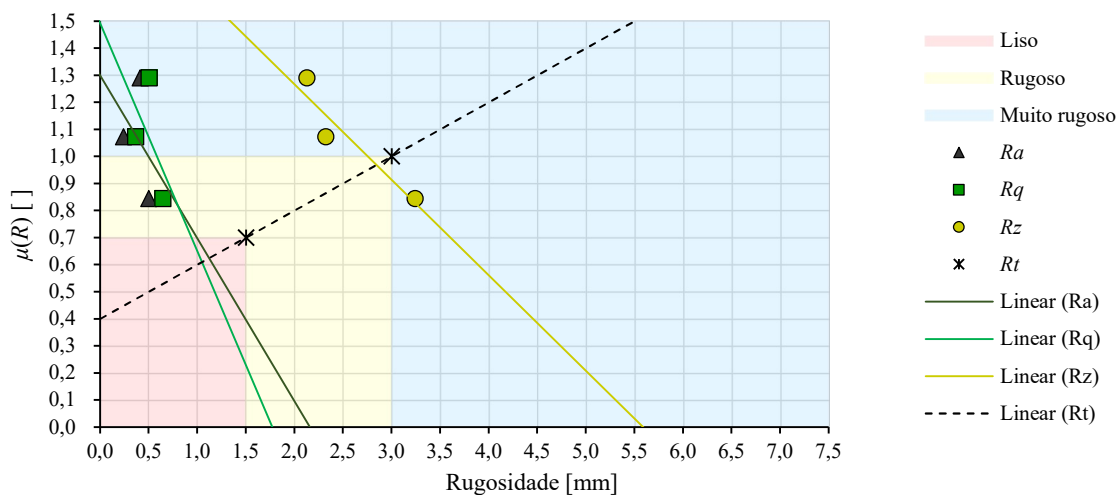


Figura 5.20 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).

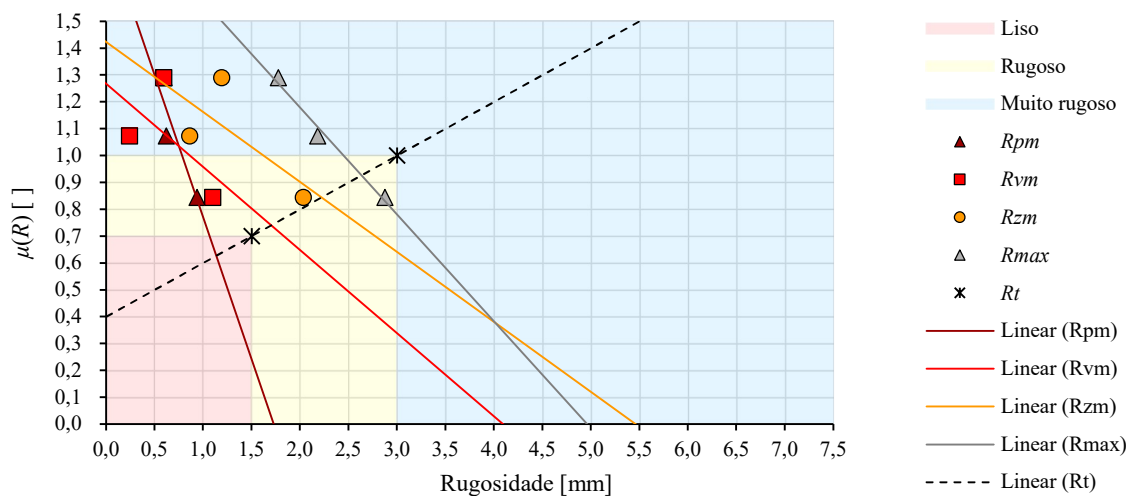


Figura 5.21 – Coeficientes de atrito μ obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

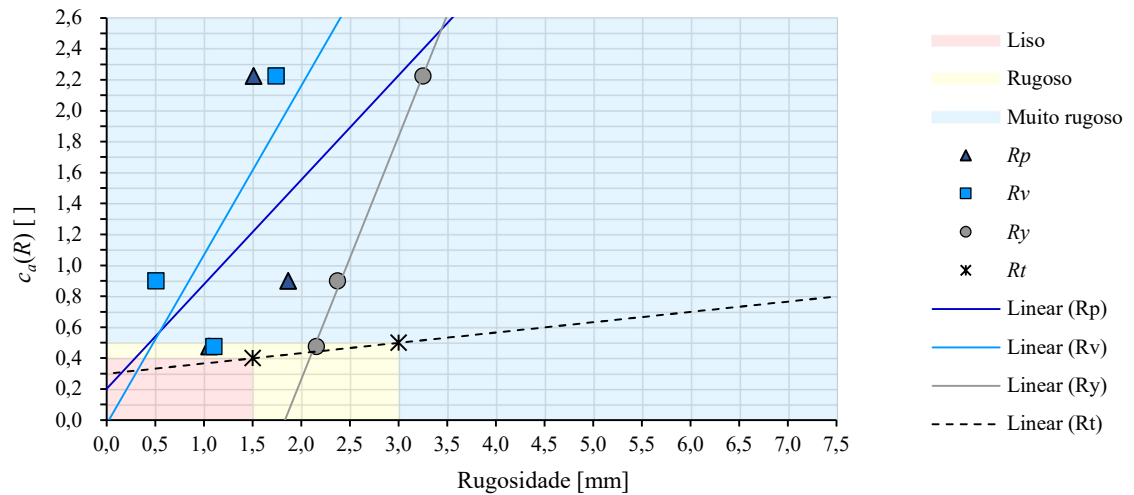


Figura 5.22 – Coeficientes de adesão c_a obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (primeiro conjunto: parâmetros obtidos por extremos).

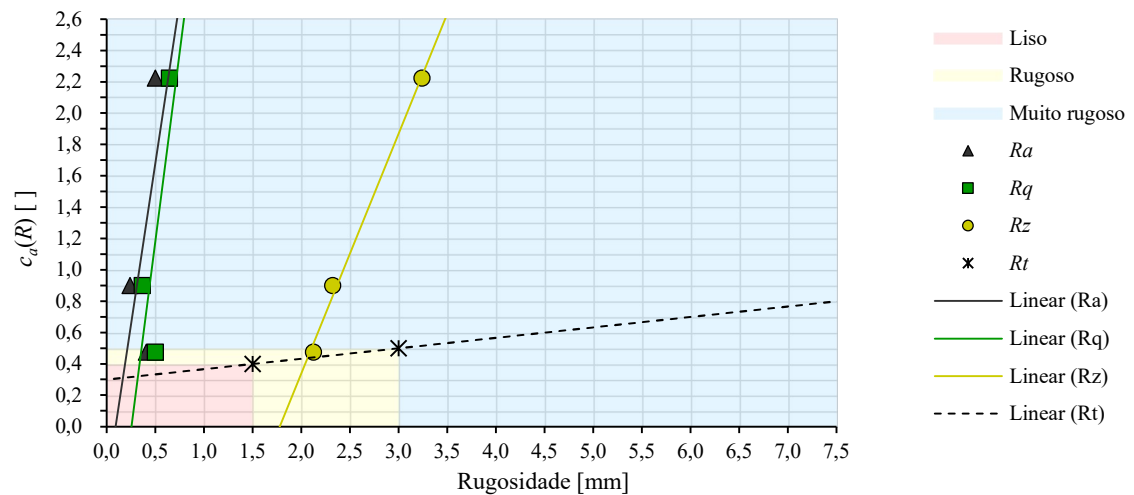


Figura 5.23 – Coeficientes de adesão c_a obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (segundo conjunto: parâmetros obtidos por médias).

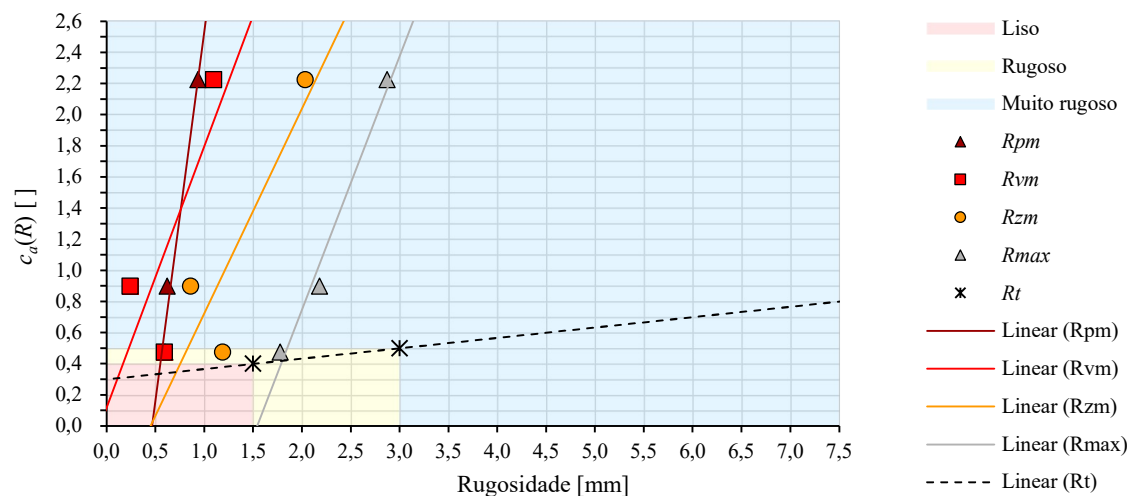


Figura 5.24 – Coeficientes de adesão c_a obtidos em função dos parâmetros de rugosidade (terceiro conjunto: parâmetros obtidos por segmentos).

Através das linhas de tendência, verifica-se que o coeficiente de atrito μ diminui consideravelmente com o aumento da rugosidade para praticamente todos os parâmetros tomados. Isto está em desacordo com as conclusões tiradas no estado de arte, bem como nos códigos. Para facilitar esta comparação dos resultados com o estado da arte, acrescentaram-se os valores e as respectivas linhas de tendência que corresponderiam aos parâmetros de profundidade média de rugosidade R_t do *sand patch test*, considerados nas tabelas para classificação das rugosidades do *fib Model Code 2010* [fib (2013)]. Mesmo intuitivamente não seria de esperar um resultado destes, pois a uma maior rugosidade corresponde um maior coeficiente de atrito. No entanto, o intervalo dos valores obtidos (entre 0,8 e 1,3) para o coeficiente de atrito μ está relativamente conforme com a intervalo esperado tomando em conta o Eurocódigo 2 [CEN (2010)] e o *fib Model Code 2010* [fib (2013)] para os tipos de interface adotados (entre 0,6 para superfícies lisas e 1,0 para superfícies muito rugosas com $f_{ck} > 35$ MPa).

Por outro lado, verifica-se que o crescimento da adesão, representada pela grandeza c_a , tem um aumento que acompanha a rugosidade. Quanto à ordem de grandeza nos valores obtidos, os coeficientes de adesão c_a encontram-se num intervalo (entre 0,44 e 1,94) consideravelmente superior aos indicados nos referidos códigos (de 0,2 para superfícies lisas a 0,5 a para muito rugosas).

5.6. Síntese das conclusões

- i. Foi apresentado um método para caracterizar o comportamento de diferentes tipos de interface, recorrendo a ensaios de corte inclinado com variação do ângulo da interface, combinado com leituras de perfis de rugosidade;
- ii. Como balanço final deste conjunto de ensaios efetuado, pode-se considerar que a metodologia proposta permite relacionar quantitativamente o fator mais decisivo na resistência ao corte longitudinal – a rugosidade –, com os coeficientes usados no cálculo desta resistência: coeficiente de atrito e coeficiente de adesão;
- iii. Apesar da metodologia estar apoiada em bases teóricas coerentes, os resultados obtidos neste primeiro conjunto de ensaios permitem tirar conclusões limitadas. No entanto, foi possível aferir a viabilidade do método proposto. A escolha dos ângulos a utilizar nos ensaios, assim como a escolha dos tipos de interface adotados correspondeu com sucesso

Rugosidade: caracterização por variação do ângulo da interface

ao pretendido, uma vez que os resultados demonstram uma clara variação em função destes parâmetros;

- iv. As relações obtidas entre os parâmetros e os respectivos coeficientes dependentes da rugosidade são de difícil interpretação face aos conhecimentos existentes. De facto, parecem indicar que não basta ter em conta a amplitude dos parâmetros que traduzem o perfil de rugosidade, uma vez que o tipo de tratamento aplicado terá igualmente influência no comportamento das interfaces ao corte longitudinal. Esta mesma conclusão foi tirada com base nos resultados dos ensaios apresentados no capítulo anterior;
- v. Será necessário efetuar um conjunto de ensaios mais vasto para melhor compreender a variação presente nos resultados deste tipo de ensaios. Nomeadamente, para alcançar o objetivo de propor uma fórmula quantitativa abrangente e fiável da relação entre a rugosidade e a resistência ao corte longitudinal, requer-se um programa experimental com um maior leque de rugosidades medidas e de tipos de tratamento aplicados.

CAPÍTULO 6

ARMADURAS NA INTERFACE: CONCEÇÃO DO NOVO *HIPERCONNECTOR*

6.1. Introdução

Neste capítulo é descrito o trabalho realizado no âmbito do projeto de investigação financiado pela Agência Nacional de Inovação, com a referência 38829, intitulado “*HiPerConnector – High Performance Connectors for Concrete Overlays*”, realizado com o objetivo de desenvolver um novo conetor para interfaces betão-betão, com um desempenho não inferior ao dos conectores existentes no mercado, mas com um preço significativamente mais baixo. Este projeto abrangeu uma componente experimental [Martins, Duarte, Raposo *et al.* (2015)] e uma componente de simulação numérica [Duarte, Martins, Raposo *et al.* (2015)]. O resultado do projeto foi um conetor metálico ao qual se atribuiu o acrónimo “HiPerConnector” e que resulta da otimização de uma série de parâmetros intervenientes na resistência da interface betão-betão. Foi tomado como referência aquele que é considerado o “estado da arte” em termos comerciais e que tem vindo a ser aplicado em reparação e reforço de tabuleiros de pontes e túneis de betão: o conetor Hilti HCC-B.

O planeamento dos ensaios foi elaborado de modo a recolher dados que permitissem escolher, de entre três possíveis, o processo de fabrico mais adequado, tendo em conta o custo do processo de produção e os resultados obtidos em diferentes séries de ensaios experimentais, isolando cada um dos esforços a que os conectores ficam submetido em ligações entre camadas de betão. A partir dos resultados dos ensaios foi feita a escolha e configuração da geometria do novo HiPerConnector.

Posteriormente, foram realizados ensaios de corte longitudinal em laje para diversas rugosidades de interface, simulando o comportamento numa situação real e comparando o comportamento do novo conector concebido com o conector Hilti HCC-B. Finalmente realizaram-se ensaios cíclicos de corte longitudinal em laje para o estudo do efeito de fadiga nos conectores.

6.2. Conector Hilti HCC-B

O conector Hilti HCC-B é um tipo de elemento de ligação para camadas betão-betão, com a configuração apresentada na Figura 6.1. É executado por fundição, possibilitando este processo uma geometria mais complexa e otimizada do que a do simples varão nervurado: o conector dispõe de nervuras circulares e nervuras longitudinais naquela que será a zona embebida na cola, e de uma outra configuração de nervuras circulares na zona correspondente à interface entre as camadas de betão. A cabeça na extremidade apresenta uma configuração cónica com o pormenor de dispor de curvaturas duplamente simétricas para facilitar o assentamento de varões de aço na nova camada, desempenhando, deste modo, a função de espaçadores dos respetivos varões.



Figura 6.1 – Conector Hilti HCC-B.

O facto de se tratar de um elemento tubular, permite que a cola seja introduzida no seu interior, garantindo que todo o furo seja preenchido pelo agente de ligação, efetuando uma mais fiável ancoragem no betão. A forma tubular tem a característica mecânica de possuir mais resistência à flexão e ao corte em comparação com uma secção circular cheia com a mesma área.

Este produto é comercializado apenas com uma configuração geométrica, tendo um comprimento de 180 mm e um diâmetro exterior de 16 mm, contando com a altura das nervuras. Descontando as nervuras, o diâmetro exterior encontra-se entre os 14 e os 15 mm, como ilustrado na Figura 6.2.

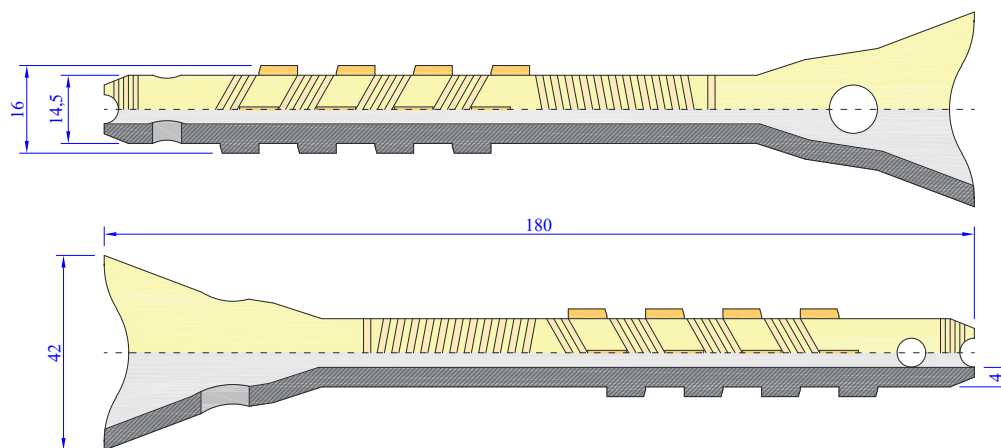


Figura 6.2 – Dimensões do conector Hilti HCC-B.

No que diz respeito ao material que constitui este conector, de acordo com o manual da Hilti [Hilti Corporation (2014)], é classificado como *Temperguss* EN-GJMB-550-4. Consiste num ferro fundido nodular com uma tensão de rotura de 550 MPa, módulo de elasticidade de 170 GPa e um alongamento máximo de 4%. Foi efetuada uma análise microscópica de uma amostra do material destes conectores que comprovou tratar-se de ferro fundido nodular (Figura 6.3). Assim, este conector não deverá apresentar um patamar de cedência, no caso de rotura por efeito de ferrolho.

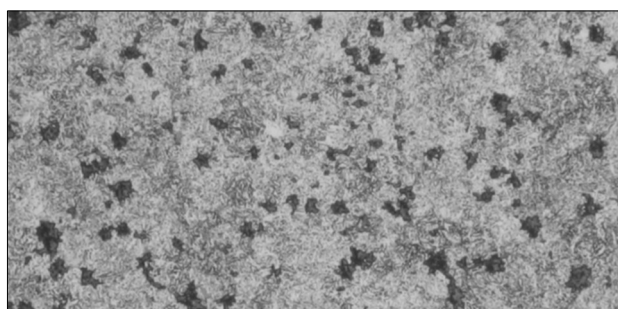


Figura 6.3 – Microscopia do material constituinte do conector Hilti HCC-B (ampliação de 100x).

O processo de instalação destes conectores tem a particularidade de possibilitar que estes tenham uma capacidade de suporte de cargas verticais de 100 kgf imediatamente após a instalação, mesmo sem o efeito da cola. Deste modo, ficam facilitados os trabalhos de montagem das armaduras na nova camada de betão. Esta capacidade de suporte advém do facto de estes conectores serem

instalados por percussão antes da injeção da cola: são introduzidos em furos efetuados com broca do mesmo diâmetro que o dos conectores, de 16 mm. A presença destas nervuras obriga a que o conector seja cravado, mantendo-se firme no betão. Posteriormente, a cola é introduzida no interior do conector, de forma que saia para o fundo do furo (através de orifícios existentes um pouco acima da extremidade) e preencha o espaço entre as paredes do furo e o conector (desde a extremidade até à superfície), até que transborde na boca do furo.

6.3. Conceção de novos conectores

Os três processos de fabrico considerados foram selecionados em função das possibilidades de processo produtivo disponíveis na empresa promotora do projeto: *ETMA Metal Parts*. Esta empresa dispunha, à data, dos seguintes processos mecânicos para transformação de tubos de aço comercial: torneamento, prensagem e estampagem. Conceberam-se três diferentes tipos de conector com entalhes ao longo do fuste, executados com cada um dos processos de fabrico assinalados, a que se atribuíram, respetivamente, as designações TOR, PRE e EST.

As dimensões definidas em cada um destes modelos resultou do critério de se adotarem áreas mínimas de secção transversal próximas da área correspondente dos conectores de referência Hilti HCC-B. Foram feitos provetes sem as respetivas cabeças para aplicação nos diversos ensaios, ficando a conceção das cabeças para uma segunda etapa.

Conector tipo TOR: entalhes obtidos por torneamento (Figura 6.4)



Figura 6.4 – Conector tipo TOR.

No processo de tornamento, a matéria-prima, em forma de barra ou tubo, é introduzida numa máquina apropriada, na qual é posta em rotação enquanto distintas ferramentas de corte vão sucessivamente destacando aparas até se obter a forma pretendida. Deste modo, existe um considerável desperdício de material, uma vez que a barra fornecida será de dimensão superior à dimensão final, com o respetivo material em excesso eliminado. As ferramentas de corte são comandadas computacionalmente, seguindo instruções previamente programadas num *software* de

controlo. Pelas características do processo descrito, este apresenta uma elevada precisão e é especialmente adequado para aplicação em peças cilíndricas.

Foram produzidos conetores com este tipo de processo, em aço E355 sem costura, com diâmetro exterior entre 16 e 13 mm e diâmetro interior de 6 mm, como ilustrado na Figura 6.5. Uma vez que, em cada metade do conetor, em condições de serviço, a força de amarração tem sentidos opostos, dispuseram-se as nervuras de forma simétrica, orientadas em sentido inverso de um e de outro lado, para maximizar a resistência ao arrancamento destes na cola.

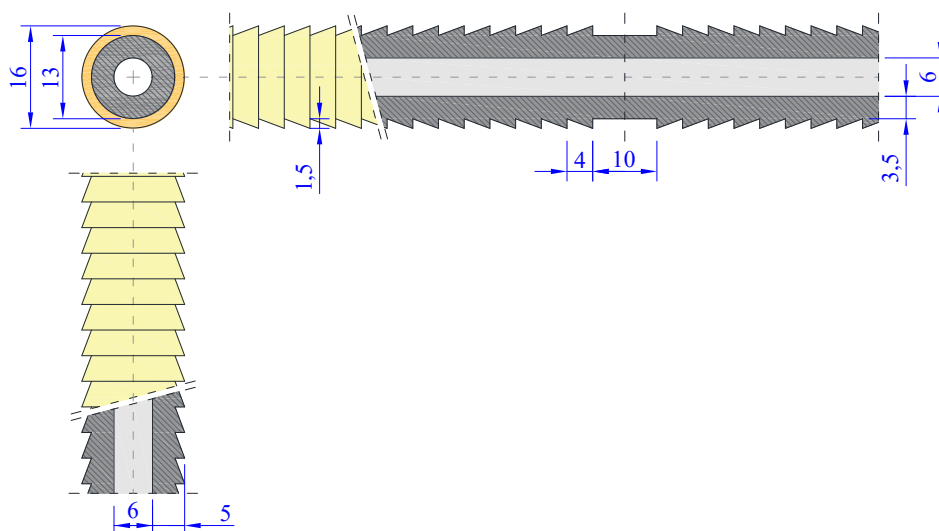


Figura 6.5 – Dimensões do conetor tipo TOR.

Conetor tipo PRE: entalhes obtidos por prensagem (Figura 6.6)

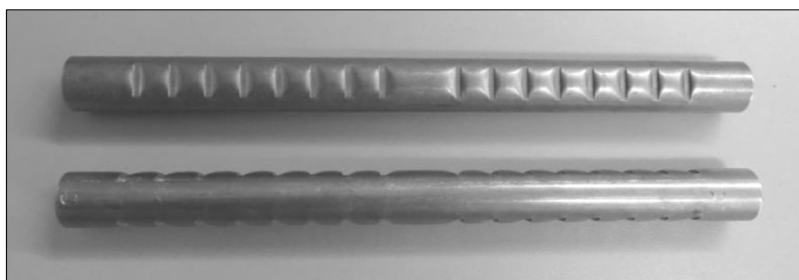


Figura 6.6 – Conetor tipo PRE.

O processo de prensagem consiste na execução de uma conformação a frio em prensa sobre uma peça tubular, criando entalhes ou nervuras. O procedimento tem a desvantagem de não possibilitar uma gama muito variável de formas, nomeadamente variações significativas de secção. No entanto, este processo torna-se economicamente vantajoso pela ausência de desperdício de material.

Conceberam-se conetores a partir de tubos em aço E235 com costura nos quais se criaram entalhes com 1,5 mm de profundidade, orientados em sentidos opostos em cada metade do conector, tal como adotado nos conetores torneados. O diâmetro exterior máximo é de 16 mm e a espessura de 2,5 mm, conforme representado na Figura 6.7.

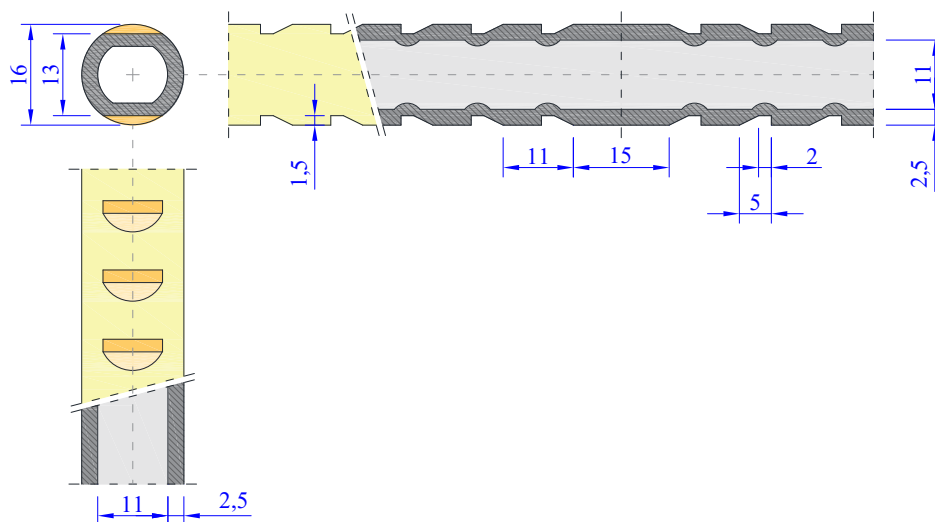


Figura 6.7 – Dimensões do conector tipo PRE.

Conector tipo EST: entalhes obtidos por estampagem (Figura 6.8)



Figura 6.8 – Conector tipo EST.

No processo de estampagem, a matéria-prima é fornecida em chapa, a qual é introduzida numa máquina onde é cortada e dobrada em etapas sucessivas até proporcionar a forma tubular pretendida. Antes das etapas de dobragem, podem ser aplicados cortes que imprimam às paredes da peça tubular um acréscimo da capacidade de amarração no material envolvente. É um processo significativamente mais económico, mas que apenas possibilita obter peças tubulares de espessura reduzida, com um máximo de 2 mm.

Foram desenhados conetores para serem executados segundo este processo, por dobragem de chapa de classe C45E com 2 mm de espessura, de modo que a secção forme um prisma hexagonal, com entalhes ao longo de cada uma das faces, exceto na face do fecho. Na Figura 6.8, apresentam-

se imagens deste tipo de conector, sem os entalhes aplicados, que foram utilizados em alguns ensaios de caracterização. Foram desenhados diversos tipos de entalhe que não chegaram a ser fabricados por limitações do projeto. Na mesma figura, apresentam-se chapas ainda em estado plano, que serviriam para o fabrico deste tipo de conector. As dimensões previstas para o conector tipo EST correspondem às apresentadas na Figura 6.9.

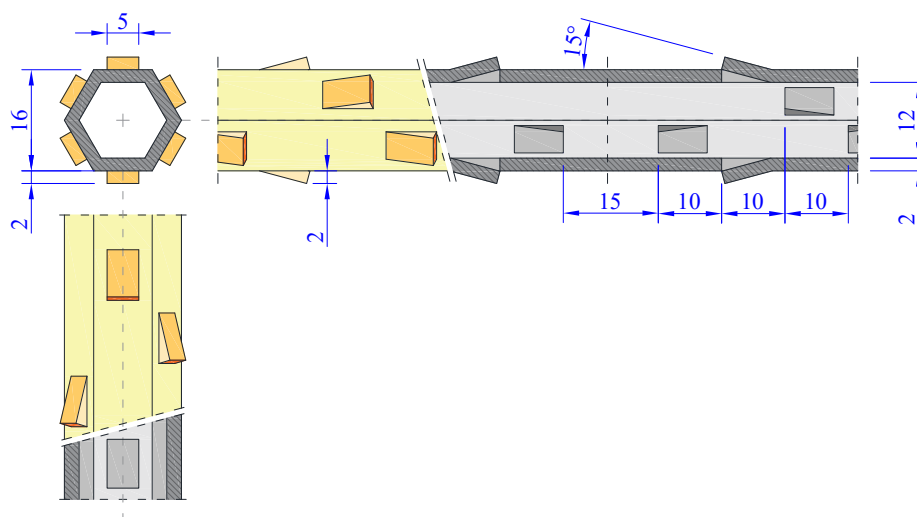


Figura 6.9 – Dimensões do conector tipo EST.

Na Tabela 6.1 resumem-se as vantagens e desvantagens de cada um dos referidos processos:

Tabela 6.1 – Processos de fabrico de conectores considerados.

Processo	Vantagens	Desvantagens
Torneamento	- Liberdade de formas - Elevada precisão no fabrico	- Desperdício de material - Elevado custo de processamento
Prensagem	- Sem desperdício de material - Baixo custo de processamento	- Limitação de formas - Limitação de espessura - Limitada precisão de fabrico - Complexidade de ferramentas
Estampagem	- Baixo desperdício de material - Baixo custo de processamento	- Limitação de formas - Limitação de espessura - Limitada precisão de fabrico

6.4. Ensaio para seleção do processo de fabrico do novo conector

Com o objetivo de avaliar e estabelecer comparações entre as diferentes soluções referidas, foram realizadas quatro séries de ensaios experimentais, distinguindo os tipos de ação a que um conector fica submetido quando aplicado em interfaces de betão com corte longitudinal:

- i. Tração, criada pelo efeito de corte-atrito e pelo efeito de ferrolho: série de ensaios CT;
- ii. Corte-flexão, originado pelo efeito de ferrolho: série de ensaios CCF;
- iii. Aderência com a cola, da qual provém a resistência ao arrancamento do lado da camada de betão de substrato: série de ensaios CAC;
- iv. Pressão sobre a cabeça do conector, que proporciona a resistência ao arrancamento do lado da camada de betão adicionado: série de ensaios ACC.

Para a organização do plano de ensaios, distinguem-se quatro tipos diferentes de perfil, de acordo com o processo de fabrico e com as propriedades expostas na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 – Propriedades dos tipos de perfil ensaiados.

Tipo de perfil	Classe do aço	Processo de fabrico	Tensão de cedência teórica	Tensão de rotura teórica	Módulo de elasticidade
			f_{yk} [MPa]	f_{uk} [MPa]	E_s [GPa]
ST	E355	tubo circular sem costura	355	490-630	210
SP	E235	tubo circular com costura	235	340-480	210
SE	C45E	perfil tubular de chapa dobrada	340	≥ 540	210
SH	EN-GJMB-550-4	fundição (conetor HCC-B)	400	550	170

De modo a identificar o efeito dos diferentes padrões de entalhes executados nos conectores, foram definidos três tipos de provete suplementares sem qualquer tratamento efetuado nos fustes, um para cada tipo de perfil adotado nos novos conectores concebidos: ST, SP e SE. Estes provetes de fuste liso, designados, respetivamente, por LST, LSP e LSE, têm as dimensões ilustradas na Figura 6.10.

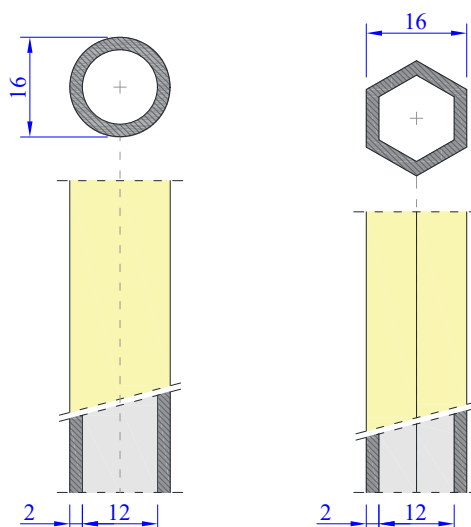


Figura 6.10 – Dimensões dos provetes tipo LST e LSP (tubos circulares) e dos provetes tipo LSE (perfis tubulares de chapa dobrada hexagonais).

Desta forma, distinguem-se 7 tipos de provete, com as características geométricas apresentadas na Tabela 6.3.

Tabela 6.3 – Designações e propriedades geométricas dos provetes ensaiados.

Tipo de perfil	Tratamento do fuste	Tipo de provete	Diâmetro exterior nominal	Espessura na secção efetiva	Área secção efetiva	Módulo de flexão plástica	Fator de forma	Perímetro médio de aderência
			d [mm]	t_{ef} [mm]	$A_{s,ef}$ [mm ²]	W_{pl} [mm ³]	n_v []	$P_{s,b}$ [mm]
ST	liso	LST	16,0	2,0	88,0	394,7	0,51	50,3
	por torneamento	TOR	13,0	3,5	104,5	330,2	0,54	40,8
SP	liso	LSP	16,0	2,0	88,0	394,7	0,51	50,3
	por prensagem	PRE	16,0	2,5	96,0	369,5	0,49	50,3
SE	liso	LSE	16,0	2,0	97,0	455,7	0,56	55,4
	por estampagem	EST	16,0	2,0	97,0	455,7	0,56	55,4
SH	por fundição	HCC	14,5	4,0	131,9	462,3	0,55	45,6

No Anexo A, encontram-se as expressões adotadas para a determinação das propriedades geométricas das secções tubulares hexagonais e circulares, com elevada precisão. Nos provetes do tipo TOR, foi considerada como área efetiva, a correspondente à espessura mínima. Para os provetes do tipo PRE, foi tomada a secção mínima, correspondente à presença de entalhes de 1,5 mm de profundidade (Figura 6.7).

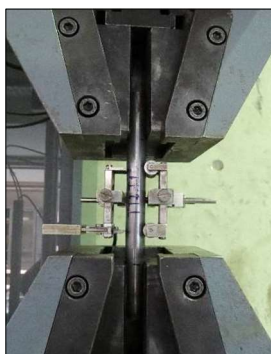
6.4.1. Série de ensaios CT: conectores submetidos a tração

Foram realizados ensaios de tração em provetes com as características dos diferentes tipos de conector selecionados e em conectores Hilti HCC-B, de acordo com o programa de ensaios da Tabela 6.4. Foram medidas as forças, deslocamentos e extensões em cada ensaio, de modo a obter dados fundamentais para a caracterização dos conectores: quantificação das respectivas tensões de cedência e de rotura e avaliação do comportamento do ponto de vista da ductilidade.

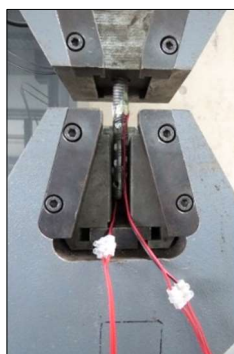
Tabela 6.4 – Programa de ensaios da série CT (conectores submetidos a tração).

Tipo de provete	Tratamento do fuste	Tipo de perfil	Designação do ensaio
LST	fuste liso	ST	CT-LST (2 ensaios)
TOR	fuste torneado		CT-TOR (3 ensaios)
LSP	fuste liso	SP	CT-LSP (2 ensaios)
PRE	fuste prensado		CT-PRE (3 ensaios)
LSE	fuste liso	SE	CT-LSE (3 ensaios)
HCC	por fundição	SH	CT-HCC (4 ensaios)

Para a execução dos ensaios, foi utilizada uma prensa universal eletromecânica, SERVOSIS, com 20 tf de capacidade. Instalou-se um extensómetro mecânico (HBM DD1), em cada um dos provetes ensaiados (Figura 6.11-i), exceto nos provetes HCC. Como solução alternativa, devido à insuficiência de espaço para a montagem de extensómetros mecânicos entre as garras da prensa, foram instalados extensómetros elétricos (TML FLK-6-11) nesses provetes (Figura 6.11-ii), para os quais foi também necessário conceber uma peça especificamente destinada para a ancoragem da cabeça (Figura 6.11-iii).



(i) posicionamento dos extensómetros mecânicos



(ii) posicionamento dos extensómetros elétricos



(iii) peça para ajuste da cabeça dos provetes HCC

Figura 6.11 – Configuração dos ensaios da série CT (conectores submetidos a tração).

Armaduras na interface: conceção do novo HiPerConnector

A partir das forças de tração, determinaram-se as respectivas tensões axiais, tomando as áreas de secção mínima, $A_{s,min}$, que correspondem às de secção efetiva, $A_{s,ef}$, apresentadas na Tabela 6.3, exceto no caso dos provetes HCC. Através de medições efetuadas em conectores Hilti HCC-B cortados longitudinalmente (Figura 6.12), verificou-se que as paredes destes têm uma variação entre 3 e 4 mm e que o furo não se encontra perfeitamente centrado em alguns destes conectores. Por conseguinte, e de modo a obter valores de tensão mais exatos, foi feita a medição da secção após a rotura por tração, obtendo-se as áreas de secção mínima, $A_{s,min}$, constantes na Tabela 6.5.



Figura 6.12 – Corte longitudinal e cortes transversais ao longo do conector Hilti HCC-B.

Tabela 6.5 – Propriedades geométricas da secção mínima dos provetes do tipo HCC.

Provete	Diâmetro exterior na secção mínima	Espessura na secção mínima	Área secção mínima
	$d_{As,min}$ [mm]	$t_{As,min}$ [mm]	$A_{s,min}$ [mm ²]
CT-HCC-1	13,9	3,5	114,52
CT-HCC-2	13,8	3,8	119,76
CT-HCC-3	14,0	3,8	122,48
CT-HCC-4	13,9	3,5	114,25
valores médios:	13,9	3,7	117,83

A partir das forças medidas e das extensões obtidas ao longo de cada um dos ensaios, traçaram-se as curvas tensão-extensão e determinaram-se os valores da tensão última, f_u , e da tensão de cedência, f_y , correspondentes. Para a determinação da tensão de cedência, tomou-se o critério de se considerar que esta corresponde ao valor para o qual uma descarga completa levaria a uma extensão de 0,2%. Apresentam-se os valores de carga e extensão obtidos, com os respetivos valores médios, desvios-padrão e coeficientes de variação: para o início da cedência (P_y e ε_y), na Tabela 6.6, e para a rotura (P_u e ε_u), na Tabela 6.7.

Tabela 6.6 – Valores de cargas e extensão no início da cedência obtidos nos ensaios da série CT.

Ensaio	Tipo de provete	Carga na cedência				Extensão na cedência			
		P_y [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	ϵ_y [‰]	Média [‰]	Desvio padrão [‰]	Coef. de variação [%]
CT-LST-1	LST	45,1	42,9	1,89	4,41%	4,5	4,3	0,1	3,19%
CT-LST-2		42,0				4,3			
CT-LST-3		41,7				4,2			
CT-TOR-1	TOR	48,2	49,2	2,53	5,14%	4,6	4,4	0,2	3,58%
CT-TOR-2		52,1				4,3			
CT-TOR-3		47,4				4,5			
CT-LSP-1	LSP	51,2	51,2	0,07	0,14%	4,7	4,8	0,0	0,77%
CT-LSP-2		51,3				4,8			
CT-PRE-1	PRE	63,7	64,1	0,70	1,09%	4,9	4,9	0,1	1,27%
CT-PRE-2		63,8				4,9			
CT-PRE-3		64,9				5,0			
CT-LSE-1	LSE	43,3	43,8	0,66	1,51%	4,1	4,2	0,1	1,53%
CT-LSE-2		43,5				4,2			
CT-LSE-3		44,5				4,2			
CT-HCC-1	HCC	62,6	59,2	2,93	4,94%	5,2	5,0	0,2	3,26%
CT-HCC-2		60,8				5,0			
CT-HCC-3		56,4				4,8			
CT-HCC-4		57,2				5,0			

Tabela 6.7 – Valores de cargas e extensão na rotura obtidos nos ensaios da série CT.

Ensaio	Tipo de provete	Carga na rotura				Extensão na rotura			
		P_u [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	ϵ_u [‰]	Média [‰]	Desvio padrão [‰]	Coef. de variação [%]
CT-LST-1	LST	47,1	50,4	2,83	5,62%	61,5	52,8	7,5	14,22%
CT-LST-2		52,1				48,2			
CT-LST-3		51,9				48,7			
CT-TOR-1	TOR	65,2	64,7	0,46	0,70%	53,8	50,7	3,7	7,40%
CT-TOR-2		64,3				46,5			
CT-TOR-3		64,8				51,8			
CT-LSP-1	LSP	55,0	54,7	0,44	0,80%	48,2	48,1	0,2	0,46%
CT-LSP-2		54,4				47,9			
CT-PRE-1	PRE	69,4	69,3	0,55	0,79%	16,6	15,4	1,4	9,01%
CT-PRE-2		68,8				15,7			
CT-PRE-3		69,9				13,9			
CT-LSE-1	LSE	50,1	50,5	0,60	1,18%	*	43,9	3,4	7,69%
CT-LSE-2		51,2				41,5			
CT-LSE-3		50,2				46,3			
CT-HCC-1	HCC	67,1	63,0	3,13	4,97%	14,0	12,4	5,1	41,11%
CT-HCC-2		63,6				8,2			
CT-HCC-3		59,8				8,4			
CT-HCC-4		61,5				18,9			

Na Tabela 6.8, são apresentados os valores médios obtidos para as tensões de cedência, f_y , e para as tensões últimas, f_u , determinados para cada tipo de provete ensaiado. De modo a comparar

o comportamento dos diferentes tipos de conector em análise do ponto de vista da ductilidade, nesta mesma tabela constam os valores obtidos para parâmetro de ductilidade, p , apresentado na secção 5.2.4 do *fib Model Code 2010* [fib (2013)] e dado por:

$$p = \left(\varepsilon_u + 2\varepsilon_y \right)^{0,75} \left(\frac{f_u}{f_y} - 1 \right)^{0,8} \quad (6.1)$$

Tabela 6.8 – Tensão de cedência, tensão última e ductilidade determinados a partir dos ensaios da série CT (conectores submetidos a tração).

Tipo de perfil	Tipo de provete	Tensão de cedência	Tensão última	Ductilidade	
		f_y [MPa]	f_u [MPa]	f_u/f_y []	p [%]
ST	LST	488,1	572,4	11,8	28,7
	TOR	471,4	619,7	13,2	48,2
SP	LSP	582,0	621,8	10,7	13,7
	PRE	668,1	722,4	10,8	8,5
SE	LSE	451,8	520,6	11,5	23,9
SH	HCC	503,8	535,8	10,6	6,4

Através dos resultados obtidos para parâmetro de ductilidade, p , fica comprovado como o conector Hilti HCC-B apresenta a menor capacidade para evitar as indesejadas roturas frágeis, próprias dos materiais que apresentam um reduzido patamar de cedência nas curvas força-deslocamento. Este aspeto reveste-se de particular importância para o comportamento do mecanismo de atrito na resistência das interfaces. Num caso limite de um material que não admita plastificação, a contribuição proporcionada pelo atrito terminaria de forma abrupta uma vez ocorrido o deslizamento entre as camadas que gere nos conectores a tensão de cedência do material. Este deslizamento será tanto mais reduzido quanto maior for a rugosidade, à qual está associado o correspondente coeficiente de atrito.

6.4.2. Série de ensaios CCF: conectores submetidos a corte com flexão

Foram realizados ensaios de corte com flexão para análise do mecanismo do efeito de ferrolho nos diferentes tipos de conector considerados e para o conector Hilti HCC-B, de acordo com o programa de ensaios da Tabela 6.9. Para a realização destes, foi utilizada uma prensa hidráulica (AMSLER 500D74) com capacidade de 500 tf à compressão.

Tabela 6.9 – Programa de ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão).

Tipo de provete	Tratamento do fuste	Tipo de perfil	Designação do ensaio
LST	fuste liso	ST	CCF-LST (3 ensaios)
TOR	fuste torneado		CCF-TOR (3 ensaios)
LSP	fuste liso	SP	CCF-LSP (3 ensaios)
PRE	fuste prensado		CCF-PRE (2 ensaios)
LSE	fuste liso	SE	CCF-LSE (3 ensaios)
HCC	por fundição	SH	CCF-HCC (4 ensaios)

Os ensaios foram executados com a configuração ilustrada na Figura 6.13, por controlo do deslocamento vertical do prato inferior da prensa a uma velocidade de 0,02 mm/s. O ensaio consiste na disposição em paralelo de três caixas metálicas desalinhadas de forma simétrica e atravessadas por cada um dos tipos de provete considerados, ancorados nas extremidades. As caixas simulam o efeito de diferentes blocos de betão, com interfaces em deslizamento por ação de corte longitudinal, análogo ao que ocorre nos ensaios de corte direto correntes. As caixas metálicas foram espaçadas 20 mm de modo simular a profundidade do esmagamento que se dá no betão, junto aos conectores, pela deformação destes, própria do efeito de ferrolho.

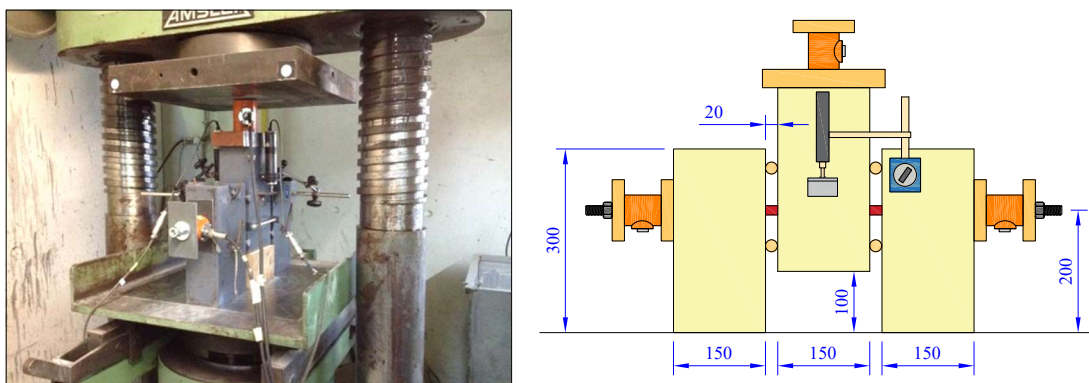


Figura 6.13 – Configuração dos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão).

Para recolha dos dados dos ensaios, foram colocadas células de carga (TML CLC) nas extremidades dos provetes e sobre a caixa central, a fim de medir, respetivamente, a força de tração mobilizada no provete e a força exercida sobre a caixa central. A força de tração nos provetes resulta do aperto de porcas instaladas nas extremidades, que permitem simular a ancoragem dos conectores no betão. Foram ainda dispostos dois LVDT's (TML CDP50) para registo do deslocamento vertical

relativo entre a caixa central e as duas caixas laterais. A aquisição de todos estes dados foi efetuada com recurso a um *data logger* (TML TDS-530).

Na execução dos ensaios, verificou-se que em todos os provetes ocorreu a plastificação de um par de secções, nos espaços entre as caixas, por combinação de corte e flexão. O comportamento obtido é análogo ao que ocorre no efeito de ferrolho com armaduras ancoradas no betão. Na Figura 6.14, ilustra-se um exemplo de um provete deformado após a desmontagem de um ensaio realizado, onde são visíveis as secções em que se formaram as rótulas plásticas.

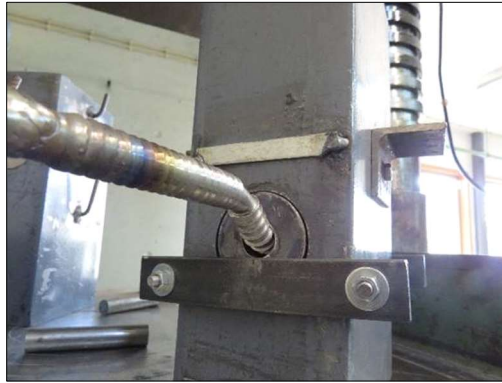


Figura 6.14 – Provette na rotura em ensaio da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão).

Uma vez criados os dois pares de rótulas plásticas em cada uma das interfaces fictícias, sobre as paredes das caixas, os deslocamentos aumentaram de forma notória, acompanhados por um incremento de carga por efeito de tirante (*kinking effect*). Na Tabela 6.10, apresentam-se os valores das forças máximas obtidas na prensa, $P_{\max}$, e os correspondentes deslocamentos, s_u , com os respetivos valores médios, desvios-padrão e coeficientes de variação.

Tendo em conta que, nas suas extremidades, os conectores se encontram ancorados, a tensão axial nestes, no interior das caixas, é igual à tensão de cedência, f_y . Deste modo, o valor da força com que ocorre a rotura por *kinking*, $V_{u,kink}$, adaptando as expressões (4.43) e (4.44) deduzidas anteriormente, pode ser dado, para estes ensaios, pela seguinte expressão:

$$V_{u,kink} = f_u A_{s,ef} \operatorname{sen}\left(\frac{f_y}{f_u}\right) \quad (6.2)$$

Tabela 6.10 – Força máxima da prensa medida nos ensaios da série CCF.

Ensaio	Tipo de perfil	Tipo de provete	Força de rotura				Deslocamento na rotura			
			$P_{\max}$ [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	s_u [mm]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
CCF-LST-1	ST	LST	63,6	63,1	5,5	8,7%	18,7	19,0	0,4	2,2%
CCF-LST-2			68,3				19,4			
CCF-LST-3			57,3				18,8			
CCF-TOR-1		TOR	83,4				18,1			
CCF-TOR-2			81,7				18,3			
CCF-TOR-3			81,6				19,8			
CCF-LSP-1	SP	LSP	48,4	48,7	0,6	1,2%	16,6	15,2	1,2	7,9%
CCF-LSP-2			48,4				14,4			
CCF-LSP-3			49,4				14,7			
CCF-PRE-1		PRE	62,9				14,7			
CCF-PRE-2			56,0				9,6			
CCF-LSE-1	SE	LSE	38,1				13,9	13,2	0,7	5,0%
CCF-LSE-2			37,5				12,7			
CCF-LSE-3			36,7				12,8			
CCF-HCC-1	SH	HCC	49,8	45,1	4,8	10,5%	3,3	4,0	1,3	31,8%
CCF-HCC-2			38,6				5,7			
CCF-HCC-3			45,0				2,8			
CCF-HCC-4			47,0				4,3			

Admitindo uma perfeita simetria na configuração dos ensaios, estipula-se que a força de corte máxima suportada para cada tipo de provete, $V_{\max}$, é metade do valor médio das forças máximas obtidas na prensa, $P_{\max}$. Observando os resultados, expostos na Tabela 6.11, verifica-se uma elevada concordância entre os valores obtidos e os valores previstos para a rotura por *kinking*.

Tabela 6.11 – Valores para a rotura previstos nos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão) e correspondentes valores médios alcançados.

Tipo de perfil	Tipo de provete	$V_{u,kink}$ [kN]	$V_{\max} = \text{média}$ (0,5 $P_{\max}$) [kN]
ST	LST	26,3	31,5
	TOR	42,0	41,1
SP	LSP	19,2	24,4
	PRE	26,4	29,7
SE	LSE	25,1	18,7
SH	HCC	21,5	22,6

Uma vez que a rotura dos provetes ocorre com deslocamentos elevados, mais do que através dos valores máximos obtidos nos ensaios, o comportamento é caracterizado pelas forças ditas resistentes com que ocorre a formação das rótulas. O ponto correspondente à formação do mecanismo de ferrolho não é facilmente detetável nos gráficos, uma vez que os dois pares de rótulas não se formam em simultâneo, o que ocorreria somente numa situação teórica, perfeitamente

simétrica. A isto, acresce o facto de se atingir, em muitos dos ensaios, valores acima da tensão de corte puro da secção, com a consequente influência da distribuição de tensões nas rótulas formadas.

Os valores das resistências envolvidas podem ser obtidos de forma semelhante à descrita em 4.5, mas com as devidas adaptações para a situação em causa. Além de não existir a contribuição do atrito da interface betão-betão, o próprio mecanismo do efeito de ferrolho é resultado de um equilíbrio de forças distinto daquele que foi ilustrado na Figura 2.18, sendo o apoio elasto-plástico, antes proporcionado pelo betão, substituído por apoios rígidos, conferidos pelas paredes metálicas das caixas. Na Figura 6.15, apresenta-se um corte transversal do esquema de ensaio, juntamente com uma ampliação da zona em que se formam as rótulas plásticas nos conectores, com o correspondente modelo estrutural.

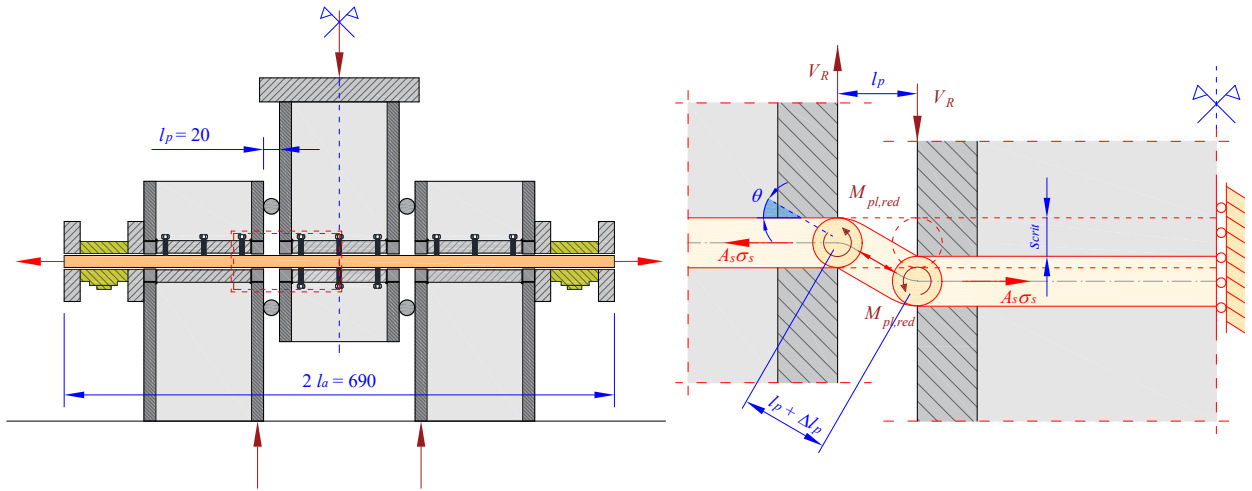


Figura 6.15 – Mecanismo do efeito de ferrolho e formação de rótulas plásticas para os conectores submetidos a corte com flexão, da série CCF.

Desprezando o atrito entre as caixas e os cilindros dispostos entre estas, a resistência ao corte por efeito de ferrolho dos conectores atingiria o seu máximo se não houvesse amarração das armaduras, cujo valor, $V_{R,dowel,max}$, é resultante do seguinte equilíbrio de forças:

$$2M_{pl} = V_{R,dowel,max} l_p \Leftrightarrow V_{R,dowel,max} = \frac{2W_{pl} f_y}{l_p} \quad (6.3)$$

sendo:

M_{pl} – momento plástico da secção;

W_{pl} – módulo de flexão plástico da secção;

l_p – comprimento do ferrolho entre as rótulas plásticas;

f_y – tensão de cedência do aço.

Existindo restrição axial das armaduras, o momento e o módulo de flexão plástico são reduzidos pela presença de tração nos conectores, σ_s , de modo que a resistência ao corte por efeito de ferrolho é dada por:

$$V_{R,dowel} = V_{R,dowel,max} \frac{M_{pl,red}}{M_{pl}} \quad (6.4)$$

Adaptando, a esta situação, a aproximação apresentada na expressão (2.71), resulta que:

$$V_{R,dowel} = V_{R,dowel,max} \frac{W_{pl,red}}{W_{pl}} = \left(\sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y} \right)^2} \right)^2 V_{R,dowel,max} = \frac{2W_{pl} f_y}{l_p} \left(1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y} \right)^2 \right) \quad (6.5)$$

Para determinar o valor da tração, σ_s , a que fica submetido o conector, há que ter em conta que, nos ensaios realizados, a restrição axial é efetuada nas extremidades. Com a formação das rótulas plásticas e o deslizamento por corte longitudinal das superfícies, de valor s_{crit} , o alongamento das armaduras corresponde fundamentalmente a um incremento, Δl_p , da distância entre as rótulas, o qual, de acordo com a Figura 6.15, é dado por:

$$\Delta l_p = \sqrt{l_p^2 + (l_p \tan \theta)^2} - l_p \quad (6.6)$$

O alongamento imposto, Δl_p , provoca a tração na armadura, σ_s , a que corresponde uma dada extensão axial no aço, ε_s , dependente do módulo de elasticidade do material, E_s . De acordo com o *fib Bulletin 43* [*fib* (2008)], não existindo aderência entre os conectores e o betão, esta extensão ocorre ao longo de todo o comprimento do conector, l_a , e pode ser obtida por:

$$\varepsilon_s = \frac{\sigma_s}{E_s} = \frac{\Delta l_p}{l_a} \quad (6.7)$$

Finalmente, daqui resulta que, para interfaces submetidas a corte longitudinal com armaduras cuja ancoragem é realizada por restrição axial nas extremidades, a tração nestas, σ_s , que provoca a redução do efeito de ferrolho, é dada por:

$$\sigma_s = \frac{l_p (\sqrt{1 + \theta^2} - 1)}{l_a} E_s \leq f_y \quad (6.8)$$

Consideram-se dois valores para o ângulo θ , correspondentes aos dois limites atrás referidos para o valor do deslocamento s_{crit} entre $0,1 d$ e $0,2 d$, que são calculados tomando, de acordo com a Figura 6.15, a seguinte relação:

$$\theta = \arctan\left(\frac{s_{crit}}{l_p}\right) \quad (6.9)$$

Na Tabela 6.12, apresentam-se os valores obtidos para a resistência ao corte por efeito de ferrolho, $V_{R,dowel}$, para os dois ângulos considerados, bem como os valores determinados para a resistência da secção ao corte puro, $V_{R,s}$, tomando a expressão (4.42).

Tabela 6.12 – Resistências previstas nos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão).

Tipo de perfil	Tipo de provete	Resistência corte puro	Resistência efeito ferrolho						$V_{R,s} / V_{R, \text{dowel,min}} [\text{ }]$
			para escorregamento $s_{crit} = 0,1 \text{ } d$			para escorregamento $s_{crit} = 0,2 \text{ } d$			
			$V_{R,s}$ [kN]	σ_s [MPa]	$W_{pl,red} / W_{pl}$ [\text{ }]	$V_{R, \text{dowel}}$ [kN]	σ_s [MPa]	$W_{pl,red} / W_{pl}$ [\text{ }]	
ST	LST	12,6	38,9	0,99	19,1	154,8	0,90	17,3	0,73
	TOR	15,4	38,9	0,99	15,5	154,8	0,89	13,9	1,11
SP	LSP	15,0	38,9	1,00	22,9	154,8	0,93	21,3	0,70
	PRE	18,3	38,9	1,00	24,6	154,8	0,95	23,4	0,78
SE	LSE	14,2	38,9	0,99	20,4	154,8	0,88	18,2	0,78
SH	HCC	21,0	31,5	1,00	23,2	125,3	0,94	21,8	0,96

Para efetuar a análise dos resultados obtidos, foram desenhos os gráficos apresentados na Figura 6.16 e Figura 6.17 nos quais foram sobrepostas as curvas força-deslocamento de cada ensaio com os valores obtidos para a força com que ocorre a rotura por *kinking*, $V_{u,kink}$, para a resistência ao corte por efeito de ferrolho, $V_{R,dowel}$, e para a resistência da secção ao corte puro, $V_{R,s}$.

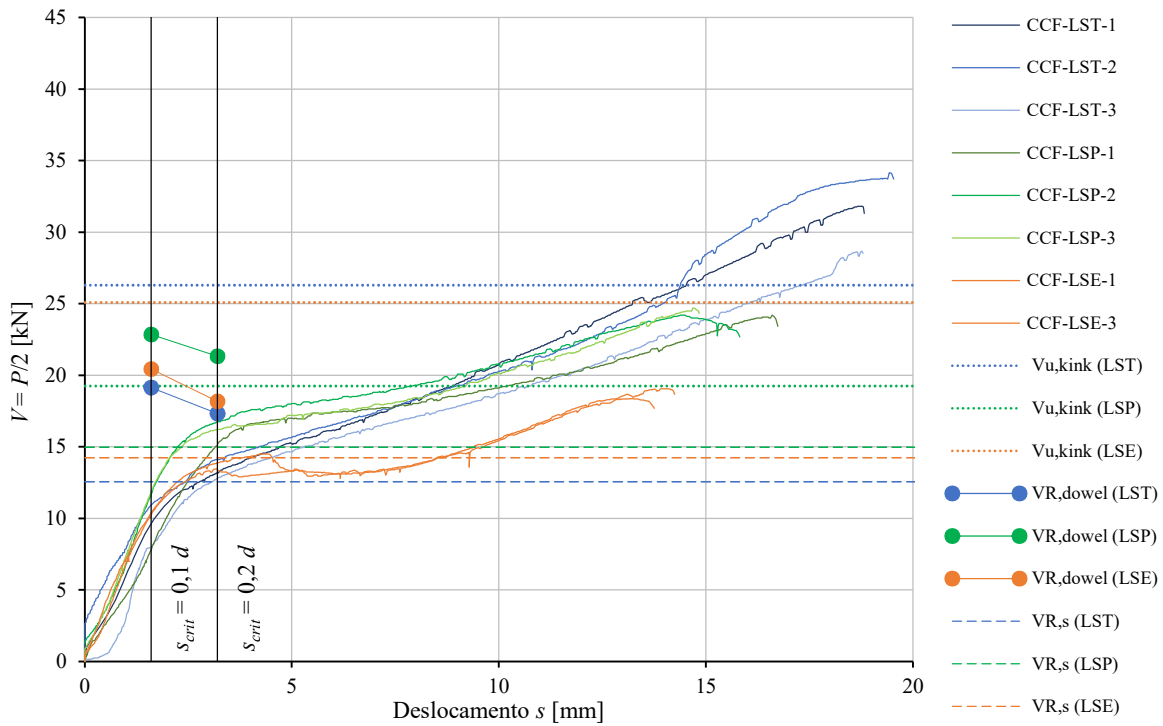


Figura 6.16 – Curvas força-deslocamento dos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão), dos provetes com fuste liso (LST, LSP e LSE).

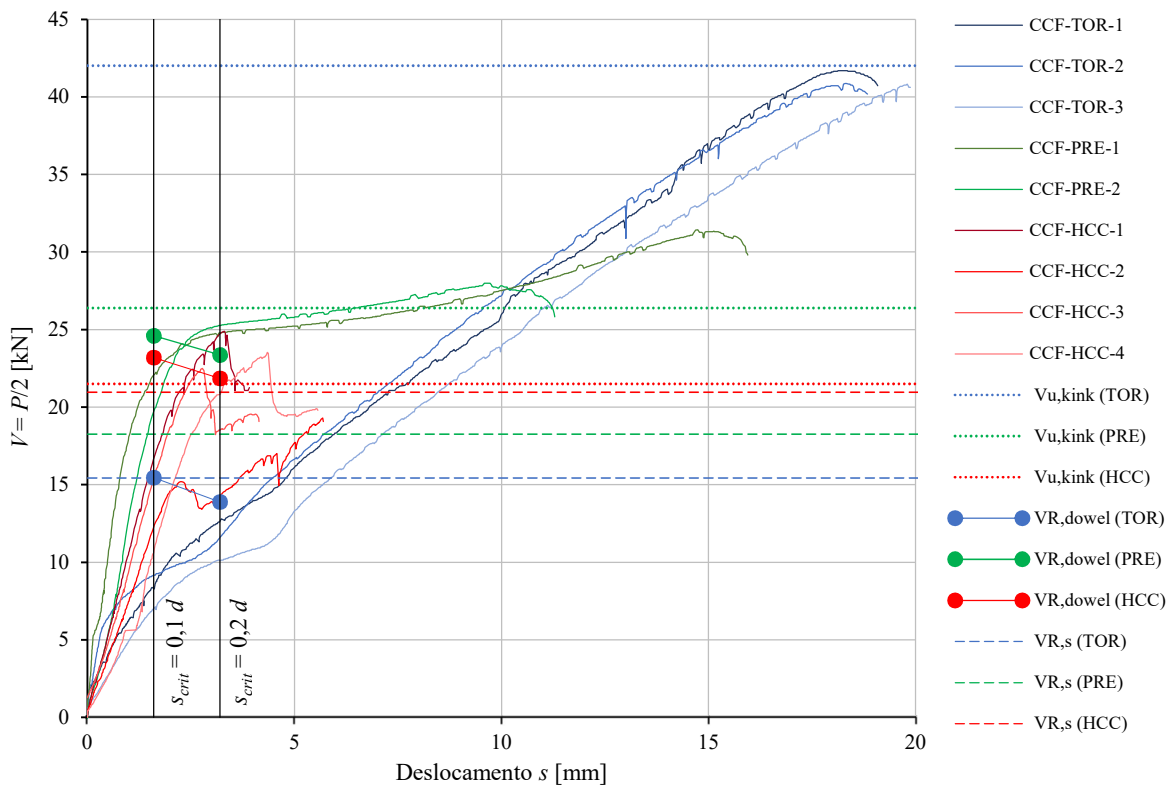


Figura 6.17 – Curvas força-deslocamento dos ensaios da série CCF (conectores submetidos a corte com flexão), dos provetes com fuste nervurado (TOR, PRE e HCC).

O ponto nos gráficos correspondente ao instante em que se formam as rótulas, e que caracteriza a resistência ao corte, não é identificável de uma forma clara nestas curvas, pois a criação das quatro rótulas não ocorre em simultâneo. Este ponto corresponde ao início do troço inclinado final do efeito de tirante e é previsto que ocorra com deslizamentos entre $0,1$ e $0,2 d$, pelo que foram assinalados nos gráficos os correspondentes troços balizados. Verifica-se que a formação das rótulas ocorreu para valores abaixo da resistência prevista por efeito de ferrolho, $V_{R,dowel}$ (representados pelas linhas ponteadas), de forma mais acentuada nos ensaios com provetes de fuste liso. Mas, ao mesmo tempo, a resistência ao corte puro, $V_{R,s}$ (representada pelas linhas tracejadas), encontra-se sempre abaixo da resistência por efeito de ferrolho (exceto nos provetes do tipo TOR), ao contrário do que ocorreu nos ensaios de corte direto descritos em 4.5, em que a contribuição do betão na formação do ferrolho é real, e não simulado pelas caixas metálicas. E, mais uma vez, essa diferença é mais acentuada nos ensaios com provetes de fuste liso, conforme traduzido pelo rácio $V_{R,s} / V_{R,dowel}$, apresentado na Tabela 6.11. Tendo ocorrido a formação do ferrolho, com o correspondente início do troço final com efeito de tirante, para valores de carga próximos da resistência ao corte puro, $V_{R,s}$, presume-se que as respetivas tensões de corte terão impedido que as rótulas se formem com o máximo momento de flexão plástico. Deste modo se considera explicada a razão de ser do desfasamento entre os valores, tendo em conta a interferência das elevadas tensões de corte na formação das rótulas.

Tal como verificado pela análise da Tabela 6.11, os valores determinados para a rotura por *kinking*, $V_{u,kink}$, encontram-se próximos das cargas máximas alcançados nos ensaios, apresentando-se geralmente superiores a estas, exceto nos provetes do tipo LSE. A configuração das curvas dos ensaios desses provetes, sugerem que a formação do tirante foi distinta da verificada nos restantes, observando-se uma ligeira descarga que parece conferir uma deslocação no troço do efeito de tirante. A única explicação que se encontra para este pior comportamento dos provetes LSE, refere-se à diferença do tipo de aço adotado nestes, que foram os únicos constituídos por perfis de classe C45E, aptos para o processo de estampagem.

As curvas obtidas nos provetes tipo HCC refletem também a diferença de comportamento devida ao tipo de material adotado, apresentando um deslizamento na rotura com um valor muito inferior aos obtidos nos restantes ensaios. Como visto anteriormente, este tipo de conector é constituído por um tipo de ferro fundido para o qual se verificou o pior comportamento do ponto de vista da ductilidade, quando comparado com os restantes provetes ensaiados.

Os provetes do tipo TOR são os únicos que apresentam um rácio entre os valores de resistência obtidos para os dois modos em causa, $V_{R,s} / V_{R,dowel}$, superior a 100%. Por este motivo, é de esperar que nestes o efeito de ferrolho se tenha formado sem outras interferências além da conferida pela tração das armaduras, σ_s , já tida em conta na determinação da resistência prevista por efeito de ferrolho, $V_{R,dowel}$. Efetivamente, a configuração das curvas dos ensaios do tipo TOR, é diferente das restantes, sugerindo que o efeito de tirante se desenvolveu de um modo mais livre.

Considerando, pois, os provetes tipo TOR como os mais representativos do mecanismo de efeito de ferrolho que ocorreu nas interfaces ligadas com armaduras, conclui-se, pela análise da Figura 6.17, que a formação das rótulas ocorre para valores de s_{crit}/d mais próximos de 0,2 do que de 0,1. No entanto, esta conclusão requer um maior conjunto de ensaios de corte e flexão com resistência ao corte puro assegurada.

6.4.3. Série de ensaios CAC: conetores submetidos a arrancamento na cola

De forma a quantificar a contribuição da cola para a resistência da ancoragem, foram realizados ensaios de arrancamento em conetores embebidos na cola, com uma profundidade de aderência fixa, com o fim de avaliar a capacidade resistente por unidade de comprimento nestes. Na Tabela 6.13, apresenta-se o programa de ensaios de arrancamento na cola efetuado.

Tabela 6.13 – Programa de ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola).

Tipo de provete	Tratamento do fuste	Tipo de perfil	Designação do ensaio
TOR	por torneamento	ST	CCF-TOR (2 ensaios)
LSP	liso	SP	CCF-LSP (2 ensaios)
PRE	por prensado		CCF-PRE (3 ensaios)
HCC	por fundição	SH	CCF-HCC (3 ensaios)

Foi concebido o sistema para ensaios de arrancamento apresentado na Figura 6.18, adaptando uma estrutura metálica, devidamente alinhada e centrada, que assegura a transmissão da força de tração, em provetes previamente inseridos e encostados a uma superfície de reação. Cada provete é composto pelo conector em estudo embebido na cola e envolvido por um tubo metálico que assegura o seu confinamento exterior, conforme apresentado no exemplo da Figura 6.18, para um provete do tipo PRE. Todos os tubos foram preenchidos com a cola indicada pelo fabricante para os conetores

Hilti HCC-B, designada como Hilti HIT-RE 500. Este produto consiste num agente químico adesivo bi-componente epóxico, para aplicação por injeção.

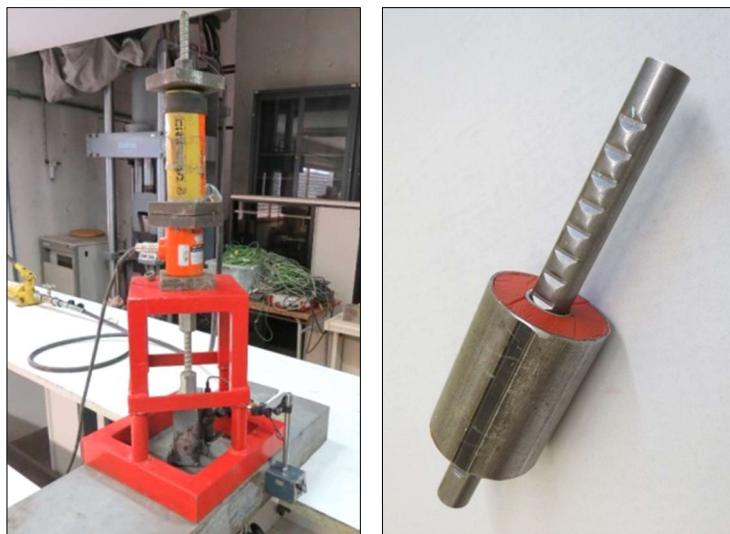


Figura 6.18 – Configuração dos ensaios da série CAC (conectores submetidos a arrancamento na cola) e pormenor da zona do provete embebido na cola.

Foi escolhido como comprimento de aderência um valor reduzido, $h_{ef} = 30$ mm, de modo a evitar que a rotura se dê pelo aço, o que impediria a aquisição de dados relativos à aderência entre o conector e a cola. Nomeadamente, procurou-se que esta distância fosse inferior ao comprimento mínimo estabelecido pelo manual de aplicação dos conectores Hilti HCC-B, tendo em conta que este foi definido de forma a assegurar a rotura pelo aço, quando aplicados com profundidades acima desses valores.

Para a dimensão dos tubos metálicos, adotou-se um diâmetro de 50 mm e um comprimento de 70 mm, para prolongar o comprimento de ancoragem em 40 mm (i.e., 2,5 vezes o diâmetro dos conectores) de modo a minimizar o efeito de superfície no arrancamento do conector e uniformizar as tensões ao longo do troço de aderência aço-cola. Para o troço que se pretende privar de aderência, foram introduzidos tubos de PVC entre a cola e o conector. Para efetuar a ancoragem dos conectores na estrutura de transmissão da força de tração, fixaram-se os provetes no interior de uma moldura metálica rígida provida de uma cunha de pré-esforço. Uma vez que a configuração dos conectores Hilti HCC-B não é compatível com a cunha, foi necessário recorrer e adaptar a peça anteriormente concebida para encaixe das cabeças, apresentada na Figura 6.11-c. Na Figura 6.19, é apresentado um corte esquemático dos provetes ensaiados, onde se pode visualizar a configuração dos ensaios na zona de transmissão das forças, com os diversos pormenores que foram descritos, representados.

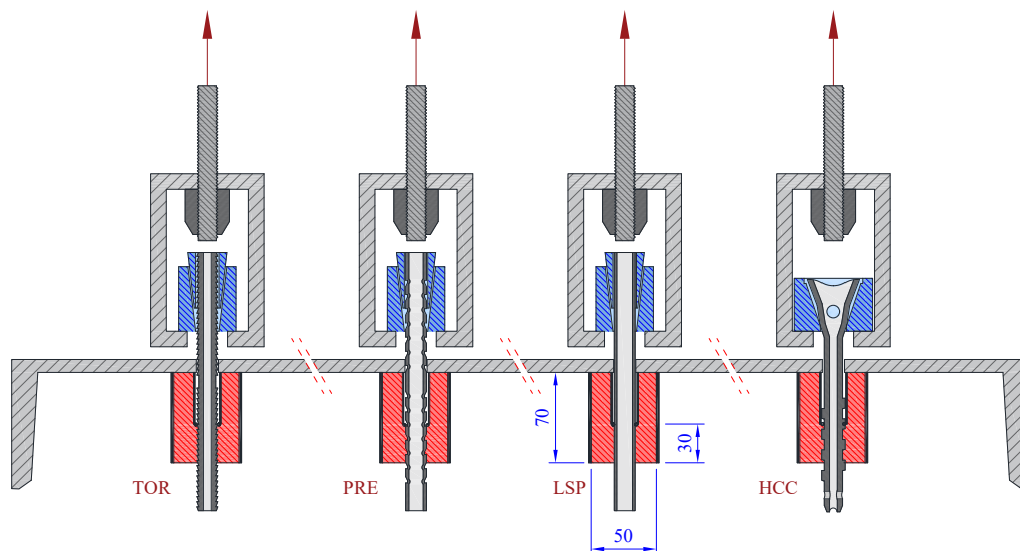


Figura 6.19 – Corte esquemático dos diferentes tipos de provete adotados nos ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola).

Na Figura 6.20, é exibida a geometria da estrutura metálica adotada para transmissão da força, sobre a qual é disposto o atuador de cargas a aplicar nos ensaios em conjunto com uma célula de carga (TML CLC) para medição da força de arrancamento. Esta estrutura é assente sobre uma superfície de reação (ilustrada na Figura 6.18), composta por um perfil metálico UNP 300, perfurado para atravessamento dos conetores. Foi utilizado como atuador, um macaco hidráulico de controlo manual (ENERPAC RCH) com capacidade de 12 tf.

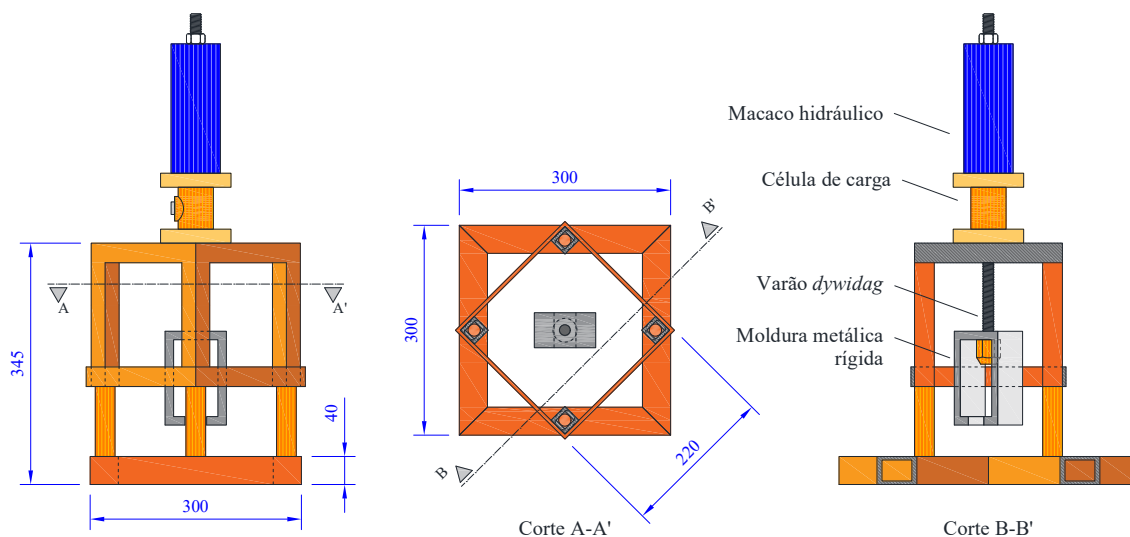


Figura 6.20 – Configuração dos ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola).

Para a monitorização dos deslocamentos, foram utilizados defletómetros TML CDP25 e CDP50: um na extremidade inferior dos provetes, para medir o seu deslocamento vertical, e outro

sobre a alma do perfil UNP 300, junto ao conector, para medir possíveis deformações na alma. Deste modo, o deslocamento real será dado pela diferença dos valores obtidos nestes dois defletómetros.

Na Tabela 6.14 apresentam-se os valores máximos alcançados na rotura nos ensaios realizados e os respetivos modos de rotura obtidos.

Tabela 6.14 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios da série CAC (conectores submetidos a arrancamento na cola).

Ensaio	Tipo de provete	Força de rotura				Modo de rotura
		P [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	
CAC-TOR-1	TOR	61,4	59,0	3,5	5,96%	pelo aço
CAC-TOR-2		56,5				pelo aço
CAC-LSP-1	LSP	8,9	8,7	0,2	2,62%	arrancamento
CAC-LSP-2		8,6				arrancamento
CAC-PRE-1	PRE	17,8	17,8	0,4	2,02%	arrancamento
CAC-PRE-2		18,2				arrancamento
CAC-PRE-3		17,4				arrancamento
CAC-HCC-1	HCC	48,1	45,3	2,5	5,45%	arrancamento com fendas na cola
CAC-HCC-2		44,1				arrancamento com fendas na cola
CAC-HCC-3		43,6				arrancamento com fendas na cola

Verifica-se que o valor do comprimento de ancoragem adotado não foi suficientemente baixo para assegurar roturas por arrancamento em todos os ensaios, uma vez que nos provetes do tipo TOR deu-se a rotura pelo aço. Efetivamente, a força máxima alcançada nas leituras foi próxima do valor médio obtido para a carga de rotura dos ensaios à tração (apresentados na Tabela 6.7), para este tipo de provete: $P_{u,médio} = 64,7$ kN. Verificou-se ainda que, apesar do confinamento proporcionado pelo tubo metálico envolvente dos provetes, o arrancamento dos conectores do tipo HCC foi acompanhado por formação de fendas radiais na cola.

Para determinar uma estimativa da tensão de aderência média, $\tau_{R,b}$, entre cada tipo de conector e o agente de ligação, dividiu-se o correspondente valor da resistência à tração por aderência, $N_{R,p}$ (tomado diretamente do valor médio das cargas na rotura, P , para cada tipo de provete) pela superfície de aderência que se desenvolve ao longo do comprimento de ancoragem, h_{ef} , e do perímetro médio de aderência, $P_{s,b}$ (apresentados na Tabela 6.3):

$$\tau_{R,b} = \frac{N_{R,p}}{P_{s,b} h_{ef}} \quad (6.10)$$

A esta tensão média de aderência, corresponde um comprimento mínimo necessário de ancoragem do conetor, $h_{ef,min}$, para garantir que o aço não atinge a tensão de cedência, determinado por:

$$h_{ef,min} = \frac{f_y A_{s,min}}{P_{s,b} \tau_{R,b}} \quad (6.11)$$

Os valores obtidos para as variáveis referidas, nos quatro tipos de provete considerados, encontram-se na Tabela 6.15. No caso dos provetes tipo TOR, uma vez que a rotura ocorreu pelo aço, os valores obtido para a tensão de aderência média, $\tau_{R,b}$, e para o comprimento mínimo de ancoragem, $h_{ef,min}$, constituem, respetivamente, um limite inferior e superior para estas duas variáveis, que caracterizam a resistência proporcionada pela aderência nas paredes do conetor com a cola.

Tabela 6.15 – Tensões de aderência determinadas a partir dos ensaios da série CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola).

Tipo de perfil	Tipo de provete	Resistência à tração por aderência	Tensão de aderência	Comprimento de aderência necessário
		$N_{R,p}$ [kN]	$\tau_{R,b}$ [MPa]	$h_{ef,min}$ [mm]
ST	TOR	$\geq 59,0$	$\geq 48,5$	$\leq 25,1$
SP	LSP	8,7	5,8	176,0
	PRE	17,8	11,8	108,1
SH	HCC	45,3	33,1	39,3

Estes resultados permitem comprovar que a configuração nervurada do fuste do Hilti HCC-B, confere a este conetor uma aderência com a cola sobejamente suficiente para assegurar roturas pelo aço, evitando a rotura por arrancamento, mesmo em ancoragens com escassos 4 cm de profundidade. Os valores obtidos nos provetes do tipo LSP, com o fuste liso, demonstram como é efetivamente necessário dispor de entalhes ou nervuras ao longo de conetores com as dimensões de referência adotadas, requerendo uma profundidade de ancoragem muito mais elevada que os restantes (18 cm de profundidade). Os provetes do tipo PRE demonstram possuir a necessária capacidade de transmissão de forças do conetor à cola por aderência, pelo que se conclui que os entalhes efetuados por prensagem têm a eficácia suficiente para o fim com que foram executados.

6.4.4. Série de ensaios ACC: arrancamento de conetores do lado da cabeça

Com o objetivo de quantificar a resistência dos conetores ao modo de rotura por *pull-out* do lado da cabeça, foram ensaiados diversos tipos de conetor com diferentes cabeças, ancorados no

betão, submetendo-os ao arrancamento. Na Figura 6.20, são apresentados os conectores ensaiados, a laje de betão executada para estes ensaios, com os provetes embebidos pela extremidade que contém a cabeça, e o esquema de ensaios adotado. Foi utilizada a mesma estrutura metálica, para transmissão de força, empregue nos ensaios da série ACC, assente sobre a superfície da laje e perfeitamente centrada, em cada ensaio, com o eixo do conector. A medição de forças e de deslocamentos, bem como a aquisição dos dados, foi efetuada com o mesmo equipamento descrito nos ensaios anteriores.

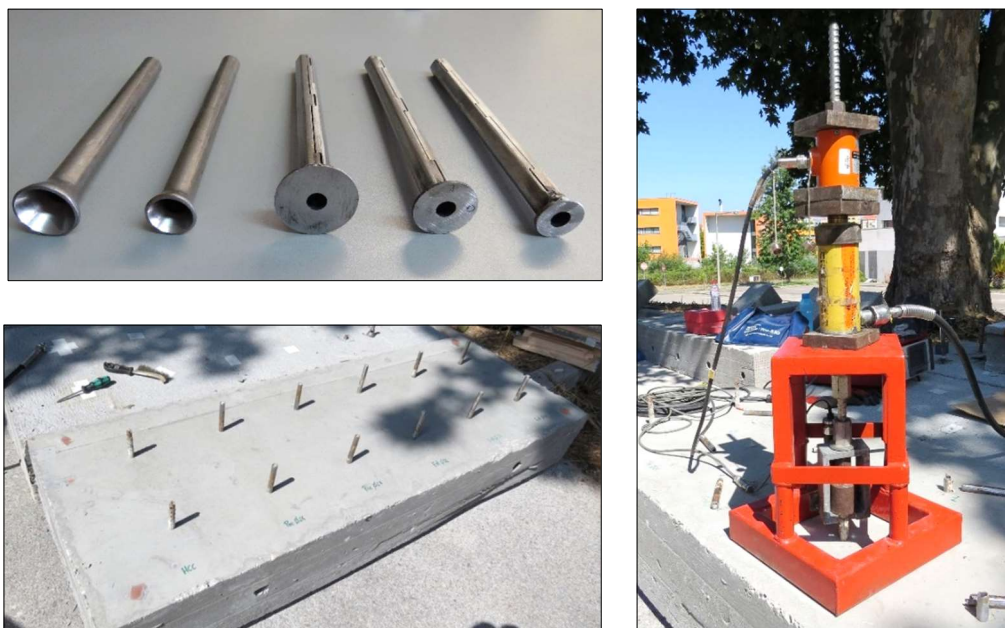


Figura 6.21 – Provetes a ensaiar, configuração do sistema de aplicação de carga e aspeto final da laje utilizada ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça).

Foi definido o programa de ensaios com variação de diâmetro da cabeça do conector, d_h , apresentado na Tabela 6.16, para o qual se tomaram os conectores comerciais, Hilti HCC-B e dois tipos de perfil: SP (tubo metálico utilizado para a produção dos conectores do tipo prensado) e SE (perfil tubular de chapa dobrada em forma de prisma hexagonal para estampagem), com as propriedades descritas na Tabela 6.2. Uma vez que a contribuição do tratamento aplicado nos fustes é desprezável para a resistência ao arrancamento do lado da cabeça, foram apenas considerados os conectores de fuste liso. Deste modo, os tipos de provete adotados foram os LSP e LSE, correspondentes aos provetes sem tratamento de fuste dos perfis tipo SP e SE, respetivamente, tomando as designações estabelecidas na Tabela 6.3.

Tabela 6.16 – Programa de ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça).

Tipo de provete	Tipo de perfil	Diâmetro da cabeça d_h [mm]	Designação do ensaio
LSP	SP	24	ACC-LSP-D24 (2 ensaios)
		28	ACC-LSP-D28 (2 ensaios)
LSE	SE	24	ACC-LSE-D24 (2 ensaios)
		32	ACC-LSE-D32 (2 ensaios)
		40	ACC-LSE-D40 (2 ensaios)
HCC	SH	42 (padrão)	ACC-HCC-DP (2 ensaios)

Na produção dos provetes efetuados a partir do perfil tipo SP, foi feito um alargamento cónico na extremidade até ao diâmetro d_h pretendido, por deformação a frio. Para os provetes produzidos a partir de chapa dobrada, do tipo SE, a solução para materializar as cabeças na extremidade foi a de soldar discos metálicos, furados no centro, e com o diâmetro d_h correspondente. Foram aplicados discos com 2 mm de espessura e um diâmetro no furo central de 10 mm. Em todos os ensaios foi adotado um mesmo comprimento de ancoragem: $h_{ef} = 80$ mm. A geometria descrita para cada tipo de provete, encontra-se ilustrada na Figura 6.22.

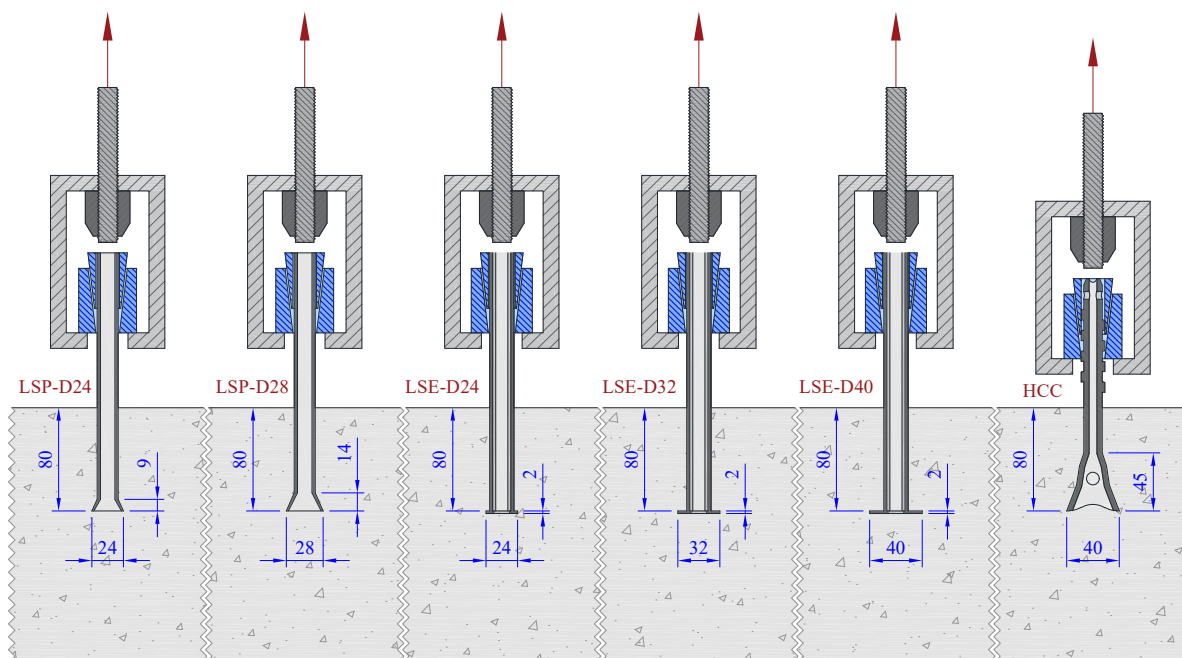


Figura 6.22 – Configuração dos conectores adotados nos ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça).

Para a preparação da laje de betão a utilizar nos ensaios, foi necessário conceber um sistema que assegurasse um rigoroso posicionamento dos conetores, devidamente espaçados, verticalmente instalados e com um comprimento de ancoragem perfeitamente definido. Deste modo, foi disposta uma base, constituída por poliestireno extrudido, no fundo do molde empregue para a betonagem da laje. Os conetores foram inseridos nesta base, conforme ilustrado na Figura 6.23, com uma profundidade de que resulte o comprimento de ancoragem pretendido, na laje posteriormente betonada. Finalmente, as lajes foram rodadas, deixando os conetores na face superior, como se observa na Figura 6.21.



Figura 6.23 – Preparação da laje utilizada nos ensaios da série ACC (arrancamento de conetores do lado da cabeça).

Foram produzidos cubos de betão com 150 mm de lado para quantificar a sua resistência à compressão. No dia de execução dos ensaios de arrancamento, foram efetuados ensaios à compressão destes cubos, tendo-se obtido valores de resistência à compressão de 27,3 MPa e 28,8 MPa. Para obter os correspondentes valores regulamentares para provetes cilíndricos considerou-se, para a tensão resistente, o valor $f_{ck} = 16,0$ MPa, tomando a expressão (4.3), e uma resistência média de $f_{cm} = f_{ck} + 8$ [MPa] = 24,0 MPa.

Tabela 6.17, apresentam-se os resultados obtidos no instante da rotura para esta série de ensaios, na qual todos os provetes romperam pelo aço do conetor, exceto os do grupo LSE-D24, nos quais se verificou que a rotura se deu na solda que liga a cabeça à extremidade dos conetores.

Tabela 6.17 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça).

Ensaio	Tipo de provete	Diâmetro da cabeça d_h [mm]	Força de rotura				Modo de rotura
			P [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	
ACC-LSP-D24-1	LSP	24	68,0	67,9	0,14	0,20%	pelo aço
ACC-LSP-D24-2			67,8				pelo aço
ACC-LSP-D28-1		28	67,0	67,4	0,55	0,82%	pelo aço
ACC-LSP-D28-2			67,8				pelo aço
ACC-LSE-D24-1	LSE	24	43,8	44,9	1,59	3,55%	pela solda
ACC-LSE-D24-2			46,1				pela solda
ACC-LSE-D32-1		32	46,8	46,8	0,14	0,30%	pelo aço
ACC-LSE-D32-2			46,6				pelo aço
ACC-LSE-D40-1		40	46,2	46,2	0,07	0,15%	pelo aço
ACC-LSE-D40-2			46,3				pelo aço
ACC-HCC-DP-1	HCC	padrão (42 mm)	59,9	59,0	1,18	2,00%	pelo aço
ACC-HCC-DP-2			58,2				pelo aço

Comprova-se que a resistência do betão aplicado nas lajes foi de classe excessivamente elevada para permitir o modo de rotura tipo *pull-out* por esmagamento no betão pressionado pela cabeça, mesmo nos conectores com menor diâmetro na cabeça. Desta forma, os resultados obtidos não fornecem dados para avaliar este modo de rotura, mas asseguram que os dois tipos de cabeça concebidos conferem a resistência pretendida se efetuados com, pelo menos, 24 mm de diâmetro, que corresponde a um valor muito abaixo do adotado na cabeça dos conectores comerciais Hilti HCC-B.

Tendo em conta que os conectores foram posicionados com uma distância suficiente aos bordos e entre si para evitar os modos de rotura por *blow-out* e por *splitting*, descritos em 3.3.1, devem ser tidos em conta os seguintes modos de rotura:

- i. Rotura pelo aço, cuja resistência, $N_{R,s}$, é determinada pela expressão (3.18), a qual, adaptada a valores médios, é obtida por:

$$N_{R,s} = f_u A_{s,\min} \quad (6.12)$$

- ii. Rotura por arrancamento de cone de betão, cuja resistência, $N_{R,c}$, pode ser obtida tomando a seguinte relação: $N_{Rk,c} = 0,75 N_{R,c}$. Deste modo, tomando o valor característico da resistência a partir da expressão (3.19), vem:

$$N_{R,c} = \frac{1}{0,75} N_{Rk,c} = \frac{k_1}{0,75} \sqrt{f_{cm}} h_{ef}^{1,5} \quad (6.13)$$

O valor de 0,75 adotado na conversão para valores médios, apoia-se no *fib Bulletin 58* [*fib* (2011)]. Considera-se, para o fator k_1 , o valor proposto por Eligehausen *et al.* (2006) para chumbadouros de cabeça: $k_1 = 15,5 \text{ N}^{0,5} \text{ mm}^{-0,5}$.

- iii. Rotura tipo *pull-out* por esmagamento do lado da cabeça do conetor, com a resistência dada pela expressão (3.18), a qual, em termos de valores médios e para betão não fendilhado, é dada por:

$$N_{R,ph} = 10,5 f_{cm} \frac{\pi(d_h^2 - d^2)}{4} \quad (6.14)$$

Através da Tabela 6.18, é possível comparar os resultados obtidos nos ensaios com os valores previstos através das expressões anteriores, para cada um dos modos de rotura:

Tabela 6.18 – Valores para a rotura previstos nos ensaios da série ACC (arrancamento de conectores do lado da cabeça) e correspondentes valores médios alcançados.

Tipo de provete	Diâmetro da cabeça	Carga média na rotura alcançada	Resistência de cada modo de rotura		
			pelo aço	arrancamento de cone de betão	<i>pull-out</i> do lado da cabeça
	d_h [mm]	P [kN]	$N_{R,s}$ [kN]	$N_{R,c}$ [kN]	$N_{R,ph}$ [kN]
LSP	24	67,9	63,5*	59,0	63,1
	28	67,4			104,2
LSE	24	44,9	50,5	59,0	63,1
	32	46,8			151,5
	40	46,2			265,1
HCC	padrão	59,0	63,1	59,0	306,5

* - apesar do provete ser do tipo LPS, os provetes foram constituídos pelo mesmo aço do lote adotado nos provetes tipo PRE.

Observando os valores da tabela anterior, comprova-se o que fora evidenciado na análise dos ensaios: que a elevada resistência do betão impediu que ocorresse a rotura por *pull-out* do lado da cabeça. Em todos os provetes, o valor determinado para a resistência para este modo de rotura, $N_{R,ph}$, foi superior à resistência da secção, $N_{R,s}$. Desta forma, o modo de rotura pelo aço, conferiu um limite às cargas atingidas nos ensaios.

Os valores obtidos para a rotura por arrancamento do cone de betão revelam que, em alguns casos, se atingiram cargas ligeiramente superiores à correspondente resistência. A presença da estrutura metálica de transmissão de carga, apresentada na Figura 6.20, poderá ter contribuído para

aumentar a resistência ao arrancamento do cone, uma vez que a distância livre no interior do quadrado, que constitui a base da estrutura e que descarrega as cargas sobre na laje, é próximo da distância correspondente a três vezes a profundidade de ancoragem adotado: $3 h_{ef} = 240$ mm. Como descrito em 3.3.1, esta distância é a prevista pelo *CC-method* [Fuchs *et al.* (1995)] para o cone de rotura, idealizado como uma pirâmide de base quadrangular com $3 h_{ef}$ de lado.

6.5. Ensaio para caracterização do HiPerConnector

Tomando em consideração os ensaios descritos para os diferentes tipos de perfil, a empresa promotora do projeto, em conjunto com o esquipa do projeto de investigação, selecionou o conector tipo PRE (perfil tubular com entalhes executados por prensagem) para a definição final do novo HiPerConnector. A opção tomada derivou da avaliação conjunta dos resultados experimentais com os custos e tempos associados ao fabrico de cada tipo de solução. Foram definidos os pormenores geométricos para a configuração final do novo conector, de acordo com o apresentado na Figura 6.24.

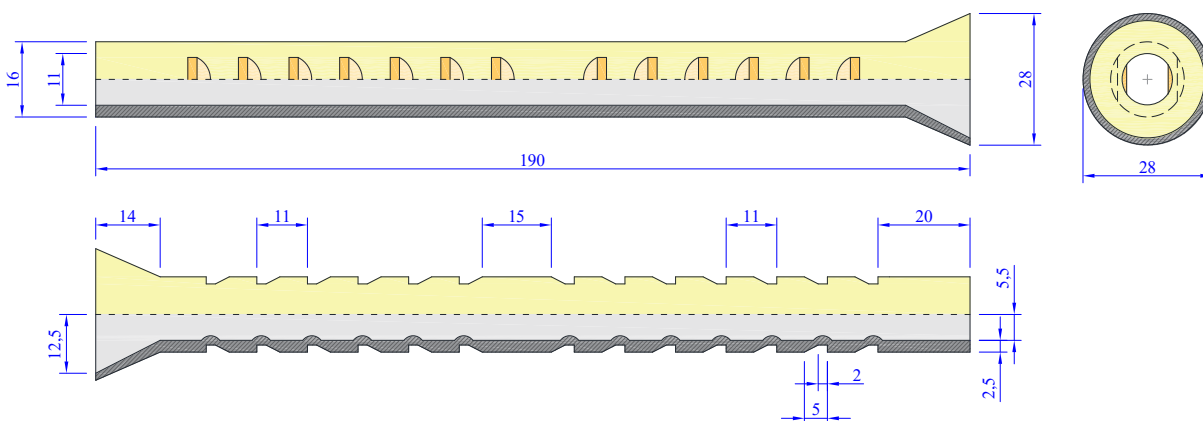


Figura 6.24 – Dimensões do novo HiPerConnector.

O processo de aplicação estabelecido para este novo conector, passa pela execução dos seguintes passos:

- i. Execução do furo. É executado um furo com um diâmetro de $d_0 = 20$ mm na camada de substrato, com o posicionamento e profundidade determinados de acordo com o dimensionamento efetuado. A superfície deverá encontrar-se com os tratamentos de rugosidade já efetuados;
- ii. Limpeza do furo. Este passo é determinante para garantir a amarração da cola ao betão. Com o objetivo de remover as partículas existentes no furo, que alteram a capacidade de

aderência da cola, deve ser seguido um procedimento de injeção de ar comprimido e de água à pressão, de modo alternado e intervalado por escovagem;

- iii.* Instalação do conetor. Finalizado o processo de limpeza com secagem ao ar, o HiPerConnector, que deverá encontrar-se perfeitamente limpo, como apresentado na Figura 6.25-*i*, é introduzido no interior do furo com a cabeça voltada para o lado exterior, como ilustrado na Figura 6.25-*ii*;
- iv.* Instalação da cola. A cola Hilti HIT-RE 500 (ou outro agente de ligação, de preferência resinas epóxicas com características de resistência e de aderência semelhantes a esta) é injetada no interior do HiPerConnector, segurando o conetor para o manter centrado no furo, como exemplificado na Figura 6.25-*iii*. A cola deverá percorrer toda a extensão do conetor e subir pelo furo acima até transbordar ligeiramente pela boca do furo, ficando com um aspeto final semelhante ao da Figura 6.25-*iv*).

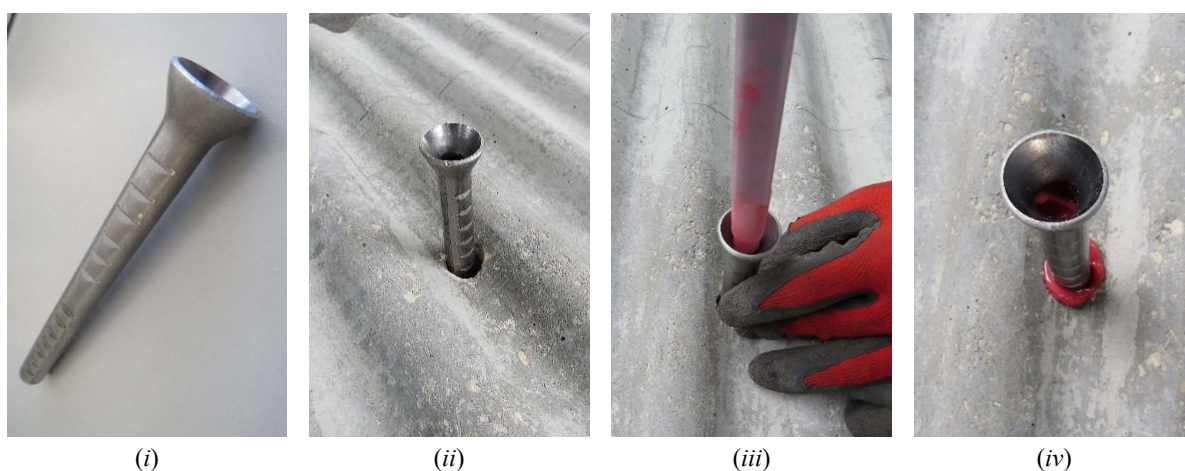


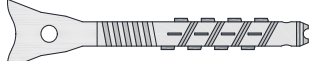
Figura 6.25 – Novo HiPerConnector e passos de instalação na camada de substrato.

Descrevem-se três séries de ensaios realizados para avaliação do comportamento do produto final e para comparação com o conetor comercial Hilti HCC-B, simulando diversas situações, progressivamente mais próximas daquela para a qual estes foram concebidos: (i) uma primeira série (ensaios HAB) com ensaios de arrancamento do conetor, ancorado na camada de substrato de acordo com o procedimento de instalação estabelecido; (ii) a segunda série (ensaios HICM) em que foram realizados ensaios de corte longitudinal, com carregamento monotónico, em lajes com diferentes interfaces betão-betão, ligadas com os conetores em estudo; (iii) e terceira série (ensaios HICC), semelhante à anterior, mas com carregamentos cíclicos, simulando de forma mais completa aquela que virá a ser a situação real em que se encontrará o conetor em condições de serviço.

6.5.1. Série de ensaios HAB: avaliação do HiPerConnector ao arrancamento

De forma a avaliar a resistência ao arrancamento do conetor inserido no furo no betão, devidamente preenchido com cola, efetuaram-se ensaios de arrancamento com diferentes profundidades de ancoragem para o novo HiPerConnector e para o conetor comercial Hilti HCC-B. Tendo em conta que no manual técnico para aplicação dos conectores Hilti HCC-B [Hilti Corporation (2014)] é indicado, como valor mínimo, para o comprimento de ancoragem $h_{ef} = 90$ mm, tomou-se este valor nos ensaios para comparação entre os tipos de conetor em condições idênticas e para comprovar o seu adequado comportamento nesta situação limite. Pretende-se ainda aferir os valores para a tensão de aderência média, estimados através da série de ensaios CAC (conectores submetidos a arrancamento embebidos em cola), mas agora nas condições de utilização previstas, com a cola em contacto com o betão. No caso dos provetes tipo HCC, foi prognosticada a necessidade de efetuar ensaios com profundidades menores que possibilitem a rotura por arrancamento, tendo em conta a elevada aderência proporcionada pelas nervuras. Na Tabela 6.19, apresenta-se o plano realizado para este grupo de ensaios, no qual os provetes com o novo HiPerConnector são designados por HiPC e os provetes com o conetor Hilti HCC-B são designados por HCC.

Tabela 6.19 – Programa de ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão).

		Conetor a ensaiar	
		HiPC HiPerConnector	HCC Hilti HCC-B
			
Comprimento de ancoragem h_{ef} [mm]	90 mm	HAB-HiPC-P90 (6 ensaios)	HAB-HCC-P90 (2 ensaios)
	50 mm	-	HAB-HCC-P50 (2 ensaios)
	35 mm	-	HAB-HCC-P35 (2 ensaios)

A configuração geométrica destes ensaios foi realizada de acordo com o corte esquemático na Figura 6.26, executando furos com 90 mm de profundidade e com o diâmetro correspondente a cada grupo de conectores: $d_0 = 20$ mm, para os HiPC, e $d_0 = 16$ mm, para os HCC. Para a amarração dos provetes do tipo HCC, foi utilizada a peça para encaixe das cabeças já adotada anteriormente, apresentada na Figura 6.11-c. De modo a permitir a utilização de cunhas de pré-esforço, os provetes HiPC foram ensaiados retirando um lote de conectores fabricados antes da execução da cabeça. Optou-se ainda por efetuar um alargamento no topo dos furos dispostos para os ensaios com menor comprimento de ancoragem, como ilustrado na Figura 6.26, de modo a criar um estado de tensões na

zona do arrancamento mais próximo daquele que acontece na realidade, reduzindo o “efeito de superfície”. Para garantir que a área de contacto da cola com o betão se limite ao pretendido, foi introduzida uma ponta de tubo de plástico, com diâmetro exterior semelhante ao diâmetro do alargamento do furo, para evitar que alguma da cola que transborde da zona em análise, se possa colar às paredes de betão da zona mais larga do furo. Dessa forma, alguma cola que eventualmente fique entre o conetor e o tubo de plástico, não contribuirá para a resistência ao arrancamento.

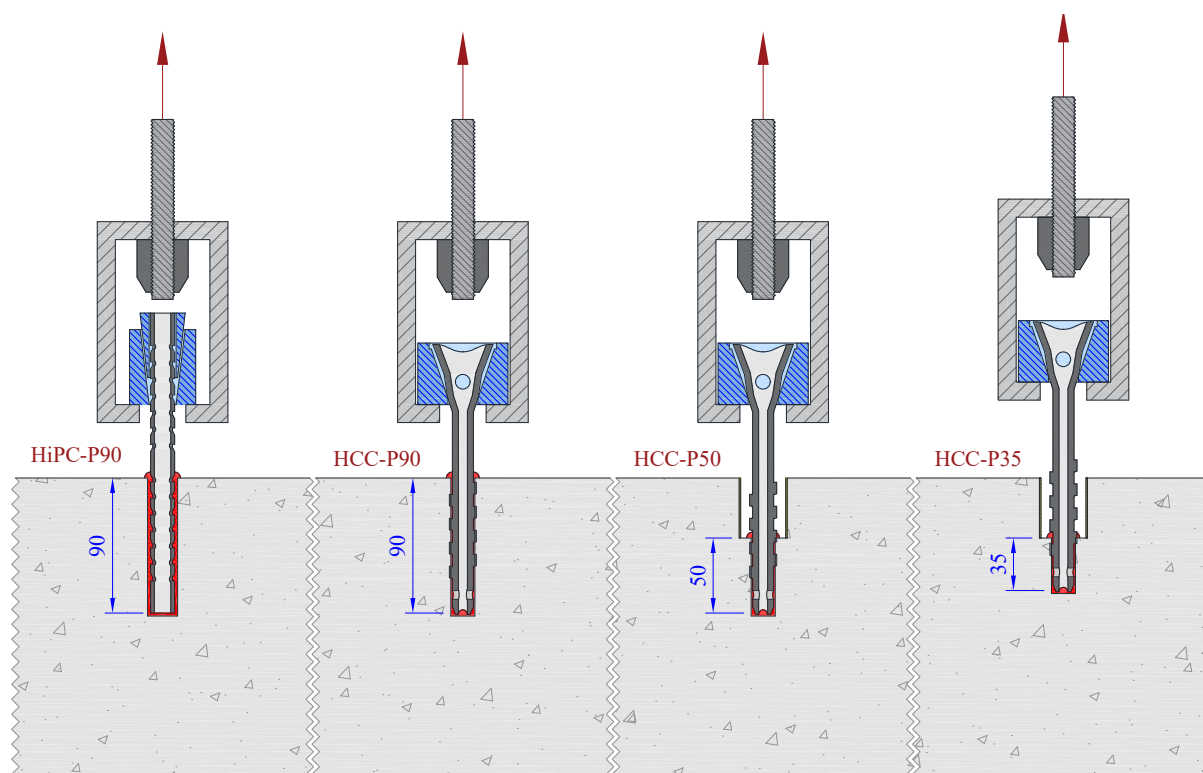


Figura 6.26 – Configuração esquemática dos ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão).

Os ensaios de arrancamento foram executados de forma análoga à descrita para os ensaios da série ACC (ensaios de arrancamento de conectores do lado da cabeça), com a configuração apresentada na Figura 6.27. Nesta mesma figura, pode ser visualizada a instalação de uma chapa metálica de 20 mm de espessura entre a estrutura metálica de transmissão e a superfície de betão. Desta forma, pretendeu-se eliminar a possibilidade da rotura por arrancamento de um cone de betão.



Figura 6.27 – Montagem dos ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão).

Os valores máximos de carga atingidos em cada um dos ensaios e os respectivos valores médios, desvios-padrão, coeficientes de variação e modos de rotura, encontram-se descritos na Tabela 6.20.

Tabela 6.20 – Cargas de rotura obtidas nos ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão).

Ensaio	h_{ef} [mm]	Conetor	Força de rotura				Modo de rotura
			P [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]	
HAB-HiPC-P90-1	90	HiPC	42,3	40,1	3,6	8,87%	<i>pull-out</i> aço-cola
HAB-HiPC-P90-2			35,4				<i>pull-out</i> aço-cola
HAB-HiPC-P90-3			44,0				<i>pull-out</i> aço-cola
HAB-HiPC-P90-4			40,2				<i>pull-out</i> aço-cola
HAB-HiPC-P90-5			42,3				<i>pull-out</i> aço-cola
HAB-HiPC-P90-6			36,1				<i>pull-out</i> aço-cola
HAB-HCC-P90-1	90	HCC	69,9	66,6	4,6	6,94%	pelo aço
HAB-HCC-P90-2			63,3				pelo aço
HAB-HCC-P50-1	50	HCC	46,8	45,2	2,2	4,90%	<i>pull-out</i> cola-betão
HAB-HCC-P50-2			43,7				<i>pull-out</i> cola-betão
HAB-HCC-P35-1	35	HCC	44,6	39,7	7,0	17,58%	<i>pull-out</i> cola-betão
HAB-HCC-P35-2			34,8				<i>pull-out</i> cola-betão

Obtiveram-se roturas de arrancamento do tipo *pull-out* pela aderência entre o conetor e a cola em todos os ensaios com o novo HiPerConnector, confirmando que o diâmetro adotado nos furos é adequado para a amplitude da resistência assegurada pela aderência entre a cola e o betão, mesmo em comprimentos de ancoragem com os valores mínimos admitidos. O modo de rotura alcançado nestes ensaios, viabiliza a avaliação da resistência por unidade de comprimento por aderência aço-cola.

No caso dos conetores Hilti HCC-B, a distinção entre os modos de rotura do tipo *pull-out* por aderência aço-cola e cola-betão é menos evidente, uma vez que, além do diâmetro do furo

($d_0 = 16$ mm) ser próximo do diâmetro exterior nominal ($d = 14,5$ mm), as maiores nervuras presentes no fuste estão parcialmente cravadas na parede do furo. Deste modo, está envolvida ainda uma certa componente de aderência entre o aço das nervuras e o betão. No entanto, observou-se nos provetes ensaiados que estes foram arrancados em conjunto com a maior parte da cola existente no furo, pelo que se considerou a rotura como de arrancamento por aderência cola-betão.

Estando impedidos os modos de rotura por arrancamento de um cone de betão, pela presença da chapa sobre a superfície de betão, e de rotura por *splitting*, tendo-se assegurado as distâncias necessárias aos bordos e entre os conetores, consideram-se, para a resistência da ancoragem à tração, três modos de rotura:

- i. Resistência à rotura pelo aço, $N_{R,s}$:

$$N_{R,s} = f_u A_{s,min} \quad (6.15)$$

- ii. Resistência à rotura por arrancamento tipo *pull-out* pela aderência aço-cola, $N_{R,p}$, a qual, adaptando a expressão (3.28) a valores médios e às variáveis constantes na Tabela 6.3, é dada por:

$$N_{R,p} = \tau_{R,b} h_{ef} P_{s,b} \quad (6.16)$$

Para a tensão uniforme de rotura por aderência dos conetores, $\tau_{R,b}$, adotam-se os valores estimados a partir dos resultados da série de ensaios CAC (conetores submetidos a arrancamento na cola), apresentados na Tabela 6.15.

- iii. Resistência à rotura por arrancamento tipo *pull-out* pela aderência cola-betão, $N_{R,p0}$, tomada da expressão (3.29):

$$N_{R,p0} = \tau_{R,b0} h_{ef} \pi d_0 \quad (6.17)$$

Não dispondo de dados para quantificar a tensão uniforme de rotura por aderência entre a cola e o betão, $\tau_{R,b0}$, foi tomada, como situação padrão, a dos ensaios em que ocorreu precisamente este tipo de rotura: HCC-P50 e HCC-P35. Invertendo a expressão (6.17) e tomando o próprio valor das cargas de rotura, P , obtidas nesses ensaios, como força resistente, $N_{R,p0}$, obtiveram-se os resultados da Tabela 6.21.

Tabela 6.21 – Valores estimados para tensão de aderência cola-betão a partir dos ensaios com rotura com o correspondente modo de rotura.

Ensaio com rotura por <i>pull-out</i> cola-betão	h_{ef} [mm]	Força de rotura	Tensão uniforme de rotura por aderência cola- betão			
		P [kN]	$\tau_{R,b0} =$ $P/(h_{ef} \pi d_0)$	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]
HAB-HCC-P35-1	35	44,6	25,4	20,3	3,5	17,41%
HAB-HCC-P35-2		34,8	19,8			
HAB-HCC-P50-1	50	46,8	18,6			
HAB-HCC-P50-2		43,7	17,4			

Considera-se, assim, como estimativa para a tensão uniforme de rotura por aderência, o valor $\tau_{R,b0} = 20,3$ MPa. Na Tabela 6.22 apresenta-se uma comparação entre os valores médios de rotura alcançados e os resultados obtidos para cada modo de rotura, considerando as expressões anteriores. Sublinham-se os valores correspondentes aos modos de rotura obtidos em cada grupo de ensaios. A resistência prevista para a rotura por aderência cola-betão está desprovida de significado nos ensaios tomados como padrão, utilizados para a determinação da respetiva tensão de aderência, pelo que, naturalmente, os valores obtidos, neste caso, são próximo das cargas de rotura alcançadas.

Tabela 6.22 – Valores para a rotura previstos para os ensaios da série HAB (avaliação do conetor ao arrancamento no betão) e correspondentes valores médios alcançados.

Conetor	h_{ef} [mm]	$\tau_{R,b}$ [MPa]	d_0 [mm]	Carga média na rotura alcançada	Resistência de cada modo de rotura		
					pelo aço	aderência aço-cola	aderência cola-betão
				P [kN]	$N_{R,s}$ [kN]	$N_{R,p}$ [kN]	$N_{R,p0}$ [kN]
HiPC	90	11,8	20,0	40,1	69,4	<u>53,4</u>	114,7
	35			39,7	63,1	52,8	<u>35,7</u>
HCC	50	33,1	16,0	45,2	63,1	75,5	<u>51,0</u>
	90			66,6	<u>63,1</u>	135,8	91,8

Os resultados apresentados confirmam que seria expectável a rotura pelo aço nos provetes HCC com 90 mm de ancoragem, para os quais a carga média obtida na rotura ($P = 66,6$ kN) é próxima da correspondente resistência calculada ($N_{R,s} = 63,1$ kN).

Nos provetes HiPC, verifica-se uma diferença considerável entre o valor médio da carga alcançada na rotura ($P = 40,1$ kN) e o valor obtido para a resistência por aderência aço-cola ($N_{R,p} = 53,4$ kN), pela qual ocorreu a rotura. Efetivamente, o valor considerado para a tensão uniforme de rotura por aderência, $\tau_{R,b}$, foi estimado a partir dos ensaios da série CAC, com comprimentos de aderência reduzidos ($h_{ef} = 30$ mm), três vezes inferiores à profundidade da ancoragem adotada ($h_{ef} = 90$ mm). Não existindo uniformidade na distribuição das tensões de

aderência ao longo do conector, é de esperar que a resistência efetivamente suportada pelo conector, seja inferior.

Sendo a determinação exata da tensão uniforme de rotura por aderência, específica para cada tipo de conector, dependente da profundidade de ancoragem, e tendo em conta que estes foram concebidos para aplicação com valores próximos do adotado nestes ensaios, $h_{ef} = 90$ mm, considera-se que os valores considerados anteriormente para esta tensão ($\tau_{R,b} = 11,8$ MPa, para o HiPC, e $\tau_{R,b} = 33,1$ MPa, para o HCC), devem ser ajustados tendo em consideração os resultados obtidos nesta série de ensaios.

Considera-se, assim, que as tensões médias de aderência num HiPerConnector instalado com um comprimento de aderência apropriado para a sua geometria, aproximadamente metade do seu comprimento total, podem ser tomados a partir de valores médios de aderência, τ_{bm} , dados por:

$$\tau_{bm}(\text{HiPC}) = \frac{P}{P_{s,b} h_{ef}} = \frac{40,1 \times 10^3}{50,3 \times 90} = 8,9 \text{ MPa} \quad (6.18)$$

Não é direta a aferição do valor a adotar para a tensão média de aderência, τ_{bm} , para os conectores Hilti HCC-B, tendo em conta a especificidade própria destes, de atuarem em simultâneo e no mesmo perímetro, a aderência entre o aço e a cola, entre a cola e o betão e, ainda, entre o aço e o betão. Deste modo, considera-se como uma estimativa mais precisa o valor obtido a partir das cargas de rotura dos ensaios HAB-HCC-P50, uma vez que correspondem aos provetes de maior comprimento de ancoragem com rotura por arrancamento:

$$\tau_{bm}(\text{HCC}) = \frac{P}{P_{s,b} h_{ef}} = \frac{45,2 \times 10^3}{45,6 \times 50} = 19,9 \text{ MPa} \quad (6.19)$$

6.5.2. Série de ensaios HICM: avaliação do HiPerConnector em interface submetida ao corte longitudinal com carregamento monotónico

Com a série de ensaios com conectores em interfaces submetidas a corte longitudinal, pretende-se avaliar e comparar o comportamento do novo conector em estudo, HiPerConnector, com o conector comercial, Hilti HCC-B, aplicados em superfícies de diferentes rugosidades, de acordo com o programa de ensaios da Tabela 6.23.

Tabela 6.23 – Programa de ensaios da série HICM (avaliação do conector em interface submetida ao corte longitudinal monotónico).

		Conector a ensaiar	
		HiPC HiPerConnector	HCC Hilti HCC-B
			
Tipo de interface	SL superfície lisa	HICM-HiPC-SL (2 ensaios)	HICM-HCC-SL (2 ensaios)
	SMP superfície tratada com martelo pneumático	HICM-HiPC-SMP (2 ensaios)	HICM-HCC-SMP (2 ensaios)
	SHD superfície tratada com hidrodecapagem	HICM-HiPC-SHD (2 ensaios)	HICM-HCC-SHD (2 ensaios)
	SO superfície ondulada	HICM-HiPC-SO (2 ensaios)	HICM-HCC-SO (2 ensaios)

Foi concebido o sistema esquematizado na Figura 6.28, para efetuar ensaios de corte longitudinal em laje, com provetes paralelepípedicos em betão armado, com 300 x 600 x 200 [mm³], betonados sobre quatro lajes de betão, cada uma das quais com a superfície da interface tratada segundo os tipos de rugosidade referidos na tabela anterior. Cada uma destas lajes de substrato, tem dimensões 700 x 2000 x 250 [mm³] e contém 4 provetes.

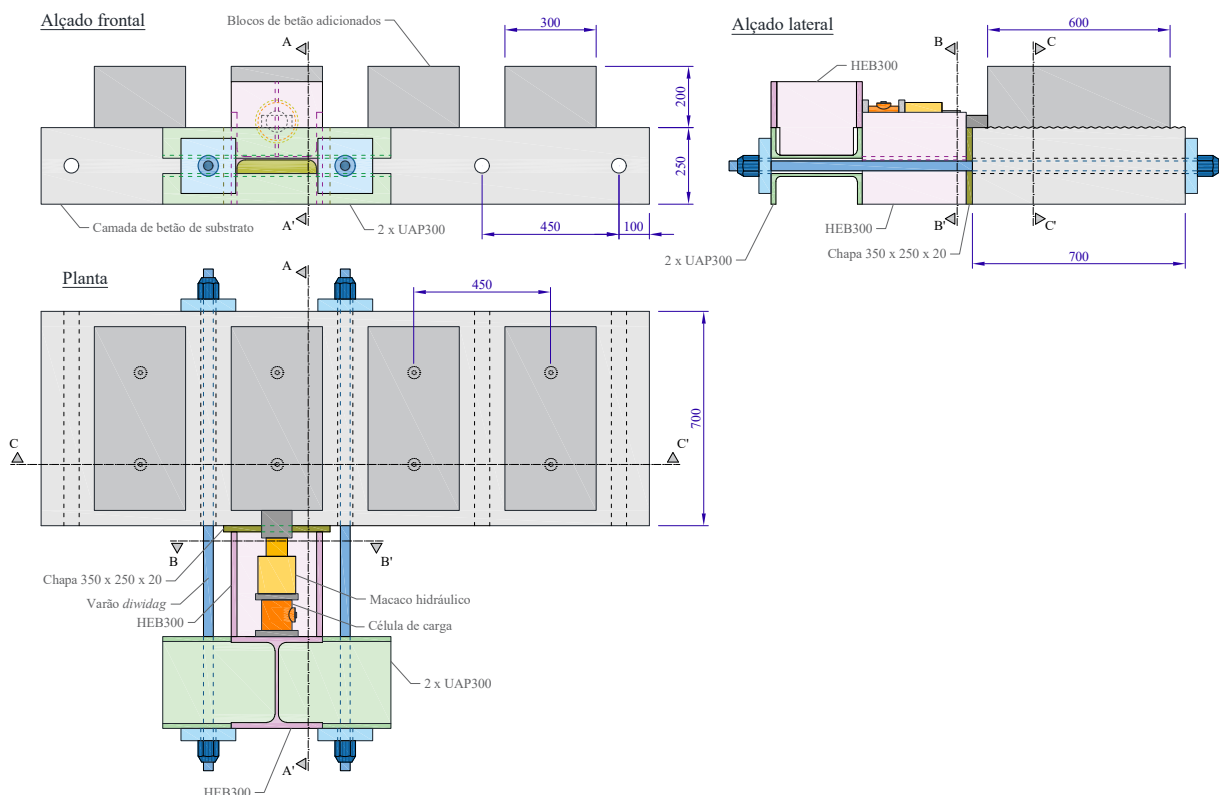


Figura 6.28 – Esquema de ensaio e dimensões dos provetes para execução dos ensaios de corte longitudinal da série HICM (em mm).

Antes da betonagem dos provetes que simulam a nova camada de reforço de uma estrutura, foram aplicados dois conectores em cada bloco adicionado. Metade dos provetes foi preparada com instalação de um par de conectores Hilti HCC-B, e a outra metade, preparada com um par dos novos HiPerConnector.

Descrevem-se os quatro tipos de interface adotados:

- i. SL: superfície lisa, semelhante à adotada nos ensaios descritos nos capítulos anteriores, mas com betonagem efetuada sobre um plástico, colocado na base das cofragens. Esta solução revelou-se como pouco satisfatória como alternativa ao uso de chapa metálica, adotada nos outros ensaios análogos, uma vez que se formaram pequenas rugas, perceptíveis na superfície final, fotografada na Figura 6.29. Após o período de cura do betão, as peças foram invertidas, de modo a empregar esta superfície como interface.



Figura 6.29 – Aspecto da superfície tipo SL (superfície lisa) dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

- ii. SMP: superfície rugosa com tratamento com martelo pneumático. A obtenção de rugosidade na superfície por recurso a martelo pneumático, foi executada por meio de uma ponteira do tipo “talhadeira” (Figura 6.30), após o período da cura do betão. Por avaliação visual, observou-se que foi conseguida uma exposição significativa dos agregados ao longo de toda a área.



Figura 6.30 – Aplicação do tratamento com martelo pneumático na superfície do tipo SMP adotada nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

- iii. SHD: superfície rugosa com tratamento por hidrodecapagem. Este tipo de tratamento de superfície foi levado a cabo por uma empresa especializada. Após o período de cura do betão, a hidrodecapagem foi executada, utilizando um jato de água com uma pressão de 2.000 bar (Figura 6.31). Foi obtida a exposição dos agregados ao longo de toda a área, resultando uma maior homogeneidade e consecução relativamente à adquirida com o martelo pneumático.



Figura 6.31 – Aplicação de hidrodecapagem na superfície do tipo SHD adotada nos ensaios de corte longitudinal da série HICM e comparação com superfície não tratada.

- iv. SO: superfície ondulada, obtida por betonagem sobre uma chapa metálica ondulada. Assim como nas lajes com superfície lisa, constata-se que a superfície obtida apresenta uma geometria substancialmente regular, conforme pretendido. Esta pode ser visualizada na Figura 6.32, já com a laje invertida, após a cura do betão.



Figura 6.32 – Aspeto da superfície do tipo SO (ondulada) dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

A rugosidade das diferentes interfaces foi caracterizada quantitativamente através de leituras por laser sobre as superfícies, efetuadas por meio do rugosímetro laser 2D concebido por Santos & Júlio (2008). A aquisição dos dados foi realizada em oito leituras, duas para cada uma das quatro superfícies, com um laser de 60 μm de precisão e gama de medição entre os 30 e os 130 mm. Em cada uma das leituras, foram registados dez perfis de rugosidade, desenvolvidos ao longo de 150 mm cada um, no sentido transversal das lajes (ver Figura 6.33) e espaçados de forma aproximadamente uniforme.



Figura 6.33 – Medição de perfis de rugosidades com rugosímetro laser 2D sobre as superfícies adotadas nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Do ponto de vista qualitativo, os quatro tratamentos deram origem a quatro tipos de perfil bem diferenciados, como se pode visualizar na Figura 6.34, o que é traduzido, de forma quantitativa, nos correspondentes valores dos parâmetros de rugosidade da Tabela 6.24 e, de forma gráfica, nos quatro perfis de rugosidade sobrepostos apresentados na Figura 6.35 (correspondendo cada um destes a um perfil típico de cada tipo de interface adotado).

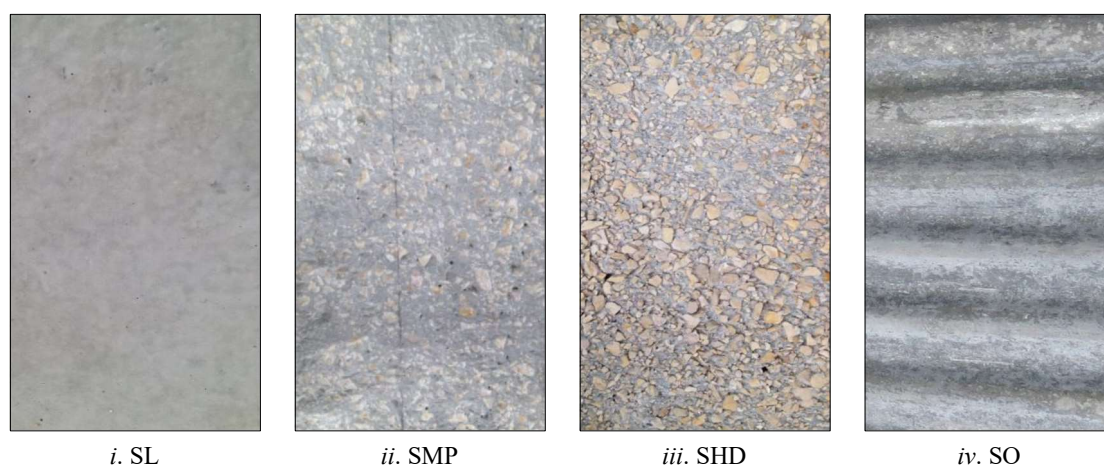


Figura 6.34 – Aspeto visual das interfaces com diferentes tipos de tratamento adotados nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

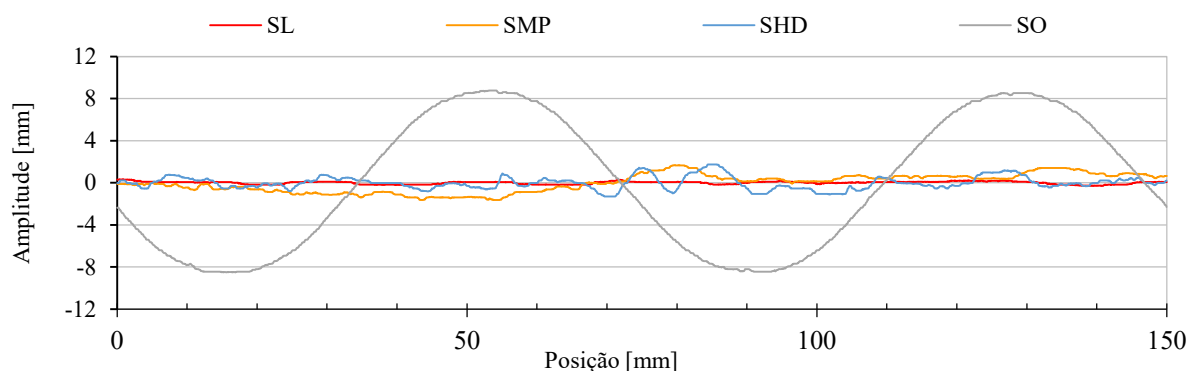


Figura 6.35 – Sobreposição de perfis característicos obtidos em cada um dos 4 tipos de interface adotados nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tabela 6.24 – Parâmetros de rugosidade obtidos em cada um dos diferentes tratamentos adotados nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

	Tipo de interface											
	SL			SMP			SHD			SO		
	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]	Média [mm]	Desvio padrão [mm]	Coef. de variação [%]
R_p	0,354	0,102	28,9%	2,980	1,038	34,8%	1,847	0,767	41,5%	9,640	0,301	3,1%
R_v	0,430	0,154	35,9%	1,366	0,163	11,9%	1,374	0,195	14,2%	9,554	0,088	0,9%
R_y	0,785	0,242	30,9%	4,346	0,973	22,4%	3,221	0,874	27,1%	19,194	0,241	1,3%
R_a	0,130	0,032	24,6%	0,614	0,061	9,9%	0,510	0,150	29,5%	5,297	0,336	6,3%
R_q	0,161	0,045	28,0%	0,794	0,074	9,3%	0,653	0,195	29,9%	5,966	0,257	4,3%
R_z	0,767	0,243	31,7%	4,331	0,968	22,4%	3,198	0,873	27,3%	19,175	0,242	1,3%
R_{pm}	0,237	0,041	17,1%	1,164	0,212	18,3%	1,140	0,400	35,1%	7,198	1,069	14,9%
R_{vm}	0,235	0,063	26,7%	0,814	0,071	8,8%	1,009	0,181	18,0%	7,360	1,124	15,3%
R_{zm}	0,472	0,096	20,3%	1,977	0,269	13,6%	2,149	0,544	25,3%	14,557	2,193	15,1%
R_{max}	0,694	0,210	30,2%	3,784	1,079	28,5%	3,063	0,855	27,9%	17,996	0,108	0,6%

Os conectores foram aplicados após a preparação das superfícies de interface. Pretendeu-se que a profundidade de ancoragem destes na camada de substrato fosse tal que resultasse num comprimento de ancoragem do lado do betão adicionado $h_{ef,ad} = 80$ mm. Deste modo, os comprimentos de amarração do lado da camada de substrato foram, respetivamente, de $h_{ef,sub} = 110$ mm, para os HiPC, e de $h_{ef,sub} = 100$ mm, para os HCC. Estes valores foram definidos tendo em atenção o comprimento mínimo de ancoragem obtido para os provetes do tipo PRE (ver Tabela 6.15), que deram origem aos HiPerConnector. Na aplicação de todos os conectores foi utilizado o químico de injeção bi-componente Hilti HIT-RE 500.

Posteriormente, foram montadas cofragens para os blocos de betão a adicionar sobre as lajes, contendo armaduras no interior que impeçam a rotura por fendilhação das peças (*splitting*), visíveis na Figura 6.36.



Figura 6.36 – Aplicação dos conectores, preparação e betonagem dos blocos de betão para execução dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Na Figura 6.37 apresentam-se duas das lajes, após a betonagem e descofragem dos blocos adicionados.



Figura 6.37 – Provetes para execução dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tanto para a betonagem das lajes de substrato, que servem de base para os provetes, como para a betonagem dos blocos adicionados, foram recolhidos cubos de 150 mm para ensaio de resistência à compressão. Retirou-se um elevado número de cubos de cada um destes para ensaiar em diferentes datas, de modo a traçar a curva de endurecimento de cada um dos betões utilizados, as quais se encontram apresentadas na Figura 6.38.

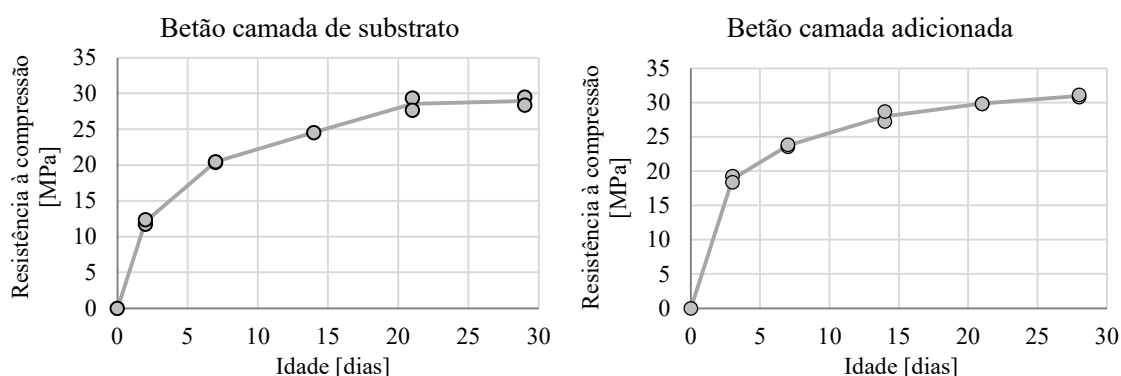


Figura 6.38 – Curvas de endurecimento do betão utilizado em cada uma das betonagens dos provetes da série HICM.

Para submeter as interfaces ao corte longitudinal com uma distribuição de tensões o mais uniforme possível, foi concebido o sistema esquematizado na Figura 6.39, para aplicar as cargas junto à interface e transversalmente aos blocos. Foi adotado, como atuador, um macaco hidráulico (ENERPAC RCS502) com capacidade de 45 tf, instalado em conjunto com uma célula de carga (TML CLA50), devidamente alinhados e posicionados, de tal forma que o êmbolo do atuador fique perfeitamente centrado com o eixo do bloco a ensaiar. Foi preparada uma estrutura de reação, constituída por perfis metálicos HEB 300 e UNP 330 e uma chapa metálica para encosto à laje de substrato. Foi necessário proceder à deslocação e alinhamento do atuador e da estrutura metálica de reação em cada um dos ensaios, posicionando-os junto a cada bloco a ensaiar. Para impedir o afastamento entre a laje de substrato e a estrutura de reação, assegurando que toda a carga é exercida sobre os blocos adicionados, foram amarrados, de forma simétrica, dois varões *Dywidag* com diâmetro de 32 mm.

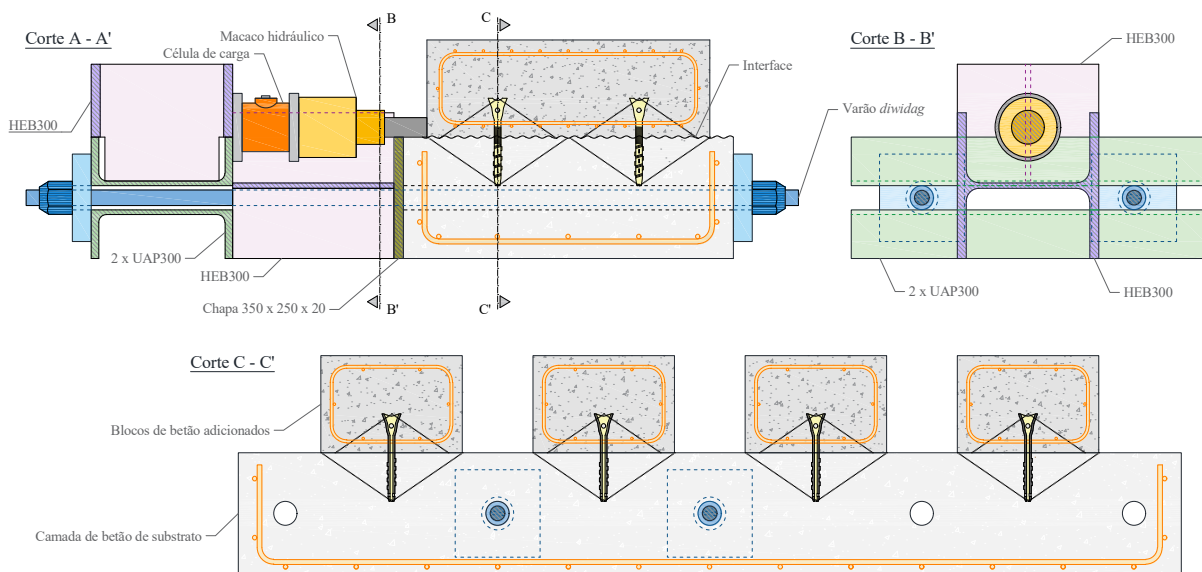


Figura 6.39 – Configuração esquemática utilizada para aplicação de corte longitudinal nos ensaios da série HICM.

Os ensaios foram executados em datas correspondentes a 15 e 16 dias após a betonagem dos blocos adicionados, o que corresponde a 41 e 42 dias após a betonagem das lajes de substrato. Deste modo, os provetes foram ensaiados com a resistência à compressão pretendida, próxima de $f_{cm,cube} = 30$ MPa, como se deduz da Figura 6.38. A carga foi aplicada com incrementos relativamente uniformes e constantes de avanço do êmbolo do macaco hidráulico, por controlo manual do respetivo atuador elétrico. Mediram-se os deslocamentos horizontais e verticais, instalando três defletómetros TML TDS 530 conforme ilustrado na Figura 6.40. Os dados foram registados através de um *data logger* TML TDS 530.



Figura 6.40 – Configuração dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Apresentam-se as curvas força-deslocamento obtidas para cada um dos ensaios: na Figura 6.41, para os ensaios com conetores do tipo HiPC e, na Figura 6.42, para os ensaios com conetores do tipo

HCC. As roturas ocorreram com separação dos blocos adicionados, acompanhada de corte e flexão dos conectores, sendo geralmente patente a contribuição do efeito de ferrolho na resistência final.

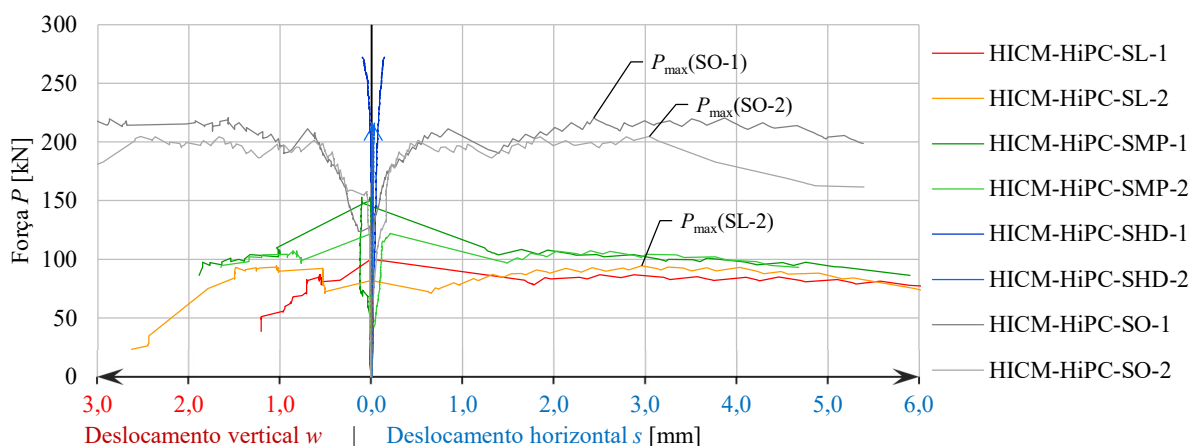


Figura 6.41 – Curvas força-deslocamento dos provetes com conectores do tipo HiPC nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

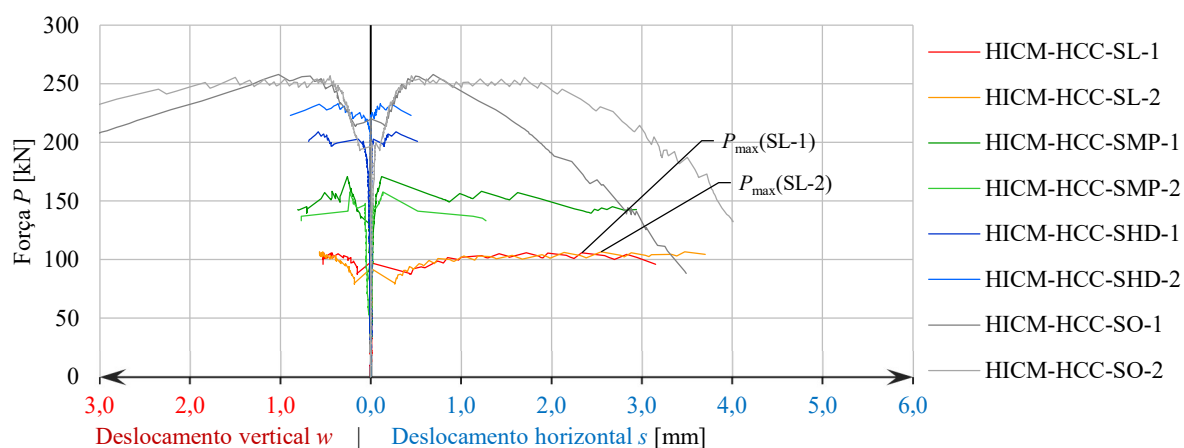


Figura 6.42 – Curvas força-deslocamento dos provetes com conectores do tipo HCC nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Focando uma primeira análise de resultados apenas nos valores máximos de carga atingidos, elaborou-se a Tabela 6.25, na qual constam as cargas, $P_{\max}$, de cada um dos ensaios, e os respectivos valores médios, desvios-padrão e coeficientes de variação para cada grupo de ensaio. Os valores médios são representados em gráfico, na Figura 6.43.

Tabela 6.25 – Valores máximos de carga atingidos nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tipo de Interface	Tipo de conector	Força de ruptura			
		$P_{\max}$ [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]
SL	HiPC	100,5	97,6	4,2	4,33%
		94,6			
	HCC	105,8	106,2	0,6	0,52%
		106,6			
SMP	HiPC	153,0	137,6	21,7	15,76%
		122,3			
	HCC	170,9	164,4	9,2	5,61%
		157,9			
SHD	HiPC	272,5	244,4	39,8	16,31%
		216,2			
	HCC	209,1	221,1	17,0	7,68%
		233,1			
SO	HiPC	220,6	212,7	11,2	5,28%
		204,7			
	HCC	257,9	257,4	0,7	0,27%
		257,0			

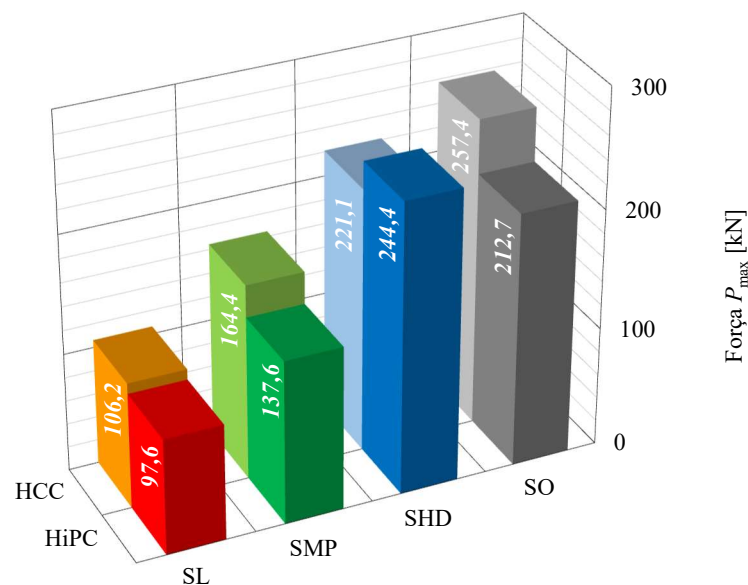


Figura 6.43 – Médias dos valores máximos de carga em cada um dos grupos dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

No gráfico anterior é visível que o tipo de tratamento da superfície da interface é determinante na resistência da ligação ao corte longitudinal. Os valores para a resistência das interfaces tipo SHD (tratadas com hidrodécapagem) e das interfaces tipo SO (onduladas), apresentam-se superiores em relação aos dos restantes tratamentos, destacando-se o valor obtido para as superfícies onduladas, no caso dos HCC, e o obtido para as superfícies tratadas com hidrodécapagem, no caso dos HiPC.

Os provetes tipo SL (superfície lisa) apresentam sempre os valores mais baixos de resistência, como seria expectável.

A comparação entre as curvas obtidas para os dois tipos de conetor aplicados nos ensaios, revela que, apesar de os valores de carga máxima serem da mesma ordem de grandeza, os provetes com o novo HiPC apresentam uma capacidade claramente superior de conservar a resistência com o aumento do deslizamento entre as camadas.

É também de notar que, em quase todos os ensaios, os valores máximos de carga atingidos nos provetes preparados com conetores HiPC foram um pouco inferiores aos que se atingiram nos ensaios dos provetes com conetores HCC, o que parece refletir a diferença da área de secção dos dois tipos de conetor: $A_{s,min} = 96,0 \text{ mm}^2$, para os HCC, e $A_{s,min} = 117,8 \text{ mm}^2$, para os HiPC. No entanto, além da diferença relativa verificada ser variável, esta mesma tendência é contrariada nos ensaios do tipo SHD (tratados com hidrodécapagem). Se se tiver em conta apenas as expressões regulamentares, estes resultados seriam dificilmente explicáveis, uma vez que nessas é considerada apenas a variável da taxa de armadura, ρ . Conforme analisado ao longo da tese, existe uma dependência muito significativa da amarração das armaduras nos mecanismos envolvidos, que não é refletida nas variáveis consideradas nos códigos. À omissão nestes do tipo de amarração, acresce a não consideração explícita da rigidez de flexão do conetor em análise, mas apenas do diâmetro do mesmo, tornando essas expressões insensíveis a diferentes momentos de inércia para geometrias de secção com iguais valores de área.

A mesma constatação, relativa à dependência da resistência com a amarração, pode ser feita através da análise das curvas força-deslocamento, nas quais se identificam diferentes tipos de comportamento, inclusivamente para uma mesma rugosidade. Nomeadamente, focando a análise nas superfícies do tipo SMP e SHD, verifica-se que o valor máximo de carga, P_{max} , é atingido com deslizamentos muito reduzidos em provetes com HiPC, ao contrário do que ocorre em provetes com HCC.

Verifica-se ainda que, independentemente do deslizamento correspondente ao valor de carga máximo atingido, todas as curvas têm um ponto notável, que se passa a designar por ponto P_1 , a partir do qual ocorre o deslizamento. Torna-se conveniente, deste modo, aprofundar a análise dos mecanismos envolvidos e procurar identificar o modo de rotura determinante para cada caso.

Identificam-se diferentes tipos de curva força-deslocamento, tendo em conta os seguintes aspetos referidos ao longo deste trabalho: (i) o mecanismo de adesão e imbricamento mecânico tem

a sua maior contribuição no arranque do deslizamento, tornando-se o valor da sua resistência desprezável com o descolamento das camadas; (ii) o mecanismo de atrito depende da dilatação (que é tanto maior quanto a rugosidade) e requer, além do deslizamento entre as camadas, uma total ancoragem das armaduras; e (iii), as rótulas plásticas do efeito de ferrolho são formadas para deslizamentos da ordem de 0,1 a 0,2 vezes o diâmetro das armaduras. A estes tipos de curva, identificados de acordo com o modo de rotura determinante, atribuem-se as seguintes designações:

- i. AD - rotura por adesão: verifica-se quando o valor de carga máximo ocorre sem deslocamento visível. Dentro deste conjunto distinguem-se duas situações: aquelas em ocorreu a rotura de forma instantânea e total, designados como AD⁻, e aquelas, designadas por AD⁺, em que continuou a existir uma resistência ao deslocamento imposto, progressivamente mais baixa. No correspondente troço de continuidade, verificam-se algumas recuperações de carga, mas sem representar um aumento da resistência máxima. Efetivamente, nestes casos foi observada uma mudança abrupta no desenrolar dos ensaios, correspondente ao ponto P_1 , acompanhado de estalido sonoro, que correspondeu ao vencimento da adesão, permanecendo, no entanto, o bloco de betão amarrado à camada de substrato. Verifica-se assim, que, no primeiro caso, tipo AD⁻, a transferência instantânea das cargas, que eram suportadas por adesão e que passaram a ser suportadas pelo contributo das armaduras, foi demasiado elevada para ser suportada pelos mecanismos de atrito e ferrolho. Já no segundo caso, tipo AD⁺, foi alcançado um equilíbrio de forças ao deslizamento imposto, embora insuficiente para conferir uma maior resistência da ligação. Caso os ensaios tivessem sido executados por controlo de força, estas duas situações não seriam distinguíveis. Englobam-se, neste grupo, os ensaios com resultados que cumpram as seguintes condições:

- $P_{\max} = P_1$;
- $s_{P,\max} < 0,1d$

- ii. EF - rotura com efeito de ferrolho, após perda de adesão: verifica-se quando a recuperação de carga no troço após a ocorrência do ponto notável, P_1 , correspondeu a um aumento da resistência máxima. Nos ensaios deste grupo, verificou-se uma primeira quebra de resistência sem deslocamento visível, correspondente ao ponto P_1 , em que ocorre o vencimento da componente da resistência por adesão, ao qual se seguiu uma nova recuperação de carga com o aumento do deslizamento entre as camadas, até ocorrer a rotura completa para valores de deslizamento elevado: acima de 0,1 vezes o diâmetro

do conector. Estes valores correspondem ao deslizamento necessário para a formação das rótulas plásticas e consequente esgotamento da capacidade de resistência por efeito de ferrolho. Englobam-se, neste grupo, os ensaios cujos resultados cumprem as seguintes condições:

- $P_{\max} > P_1$;
- $s_{P,\max} > 0,1d$

iii. AT - rotura por atrito: a este grupo correspondem os ensaios para os quais as curvas obtidas têm a mesma característica das do tipo EF (em que a carga P_1 é diferente da carga máxima, $P_{\max}$), mas com a rotura a ocorrer para deslizamentos muito mais reduzidos. Nestes ensaios, a tração nas armaduras, proporcionada pela ancoragem no betão, não terá possibilitado a formação de rótulas plásticas, impedindo a contribuição do efeito de ferrolho e levando à concentração de toda a resistência no mecanismo de atrito. A identificação, nos gráficos, do ponto P_1 é essencial para fazer a distinção entre este modo e o do tipo AD (rotura por adesão), uma vez que em ambos foi observada carga máxima sem deslocamento visível. Um outro pormenor que demonstra a diferença destes dois casos é o do valor obtido para a dilatação no ponto de carga máxima, $w_{P_{\max}}$, a qual foi mais elevada precisamente nos ensaios identificados como do tipo AT, concordando com o que é próprio do mecanismo de atrito. Um exemplo claro é o dado pela comparação entre as curvas dos diferentes conectores com o tratamento de martelo pneumático (SMP), em que, para os provetes com HCC, é visível um maior deslocamento vertical na rotura, precisamente nas correspondentes curvas de deslocamento horizontal, nas quais se distingue P_1 de $P_{\max}$. As condições que correspondem a este grupo são, portanto, dadas por:

- $P_{\max} > P_1$;
- $s_{P,\max} < 0,1d$

iv. CB - rotura por cone de betão: em apenas um dos casos, HCC-SHD-2, observou-se uma rotura de forma instantânea e total, em que inclusivamente o bloco adicionado foi projetado com rotação do mesmo. Verificou-se, na camada de substrato, a formação de um cone de rotura envolvendo ambos os conectores, o que evidenciou que a resistência foi limitada pela capacidade do betão na resistência ao arrancamento. É elucidativo verificar que, justamente no outro ensaio desse mesmo grupo, HCC-SHD-1, a curva obtida foi do tipo AT, pelo que será expectável que estivesse em formação o mecanismo de atrito,

também neste ensaio. Isto concorda com o facto de o risco de formação do cone de betão existir quando a tração na ancoragem é elevada, o que corresponde precisamente à origem do mecanismo de atrito sem efeito de ferrolho.

A partir desta distinção e da análise de cada um dos ensaios, foi atribuída a classificação do tipo de curva, apresentada junto aos resultados dos ensaios, agrupados por tipos de tratamento de interface, na Tabela 6.26, para os HiPC, e na Tabela 6.27, para os conetores HCC.

Tabela 6.26 – Forças e deslocamento atingidos no vencimento da adesão e na carga máxima nos ensaios de corte longitudinal da série HICM para os provetes com conetores HiPC.

Ensaio	Tipo de interface	Vencimento da adesão			Carga máxima			Modo de rotura
		P_1 [kN]	s_{P1} [mm]	w_{P1} [mm]	P_{max} [kN]	s_{Pmax} [mm]	w_{Pmax} [mm]	
HICM-HiPC-SL-1	SL	100,5	0,02	0,01	100,5	0,02	0,01	AD+
HICM-HiPC-SL-2		81,8	0,00	0,01	94,6	<u>2,96</u>	1,04	EF
HICM-HiPC-SMP-1	SMP	153,0	0,00	0,02	153,0	0,00	0,02	AD+
HICM-HiPC-SMP-2		122,3	0,21	0,00	122,3	0,21	0,00	AD+
HICM-HiPC-SHD-1	SHD	272,5	0,14	0,10	272,5	0,14	0,10	AD–
HICM-HiPC-SHD-2		216,2	0,04	0,00	216,2	0,04	0,00	AD–
HICM-HiPC-SO-1	SO	128,2	0,02	0,02	220,6	<u>2,44</u>	1,57	EF
HICM-HiPC-SO-2		157,9	0,17	0,05	204,7	<u>3,05</u>	2,53	EF

Tabela 6.27 – Forças e deslocamento atingidos no vencimento da adesão e na carga máxima nos ensaios de corte longitudinal da série HICM para os provetes com conetores HCC.

Ensaio	Tipo de interface	Vencimento da adesão			Carga máxima			Modo de rotura
		P_1 [kN]	s_{P1} [mm]	w_{P1} [mm]	P_{max} [kN]	s_{Pmax} [mm]	w_{Pmax} [mm]	
HICM-HCC-SL-1	SL	97,8	0,01	0,01	105,8	<u>2,34</u>	0,52	EF
HICM-HCC-SL-2		92,4	0,01	0,00	106,6	<u>2,55</u>	0,53	EF
HICM-HCC-SMP-1	SMP	132,2	0,04	0,01	170,9	0,12	0,26	AT
HICM-HCC-SMP-2		147,9	0,03	0,06	157,9	0,14	0,23	AT
HICM-HCC-SHD-1	SHD	200,8	0,02	0,08	209,1	0,28	0,58	AT
HICM-HCC-SHD-2		223,1	0,00	0,08	233,1	0,11	0,36	CB
HICM-HCC-SO-1	SO	220,7	0,01	0,00	257,9	0,69	1,02	AT
HICM-HCC-SO-2		199,5	0,06	0,00	257,0	0,45	0,45	AT

*: tomou-se como valor nulo por se ter verificado a ocorrência de um ligeiro deslizamento da estrutura que perturbou a medição exata dos deslocamentos

Nas tabelas anteriores, encontram-se sublinhados os deslizamentos ocorridos na carga máxima para os ensaios com o modo EF, nos quais é cumprida a condição definida para identificar a rotura por efeito de ferrolho: $s_{P,max} > 0,1d$. Estes mesmos valores encontram-se assinalados nas curvas força-deslocamento da Figura 6.41, para os HiPC, e da Figura 6.42, para os HCC. O valor médio destes deslizamentos demonstra que a formação das rótulas plásticas ocorreu dentro do intervalo

preconizado em [Randl (2013)], s_{crit}/d entre 0,1 e 0,2. Concretamente, o valor obtido para os dois tipos de conetor em estudo foi coincidente, tomando o valor $s_{crit} = 0,17 d$.

Uma vez que o problema em análise engloba todos os mecanismos envolvidos no estudo da resistência ao corte longitudinal, optou-se por reservar a comparação dos resultados com o preconizado com as expressões existentes para o final deste documento, de forma a complementar esse estudo com a expressão conjunta final para determinação da resistência ao corte longitudinal, a propor nesta tese e que será descrita em 7.9.

6.5.3. Série de ensaios HICC: avaliação do HiPerConnector em interface submetida ao corte longitudinal com carregamento cíclico

De modo a simular e estudar o efeito da fadiga no comportamento dos conectores, foram realizados ensaios de corte longitudinal em laje com características semelhantes às dos ensaios anteriores, mas com a atuação do carregamento em ciclos de carga e descarga, de acordo com o programa de ensaios da Tabela 6.28. Efetivamente, na vida de uma estrutura reforçada com recurso a conectores ao corte, a carga a que estes ficam submetidos é muito variável, sendo especialmente significativo no caso de tabuleiros de viadutos e pontes.

Tabela 6.28 – Programa de ensaios da série HICC (avaliação do conetor em interface submetida ao corte longitudinal cíclico).

Tipo de interface	SHD superfície tratada com hidrodecapagem	Tipo de conetor	
		HiPC	HCC
		HiPerConnector	Hilti HCC-B
		HICC-HiPC-SHD (2 ensaios)	HICC-HCC-SHD (2 ensaios)

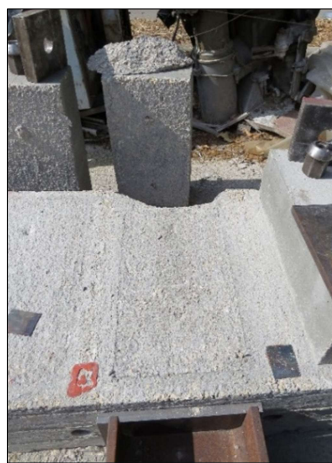
Este estudo do comportamento à fadiga foi feito com lajes com superfície tratada por hidrodecapagem em dois provetes preparados com conectores Hilti HCC-B e em dois provetes preparados com os novos HiPerConnector. O carregamento foi feito da seguinte forma: aplicação de 20 ciclos de carga até valores de aproximadamente 80% da carga resistente esperada, seguida de descarga controlada até valores de aproximadamente 20% da carga resistente esperada, finalizando os ensaios de seguida, com um carregamento progressivo até à rotura.

Observou-se uma diferença entre as superfícies de rotura no caso dos ensaios cíclicos (Figura 6.44-ii) face aos ensaios simples equivalentes (Figura 6.44-i): as interfaces das lajes ensaiadas à fadiga apresentam-se mais uniformes, sem grandes destacamentos de pedaços de betão. Isto parece

indicar que esta forma de carregamento terá levado a uma destruição mais completa da adesão entre as camadas de betão antes do corte verificado nos conectores no momento da rotura.



HICM-HCC-SHD-1
(i) com carregamento monotónico



HICC-HCC-SHD-2
(ii) com carregamento cíclico

Figura 6.44 – Destacamento do bloco de betão adicionado após a rotura do ensaio de corte longitudinal.

Na Tabela 6.29 e na Figura 6.45, são apresentados os resultados para os carregamentos efetuados em cada um dos ensaios realizados. Foi considerado, para todos os ensaios, que a carga resistente esperada seria de aproximadamente 20 tf, pelo que se efetuaram carregamentos até valores de aproximadamente 16 tf e descargas até valores de aproximadamente 4 tf. As cargas e descargas foram controladas manualmente com o atuador elétrico do macaco hidráulico, o que resultou em alguma variação de ciclo para ciclo.

Tabela 6.29 – Forças de rotura atingidas nos ensaios cíclicos de corte longitudinal na série HICC.

Ensaio	Tipo de conector	Força de rotura			
		$P_{\max}$ [kN]	Média [kN]	Desvio padrão [kN]	Coef. de variação [%]
HICC-HiPC-SHD-1	HiPC	186,1	191,7	7,9	4,12%
HICC-HiPC-SHD-2		197,3			
HICC-HCC-SHD-1	HCC	191,9	200,5	12,2	6,08%
HICC-HCC-SHD-2		209,1			

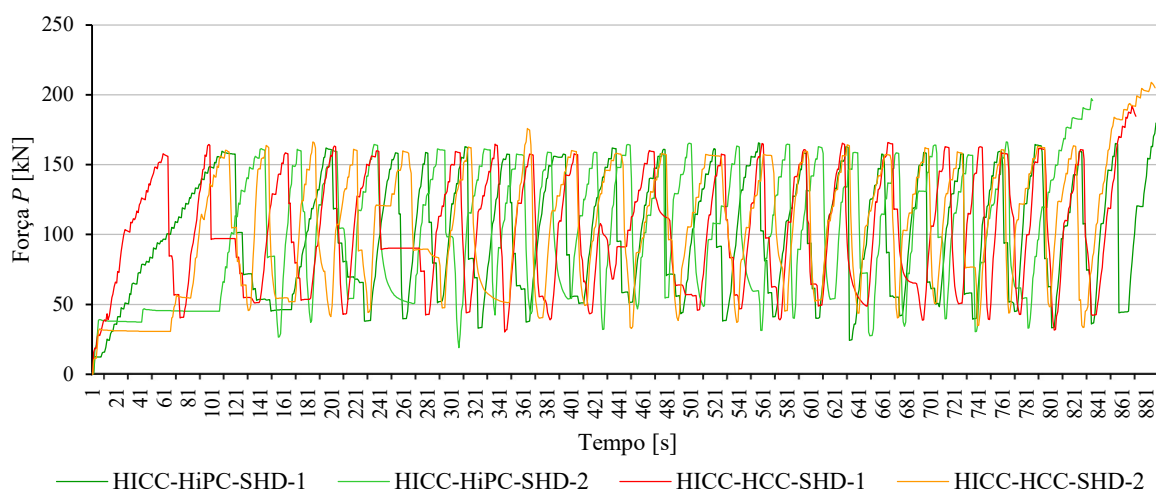


Figura 6.45 – Evolução do carregamento ao longo do tempo nos ensaios cíclicos de corte longitudinal na série HICC.

Na Figura 6.46 e na Tabela 6.30, apresenta-se uma comparação entre as cargas máximas atingidas nos ensaios de corte longitudinal em laje com superfície tratada por hidrodecapagem com carregamento cíclico e com carregamento simples feitos em lajes perfeitamente semelhantes a estas.

Tabela 6.30 – Valores médios das cargas máximas atingidas nos ensaios de corte longitudinal com carregamento monotónico (série HICM) e nos ensaios com carregamento cíclico (série HICC).

Tipo de conetor	Força de rotura média P_{max} [kN]		Redução de carga [%]
	HICM carregamento monotónico	HICC carregamento cíclico	
HiPC	244,4	191,7	78,4%
HCC	221,1	200,5	90,7%

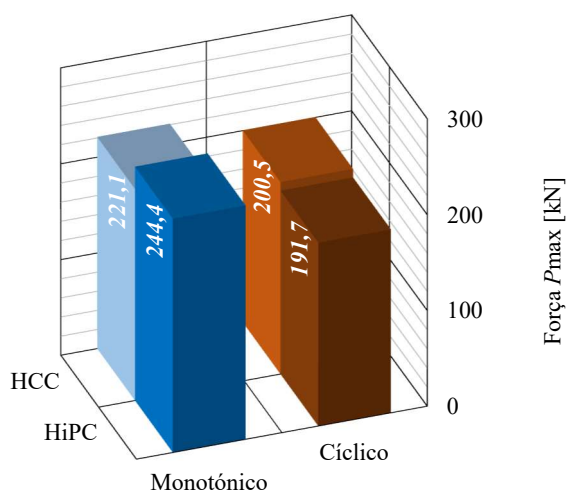


Figura 6.46 – Comparação entre cargas máximas atingidas nos ensaios de corte longitudinal com carregamento monotónico (série HICM) e com carregamento cíclico (série HICC).

É possível verificar como o facto de se efetuar uma série de ciclos de carga e descarga leva a uma visível redução da capacidade resistente da ligação. Esta redução apresenta-se como mais

significativa no caso dos provetes preparados com conetores HiPerConnector, de 78,4%, do que no caso dos provetes preparados com conetores Hilti HCC-B, com uma redução de 90,7%.

6.6. Síntese das conclusões

Com o projeto HiPerConnector, foi alcançado o objetivo de desenvolver um novo conetor mais económico que os disponíveis no mercado, com um comportamento adequado à aplicação em juntas constituídas por camadas de betão de diferentes idades. Foram estudados e comparados diferentes processos de fabrico, diversas geometrias e formas de conferir resistência por adesão entre o conetor e a cola. Para analisar a nova solução do ponto de vista do comportamento mecânico, foram realizados ensaios com conetores submetidos à tração, ao corte com flexão, ao arrancamento da cola e ainda ao arrancamento do lado da cabeça. A partir deste conjunto de ensaios, demonstrou-se a necessidade de caracterizar o adequado comportamento dos conetores quantificando os principais parâmetros, de modo a assegurar:

- uma ductilidade elevada, de modo a evitar roturas frágeis. Nomeadamente, verificou-se de que modo esta característica proporciona um melhor comportamento no mecanismo de atrito e no efeito de ferrolho;
- uma tensão de aderência média entre o conetor e a cola suficientemente elevada. A partir desta tensão, é determinado o comprimento mínimo necessário de ancoragem para assegurar rotura pelo aço (ao invés de rotura por arrancamento), cujo valor pode inviabilizar a configuração adotada para o respetivo conetor. Apresentou-se como solução especialmente económica e expedita a de imprimir entalhes ao longo do fuste, por prensagem;
- uma configuração das cabeças que garanta que é atingida a rotura pelo aço para valores inferiores ao proporcionado pela resistência ao arrancamento do lado da cabeça. Comprovou-se o bom comportamento de cabeças materializadas por alargamento cónico por conformação a frio, em oposição à solução de soldagem de cabeças na extremidade.

Definida a geometria do novo conetor, executado a partir de um perfil tubular de aço com entalhes efetuados por prensagem, foram feitos ensaios de arrancamento com o fim de aferir os valores da tensão de aderência com a cola, tanto para este (HiPerConnector) como para o conetor comercial adotado como referência (Hilti HCC-B). Por fim, realizaram-se ensaios de corte

monotónico, variando o tipo de rugosidade, e cíclico em lajes com blocos adicionados com estes dois tipos de conetor a atravessar a interface. A comparação dos resultados entre provetes com um mesmo tipo de rugosidade, revelaram que, apesar de as cargas de roturas não serem díspares, já os modos de rotura, bem como a configuração das respetivas curvas força-deslocamento, foram significativamente distintas para os dois tipos de conetor analisados. Nomeadamente, foi possível comprovar a vantagem da adoção de um material mais dúctil para o novo HiPerConnector, relativamente ao material mais frágil que constitui o conetor Hilti HCC-B.

Apesar de os ensaios realizados no âmbito do projeto de criação de um novo conetor, terem tido como fim imediato a caracterização do comportamento destes por comparação com um conetor comercial¹, o estudo efetuado, na sua globalidade, possibilitou aprofundar no conhecimento dos mecanismos envolvidos e retirar diversas conclusões. Com efeito, o trabalho descrito neste capítulo permitiu conjugar o estudo realizado nos capítulos anteriores relativo ao comportamento das armaduras nas interfaces. Desta forma, tornou-se possível conceber um modelo físico e fazer uma proposta de cálculo que será apresentada no próximo capítulo.

Das conclusões gerais, que o estudo da situação particular do HiPerConnector possibilitou retirar, destacam-se as seguintes:

- i. Foi adaptado um modelo físico, do qual advieram resultados satisfatórios para o estudo do efeito de ferrolho com armaduras tracionados;
- ii. Complementando o estudo efetuado no âmbito do projeto *Super-Skin*, em que se estudaram armaduras com ancoragem realizada por aderência nas duas camadas de betão, foram caracterizadas as interfaces atravessadas por armaduras com ancoragem de restrição total ao escorregamento nas duas camadas;

¹ De acordo com dados constantes em relatórios internos da empresa promotora do projeto, ETMA *Metal Parts*, o custo de produção estimado para o novo HiPerConnector (correspondente à soma dos custos industriais de matéria-prima, processamento e embalagem) é de 1,50 € por unidade e o investimento inicial requerido para o fabrico de ferramentas especiais para a produção deste é de cerca de 15.000 €. Tendo em conta que o conetor Hilti HCC-B tem um valor comercial de 6,50 € por unidade, estima-se que o fabrico de 3.000 unidades é suficiente para que este produto possa ser comercializado com um preço competitivo.

- iii. Os dados obtidos levaram a estimar um valor para o rácio entre o deslizamento do efeito de ferrolho e o diâmetro do conetor, $s_{crit}/d = 0,17$, que se insere no intervalo previsto na bibliografia, entre 0,1 e 0,2;
- iv. Com os resultados dos ensaios de corte em laje, ficou reforçada a constatação de que, no cálculo da resistência ao corte longitudinal, deve ser considerado o tipo de ancoragem das armaduras, com a quantificação da tração a que estas ficam submetidos para o deslizamento com que ocorre a formação das rótulas do efeito de ferrolho;
- v. Constata-se ainda a necessidade de serem tomados os valores de rigidez de flexão dos conetores de forma explícita nas expressões regulamentares;
- vi. Obtiveram-se reduções na resistência ao corte longitudinal em laje com armadura, por aplicação de ciclos de carga e descarga, de aproximadamente 80% a 90%.

CAPÍTULO 7

RECOMENDAÇÕES DE CÁLCULO

7.1. Aspectos gerais

A partir dos ensaios apresentados nos capítulos anteriores, foi possível constatar a complexidade existente para estabelecer uma relação, tanto quantitativa como qualitativa, entre a resistência ao corte longitudinal de interfaces betão-betão e os diversos parâmetros que entram em jogo na transmissão dos esforços. Em parte, isso deve-se ao facto de os diversos mecanismos atuarem de forma simultânea e em função do progressivo deslizamento entre as camadas de betão. Mesmo restringindo o estudo às interfaces sem armadura, não existe um tipo de teste que possibilite avaliar de forma separada e completamente independente as parcelas relativas à adesão, ao imbricamento mecânico e ao atrito.

Na bibliografia surgiram alguns trabalhos onde são propostas relações entre parâmetros quantificáveis relativos à rugosidade das interfaces e as parcelas da adesão e do atrito no fenómeno do corte longitudinal entre camadas, como em Gohnert (2003), Santos & Júlio (2008), Santos & Júlio (2010), Costa *et al.* (2011) e Saldanha *et al.* (2013b), contrastando com outras propostas nas quais a resistência depende apenas de uma apreciação qualitativa das superfícies, passível da imprecisão inerente a este tipo de avaliação. No entanto, algumas dessas propostas foram baseadas no pressuposto de existir uma relação direta entre a resistência das interfaces à tração e a resistência destas ao corte longitudinal. Com o presente trabalho essa relação é posta em questão, o que acarretou o desafio de encontrar formas alternativas de fazer uso dos numerosos ensaios de corte inclinado existentes na bibliografia para estabelecer a formulação de cálculo pretendida.

A isto acresce o facto, evidenciado nos capítulos anteriores, de não existir um nível de correlação suficiente para estabelecer expressões que relacionem as resistências obtidas com qualquer dos parâmetros de rugosidade, tomados individualmente.

7.2. Análise conjunta dos ensaios realizados

Tendo em conta os aspetos gerais assinalados, procurou-se recolher e compilar os resultados publicados de ensaios de corte em interfaces, nos quais fossem fornecidos dados quantitativos relativos às rugosidades das superfícies de interface. Realizando uma análise conjunta desses ensaios, pretendeu-se obter uma amostra mais alargada que refine a análise feita nos capítulos anteriores, para obtenção da relação quantitativa entre parâmetros de rugosidade e os coeficientes de atrito respetivos.

Obtida uma expressão que permita prever o coeficiente de atrito em função dos parâmetros de rugosidade, torna-se possível tirar partido do conjunto de ensaios de corte inclinado existentes em que não é feita a variação de ângulo da interface. Aplicando o coeficiente de atrito teórico, calculado deste modo, ao par dos valores médios τ - σ obtidos para cada tipo de rugosidade (que corresponde ao declive da reta de rotura inerente a essa rugosidade), torna-se possível determinar o correspondente coeficiente de adesão (que corresponde ao cruzamento da reta com o eixo de origem, com $\tau = 0$) e estabelecer, por sua vez, uma relação quantitativa entre estes coeficientes e os parâmetros de rugosidade. Ficam de fora os ensaios de corte direto para a obtenção dos coeficientes de adesão, uma vez que a falta de uniformidade das tensões tangenciais ao longo das interfaces, neste tipo de ensaios, conduz a valores inválidos para a análise.

Um outro aspeto detetado em alguns dos ensaios apresentados, foi o de que não só algumas variáveis não apresentaram o comportamento esperado entre si, como até mesmo não seguiram uma regra de comportamento que permita identificar uma tendência crescente ou decrescente, conforme o caso. Um dos exemplos desta discordância é o que se pode observar nos ensaios de corte com variação de ângulo, analisados em 5.5, nos quais se obteve o coeficiente de atrito mais baixo precisamente para a interface mais rugosa (provetes SRP, tratados com retardador de presa). Observando as retas de regressão traçadas para o coeficiente de atrito em função dos parâmetros de rugosidade (da Figura 5.19 à Figura 5.24), verifica-se que, caso fossem excluídos nos gráficos os ensaios do tipo SRP (correspondentes aos pontos de menor atrito, $\mu_{SRP} = 0,84$) sucederia mesmo uma inversão da inclinação em algumas das retas de regressão. Esta discordância extremamente significativa levou a suspeitar que o motivo não se devesse apenas à variabilidade intrínseca aos

ensaios com um material heterogêneo como o betão, nem às margens de variação próprias dos atuadores e da montagem de ensaios laboratoriais. Procurou-se observar e estudar as fotografias e filmagens dos ensaios efetuadas e, precisamente nos ensaios de corte com ângulo variável do tipo SRP, verificou-se que, simultânea e instantaneamente, ocorreu a rotura ao longo da interface e a formação de fendas aproximadamente verticais no provete testado. Efetivamente, a relação entre a resistência à tração do betão adicionado, f_{ct} , e a tensão alcançada na rotura, f , é inferior a 0,15 apenas nos ensaios com SRP, variando o coeficiente de *Poisson* do betão, geralmente, entre 0,15 e 0,25. Na fotografia captada no instante da rotura, apresentada na Figura 7.1, a referida fenda é claramente visível e demonstra como ocorreu uma rotura por tração do betão por compressão diametral de tal forma que, no momento da separação das partes do provete, praticamente toda a carga de compressão exercida pela prensa se concentrou em cerca de metade da área da interface. Desta forma deduz-se que, de modo instantâneo, a tensão de corte longitudinal na interface aumentou abruptamente (duplicando o seu valor, se se considerar que a área passou a ser metade da superfície de interface), precipitando, em simultâneo, a rotura por adesão ao longo da interface. Isto leva a crer que as tensões tangenciais de rotura que efetivamente correspondem à rugosidade deste caso, serão maiores do que as obtidas.



Figura 7.1 – Exemplo de formação simultânea de rotura pela interface e de rotura por fendilhação de um provete em ensaio de corte inclinado.

A relação entre variáveis que se apresenta neste capítulo é resultado de um trabalho iterativo no qual se foram identificando e separando os ensaios mais fiáveis daqueles que poderiam conduzir a conclusões incoerentes. Partindo de uma amostra em que foram considerados todos os resultados de ensaios disponíveis com rotura não coesiva, tanto dos trabalhos apresentados nesta dissertação como os extraídos da bibliografia, os quais serão descritos à frente, obtiveram-se curvas de regressão ainda mais incoerentes e inviáveis de traduzir analiticamente do que as referidas nos

capítulos anteriores. Progressivamente foi realizado um processo de filtragem, baseado em diversas conclusões que foram sendo referidas neste trabalho e que se resumem em três pontos principais:

- i. Rejeitar os resultados dos ensaios de corte direto para aferir valores para os coeficientes de adesão (devido à elevada falta de uniformidade das tensões na interface deste tipo de ensaios), apoiando-se nestes apenas para determinar os coeficientes de atrito;
- ii. Colocar em causa os resultados existentes na bibliografia nos quais se determinaram as retas de rotura partindo de valores de ensaios de tração da interface, aproveitando apenas os resultados dos ensaios de corte;
- iii. Eliminar da análise os ensaios de corte inclinado em que, apesar de terem ocorrido roturas adesivas, se observou a fendilhação do provete no momento da rotura.

7.3. Parâmetro de rugosidade condicionante

Dentro do processo iterativo descrito para estabelecer uma expressão analítica que relacione as variáveis em estudo, surgiu a questão de aferir qual, de entre os diversos parâmetros de rugosidade com resultados disponíveis, traduz de forma mais exata a variação do atrito e da adesão, intrínseca a cada uma das rugosidades.

Não é possível estabelecer uma relação biunívoca entre um dado tipo de interface e um parâmetro que a caracterize. Efetivamente, observou-se anteriormente que nenhum dos parâmetros considerados, tomados individualmente, apresentaram um nível de correlação satisfatório com os respetivos coeficientes de atrito e de adesão calculados. Analisando o significado físico dos parâmetros descritos em 3.2.4, é possível depreender como uma avaliação feita apenas tendo em conta, por exemplo, a altura máxima dos picos encontrados num determinado perfil, poderia levar a obter resultados semelhantes para dois perfis significativamente diferentes: um, em que o pico maior fosse claramente distinto dos outros, e outros, em que todo o perfil fosse composto por uma sucessão de picos de tamanho semelhante. É de esperar que o comportamento dessas duas superfícies seja consideravelmente diferente, apesar de terem um mesmo valor para um certo parâmetro de rugosidade. Já no cálculo do parâmetro designado como rugosidade média do perfil, R_a , são contabilizados todos os valores ao longo do perfil de rugosidade, proporcionando a vantagem de os seus valores não serem alterados substancialmente com a presença de um pico ou de um vale que não seja representativo daquilo que ocorre na amostra. No entanto, nem mesmo este parâmetro obvia aquele que é o problema inerente a todos os outros parâmetros existentes: partindo

de perfis de rugosidade muito diferentes, podem ser obtidos valores idênticos para os respetivos parâmetros. A um mesmo valor de R_a podem corresponder diferentes formatos das irregularidades e/ou diferentes valores extremos de picos e vales.

Na Figura 7.2, apresentam-se exemplos de perfis de rugosidade claramente distintos, mas com valores idênticos na rugosidade média de perfil, R_a , no caso dos gráficos de cima, ou no parâmetro designado como altura média do pico-vale, R_{zm} , no caso dos gráficos de baixo.

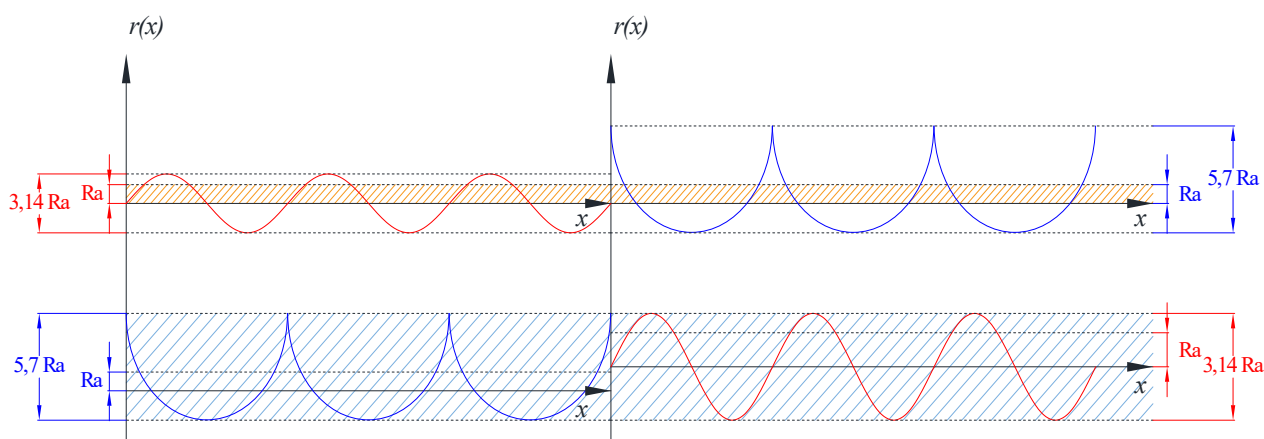


Figura 7.2 – Exemplos de perfis de rugosidade distintos com um mesmo valor de rugosidade média, R_a , em cima, ou de altura pico-vale, R_{zm} , em baixo.
(imagem adaptada de [Whitehouse (2002)]).

Tratando-se de perfis idealizados por uma função matemática, a altura média do pico-vale, R_{zm} , identifica-se com o da altura dos dez pontos, R_z , com a rugosidade máxima, R_y , e com altura máxima do pico-vale, R_{max} . De entre estes quatro parâmetros, atenta-se apenas ao da altura média do pico-vale, R_{zm} , por ser aquele que é menos afetado por singularidades locais ao longo do perfil. Além disso, uma vez que no âmbito das interfaces das camadas de betão, o que é definido como pico numa das camadas corresponde ao definido como vale, na outra, e vice-versa, parece razoável retirar da análise os parâmetros relativos somente a picos, como a altura máxima e média do pico, R_p e R_{pm} , ou os relativos somente a vales, como a profundidade máxima e média do vale, R_v e R_{vm} . Por estes motivos optou-se por restringir a análise somente aos parâmetros R_a e R_{zm} . Falta referir o parâmetro designado como valor quadrático médio da rugosidade R_q , que foi posto de parte nesta análise por não se dispor de dados relativos a este em alguns dos estudos seleccionados e pela sua semelhança com a rugosidade média, R_a .

Tomando perfis baseados em formatos sinusoidais, do tipo $r = \sin(x)$ e $r = |\sin(x)|$, ilustrados na Figura 7.2, demonstra-se como duas superfícies com um mesmo valor de rugosidade média, R_a ,

podem apresentar valores 1,8 vezes superiores para a altura média do pico-vale, R_{zm} , e vice-versa: dois perfis com o mesmo valor de R_{zm} , podem ter, para R_a , valores 1,8 vezes maiores. No entanto, como se pode comprovar pela comparação entre os perfis desenhados a vermelho da mesma figura, não é suficiente ter em conta simplesmente o rácio R_{zm} / R_a , pois existe um efeito de escala que possibilita também a existência de perfis para os quais se esperam diferentes comportamentos com um mesmo valor para esse rácio (neste caso, $R_{zm} / R_a = \pi = 3,14$).

Uma possível solução seria a de recorrer a parâmetros em que se considerasse não só a distância dos pontos que compõem o perfil à linha média, mas também o espaçamento longitudinal entre picos e vales. No entanto, não se dispõem de dados para efetuar essa análise, de modo que se procurou definir um fator do efeito da rugosidade na resistência da interface, ψ , em que fossem envolvidos os dois parâmetros referidos em simultâneo:

$$\psi = R_{zm}^{k_1} R_a^{k_2} \quad (7.1)$$

Retomando a análise feita para a série SS2, descrita em 4.2.2, e recorrendo a algoritmos de otimização, procurou-se determinar os expoentes k_1 e k_2 para os quais se obtém uma maior correlação entre as tensões adimensionais médias na interface, f'_i , e o referido fator do efeito da rugosidade, ψ . Conseguiu-se chegar a uma curva de interpolação com um valor do quadrado do coeficiente de correlação de Pearson, $R^2 = 0,82$, superior a todos os outros apresentados na Figura 4.10, tomando como expoentes $k_1 = -0,94$ e $k_2 = 1,06$, como ilustrado na Figura 7.3.

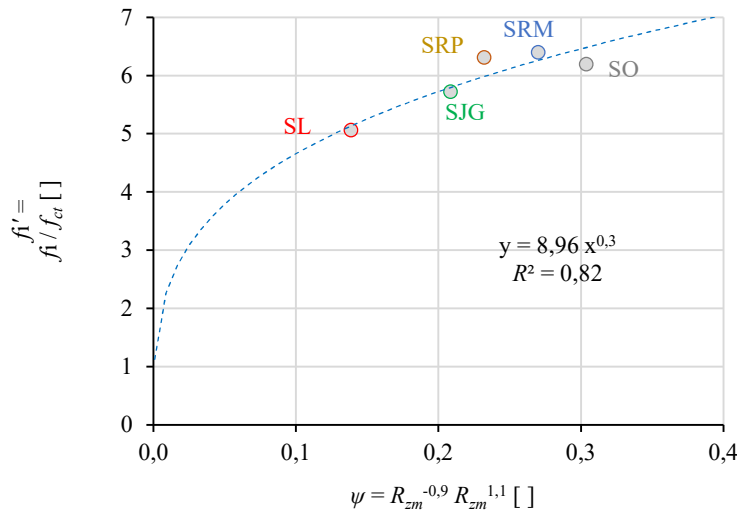


Figura 7.3 – Relação entre os valores adimensionais das tensões na interface e o fator entre parâmetros de rugosidade ψ aplicado aos ensaios da série SS2.

Partindo desta formulação, foram aplicados, posteriormente, algoritmos de otimização semelhantes sobre os dados compilados e selecionados de entre os extraídos da bibliografia. Foram aferidos novos valores para estes coeficientes, separando na resistência da interface a componente do atrito da componente da adesão, que serão apresentados mais à frente.

7.4. Descrição dos ensaios considerados para a análise conjunta

Tendo por base as diversas hipóteses e conclusões expostas, procurou-se coletar os resultados dos ensaios de corte em interfaces existentes na bibliografia. Foi feita uma seleção dos estudos a considerar como válidos para a análise, atendendo aos seguintes critérios:

- i.* Ensaios de corte em interfaces em que não existam elementos de ligação a atravessar as interfaces;
- ii.* Ensaios em que sejam facultados dados de medições das rugosidades nas superfícies ensaiadas ou, pelo menos, em superfícies que se considerem semelhantes por terem sido executados tratamentos de forma idêntica, num mesmo tipo de betão e nas mesmas condições.
- iii.* Ensaios de corte nos quais se considere que o tipo de rotura foi efetivamente do tipo adesivo, excluindo aqueles em que possa ter ocorrido o fenómeno de concentração de tensões por fendilhação da peça.

A partir desta filtragem, selecionaram-se os programas experimentais descritos nos seguintes documentos: Gohnert (2003), Santos (2005), Machado (2008), Santos (2009), Costa (2012), Ceia (2013) e Mohamad *et al.* (2015). Todos estes trabalhos, exceto os de Gohnert (2003) e de Mohamad *et al.* (2015), têm em comum o facto de terem sido desenvolvidos em trabalhos orientados pelo Professor Eduardo Júlio, que representa um dos principais investigadores nesta área específica do relacionamento quantitativo da resistência das interfaces com a rugosidade, e que tem vindo a desenvolver um amplo trabalho de investigação nesta matéria ao longo de vários anos. Desafortunadamente, não foi possível tirar partido da vasta quantidade de resultados facultados em Gohnert (2003), por só contemplarem um único parâmetro de rugosidade, o da altura média pico-vale, impossibilitando a correlação pretendida com o fator do efeito da rugosidade, ψ .

Para cada conjunto de ensaios, foram tabelados e agrupados por tipos de interface, os valores médios dos parâmetros de rugosidade, R_a e R_{zm} , bem como as características do betão da camada de

substrato e da camada adicionada. Para cada conjunto de ensaios foram calculados, a partir dos seus resultados, os valores determinantes para a análise: tensão tangencial, τ , e tensão normal, σ , na interface no momento da rotura. Alguns autores efetuaram ensaios de tração indireta por compressão diametral, do tipo *splitting test* ou ensaios de tração direta, do tipo *pull-off test*, pelo que, nas correspondentes tabelas, foram também abrangidos os valores das tensões de rotura por tração de cada interface, f_{ti} . As tensões foram tratadas em termos de valores médios e adimensionalizadas, de modo a possibilitar a comparação dos resultados independentemente do betão utilizado em cada grupo de ensaios, e definidas da seguinte forma:

- i. valor médio adimensional da tensão tangencial interface na rotura dos ensaios de corte:

$$\tau' = \frac{\tau}{f_{ct}} \quad (7.2)$$

- ii. valor médio adimensional da tensão normal à interface na rotura dos ensaios de corte:

$$\sigma' = \frac{\sigma}{f_{ct}} \quad (7.3)$$

- iii. valor médio adimensional da tensão na interface na rotura em ensaios de tração:

$$f_{ti}' = \frac{f_{ti}}{f_{ct}} \quad (7.4)$$

com:

$$f_{ct} = \min \{ f_{ctm,sub}; f_{ctm,ad} \} \quad (7.5)$$

sendo:

$f_{ctm,sub}$ – valor médio da tensão de rotura à tração do betão da camada de substrato;

$f_{ctm,ad}$ – valor médio da tensão de rotura à tração do betão da camada adicionada;

τ – valor médio da tensão tangencial interface na rotura dos ensaios de corte;

σ – valor médio da tensão normal à interface na rotura dos ensaios de corte;

f_{ti} – valor médio da tensão na interface na rotura em ensaios de tração.

7.4.1. Série de ensaios PS [Santos (2005), Santos (2009)]

Santos realizou numerosos ensaios para estabelecer uma relação quantitativa entre os parâmetros de rugosidade e a resistência de interfaces ao corte longitudinal. Em Santos (2005) são apresentados os resultados de um primeiro pequeno conjunto de ensaios de corte inclinado e de tração direta, do tipo *pull-off test*, realizados por este autor, no qual foram adotados os seguintes três tipos de interface, com as respetivas designações:

- i. ST: superfície sem tratamento betonada contra cofragem metálica;
- ii. EA: superfície tratada com escova de aço;
- iii. JA: superfície tratada com jato de areia.

Na Tabela 7.1. encontram-se compilados e tratados os resultados obtidos em termos de valores médios adimensionais, bem como os parâmetros relevantes para a análise que se pretende realizar.

Tabela 7.1 – Resultados da série PS-M: ensaios de corte inclinado de Santos (2005).

Ensaio	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais		
		R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []	f'_{ti} []
PS-M-ST	ST	(0,03)	(0,21)	30,5	2,33	31,0	2,46	1,83	1,22	0,80
PS-M-EA	EA	0,10	0,40	30,4	2,31	31,0	2,45	1,57	1,05	0,25
PS-M-JA	JA	0,20	0,80	30,6	2,35	30,7	2,38	1,74	1,16	0,60

Os parâmetros de rugosidade foram calculados por este autor a partir de perfis de rugosidade obtidos através de fotografia digital sobre um negativo da superfície de betão em resina epóxida. Pela análise do documento e das imagens apresentadas neste, chama particularmente a atenção o desfasamento entre a ordem de grandeza dos valores tabelados e os valores que se podem deduzir a partir das curvas apresentadas para o parâmetro R_a , em especial no caso da interface sem tratamento. Por este motivo, optou-se por retirar da análise os resultados relativos à interface do tipo ST.

Posteriormente, o mesmo autor apresentou em Santos (2009) um conjunto de ensaios do mesmo tipo, mais vasto e com variação de novos parâmetros: (i) duas condições de cura distintas: em ambiente laboratorial (ensaios designados com a letra L) e em ambiente exterior (ensaios designados com a letra E); e (ii) três diferentes intervalos de dias entre betonagem da camada de substrato e adicionada: 26, 56 e 84 dias. Os tipos de interface adotados são descritos e designados da seguinte forma:

- i. LAC: *left as-cast* – superfície lisa betonada sobre moldes metálicos e sem tratamento;
- ii. WB: *wire-brushing* – superfície rugosa sem exposição de agregados, tratada com escova de aço;
- iii. SAB: *sand-blasting* – superfície rugosa com exposição de agregados por decapagem com jato de areia;
- iv. SHB: *shot-blasting* – superfície rugosa com exposição de agregados por decapagem com jato de granalha;
- v. HS: *hand-scrubbed* – superfície muito rugosa, ranhurada com sulcos executados manualmente.

As rugosidades de cada tipo de interface foram medidas através de um rugosímetro laser. Em 2.2.7 foi feita referência a algumas conclusões apresentadas em Santos & Júlio (2010), com base neste mesmo programa experimental, tendo sido apresentada, na Figura 2.55, a configuração dos dois tipos de ensaio realizados para cada um dos tipos de interface considerados: ensaios de corte inclinado e ensaios de tração indireta do tipo *splitting*, com a geometria dos provetes ilustrada da Figura 7.4.

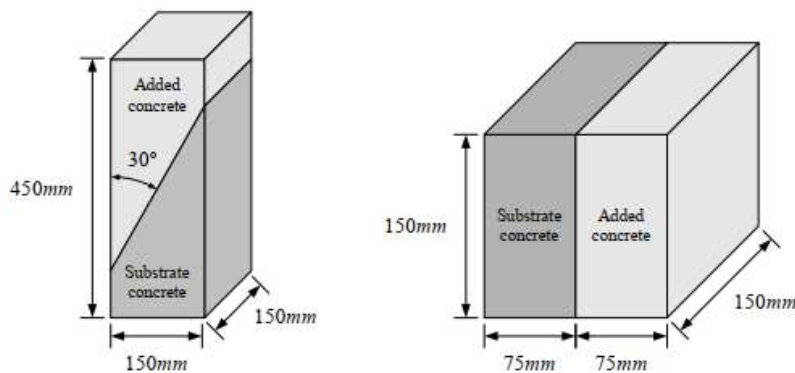


Figura 7.4 – Geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de corte inclinado e de compressão diametral aplicados a interfaces, de Santos (2009).

Os resultados relativos aos ensaios em ambiente laboratorial encontram-se compilados na Tabela 7.2.

Tabela 7.2 – Resultados da série PS-L: ensaios de corte inclinado de provetes curados em ambiente laboratorial e com variação do número de dias entre betonagens, de Santos (2009).

Ensaio	Dias entre betonagens	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais		
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []	f'_{ti} []
PS-L28-LAC	28	LAC	0,44	1,49	38,6	4,27	36,6	3,89	2,27	1,31	0,49
PS-L56-LAC	56				39,5	4,42	38,8	4,30	2,42	1,40	0,54
PS-L84-LAC	84				39,6	4,43	37,6	4,12	4,40	2,54	0,43
PS-L28-WB	28	WB	0,27	1,10	38,6	4,27	36,6	3,89	3,27	1,89	0,46
PS-L56-WB	56				39,5	4,42	38,8	4,30	3,35	1,93	0,50
PS-L84-WB	84				39,6	4,43	37,6	4,12	5,18	2,99	0,45
PS-L28-SAB	28	SAB	0,38	1,88	38,6	4,27	36,6	3,89	5,20	3,00	0,51
PS-L56-SAB	56				39,5	4,42	38,8	4,30	4,50	2,60	0,50
PS-L84-SAB	84				39,6	4,43	37,6	4,12	5,60	3,23	0,58
PS-L28-SHB	28	SHB	0,44	2,36	38,6	4,27	36,6	3,89	5,85	3,38	0,61
PS-L56-SHB	56				39,5	4,42	38,8	4,30	5,88	3,40	0,56
PS-L84-SHB	84 *				39,6	4,43	37,6	4,12	6,07	3,51	0,56
PS-L28-HS	28 *	HS	1,11	5,39	38,6	4,27	36,6	3,89	6,53	3,77	0,97
PS-L56-HS	56				39,5	4,42	38,8	4,30	5,48	3,17	0,84
PS-L84-HS	84 *				39,6	4,43	37,6	4,12	6,62	3,82	0,81

* - conjunto de ensaios que contêm um número significativa de roturas coesivas

Para o conjunto de ensaios realizados em ambiente exterior, os valores obtidos constam na Tabela 7.3.

Tabela 7.3 – Resultados da série PS-E: ensaios de corte inclinado de provetes curados em ambiente exterior e com variação do número de dias entre betonagens, de Santos (2009).

Ensaio	Dias entre betonagens	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais		
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []	f'_{ti} []
PS-E28-LAC	28	LAC	0,44	1,49	38,52	4,26	36,93	3,97	2,36	1,37	0,38
PS-E56-LAC	56				38,34	4,23	37,38	4,08	2,52	1,45	0,43
PS-E84-LAC	84				38,94	4,33	37,19	4,05	3,43	1,98	0,48
PS-E28-WB	28 *	WB	0,27	1,10	38,52	4,26	36,93	3,97	2,54	1,47	0,42
PS-E56-WB	56				38,34	4,23	37,38	4,08	2,67	1,54	0,45
PS-E84-WB	84				38,94	4,33	37,19	4,05	3,52	2,03	0,50
PS-E28-SAB	28	SAB	0,38	1,88	38,52	4,26	36,93	3,97	2,50	1,44	0,42
PS-E56-SAB	56				38,34	4,23	37,38	4,08	3,47	2,00	0,56
PS-E84-SAB	84				38,94	4,33	37,19	4,05	3,78	2,18	0,56
PS-E28-SHB	28 *	SHB	0,44	2,36	38,52	4,26	36,93	3,97	3,02	1,74	0,48
PS-E56-SHB	56 *				38,34	4,23	37,38	4,08	3,62	2,09	0,58
PS-E84-SHB	84				38,94	4,33	37,19	4,05	3,90	2,25	0,61
PS-E28-HS	28 *	HS	1,11	5,39	38,52	4,26	36,93	3,97	3,13	1,81	0,61
PS-E56-HS	56				38,34	4,23	37,38	4,08	4,77	2,76	0,62
PS-E84-HS	84				38,94	4,33	37,19	4,05	5,14	2,97	0,74

* - conjunto de ensaios que contêm um número significativa de roturas coesivas

As diferentes condições de cura e de idades entre as camadas de betão consideradas, são aqui tomadas, apenas, como variação de propriedades do betão resultante, não sendo analisada a possível influência de outras propriedades que derivam destas variáveis, para além da resistência à tração e do módulo de elasticidade.

7.4.2. Série de ensaios HM [Machado (2008)]

Machado (2008) realizou uma campanha experimental no âmbito das interfaces entre camadas de betão especialmente relevante para os objetivos que se propõem neste capítulo, uma vez que se trata do único conjunto de ensaios de corte inclinado realizados anteriormente ao presente trabalho, com variação de ângulo e para os quais se dispõem das respetivas medições de perfis de rugosidade. Como descrito anteriormente, a adoção de ensaios de corte inclinado com variação de ângulo afigura-se como uma das melhores formas de obter os parâmetros que definem a resistência ao corte longitudinal de um dado tipo de interface, nomeadamente o coeficiente de atrito e o coeficiente de adesão. Além de possibilitarem a determinação de pontos que definam a reta de rotura de cada interface, permitem obter roturas com uma distribuição de tensões mais uniformes do que a dos ensaios de corte direto. No entanto, em Machado (2008), os resultados não são tratados de modo a relacionar de forma quantitativa as tensões obtidas na interface com os parâmetros de rugosidade. Nem mesmo são determinados os correspondentes coeficientes de adesão e de atrito que a variação do ângulo da interface possibilita, tendo o autor concentrado a sua análise no estudo da relação entre os ângulos adotados nos ensaios de corte inclinado e a probabilidade de obter roturas adesivas. Efetivamente, este estudo reforça a desvantagem inerente a este tipo de ensaios de facilmente dar origem a roturas coesivas. No entanto, os dados disponíveis fornecem uma preciosa base, de que se pretende tirar partido com vista a completar a análise feita nesta dissertação.

De acordo com o descrito em Machado (2008), foram realizados ensaios de corte inclinado com ângulos de interface de 20, 30 e 40 graus, conforme o esquema apresentado na Figura 7.5.

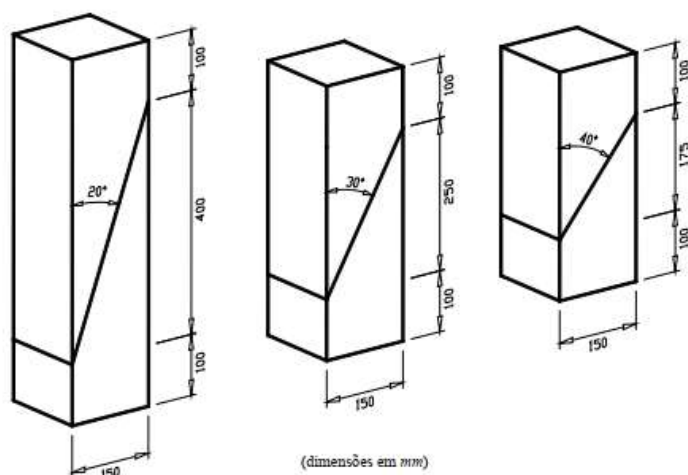


Figura 7.5 – Geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo, de Machado (2008).

As rugosidades adotadas foram medidas através de um rugosímetro laser, tomando os seguintes tipos de interface:

- i. ST: superfície sem tratamento resultante de betonagem contra cofragem metálica;
- ii. JA: superfície submetida a decapagem superficial com técnica de jato de areia sobre o betão endurecido;
- iii. RM: superfície submetida a raspagem manual aplicada em betão fresco.

Esta análise contempla ainda a variação da diferença entre os módulos de elasticidade das camadas de subtrato e adicionada, de modo que se dividem os resultados nas seguintes tabelas:

Tabela 7.4 para os ensaios sem rigidez diferencial e Tabela 7.5 para ensaios com rigidez diferencial.

Tabela 7.4 – Resultados da série HM-SR: ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e sem rigidez diferencial, de Machado (2008).

Ensaio	Ângulo da interface	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de subtrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
HM-SR/20-ST	20°	ST	(0,02)	(0,11)	35,7	3,64	35,2	3,51	2,53	0,92
HM-SR/30-ST	30°				35,8	3,67	35,8	3,66	3,18	1,83
HM-SR/40-ST	40°				35,8	3,66	34,8	3,39	5,01	4,21
HM-SR/20-JA	20°	JA	0,13	0,39	35,7	3,64	35,2	3,51	4,71	1,72
HM-SR/30-JA	30°				35,8	3,67	35,8	3,66	6,29	3,63
HM-SR/40-JA	40° *				35,8	3,66	34,8	3,39	7,23	6,07
HM-SR/20-RM	20°	RM	0,86	4,81	35,7	3,64	35,2	3,51	3,77	1,37
HM-SR/30-RM	30°				35,8	3,67	35,8	3,66	5,82	3,36
HM-SR/40-RM	40° *				35,8	3,66	34,8	3,39	6,76	5,68

* - conjunto de ensaios que contém um número significativo de roturas coesivas

Tabela 7.5 – Resultados da série HM-CR: ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e com rigidez diferencial, de Machado (2008).

Ensaio	Ângulo da interface	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
HM-CR/20-ST	20°	ST	(0,02)	(0,11)	36,0	3,73	27,9	1,75	1,32	0,48
HM-CR/30-ST	30°				33,9	3,16	26,9	1,53	1,04	0,60
HM-CR/40-ST	40°				34,7	3,36	27,2	1,60	2,43	2,04
HM-CR/20-JA	20°	JA	0,13	0,39	36,0	3,73	27,9	1,75	2,16	0,79
HM-CR/30-JA	30°				33,9	3,16	26,9	1,53	3,58	2,07
HM-CR/40-JA	40°				34,7	3,36	27,2	1,60	4,13	3,47
HM-CR/20-RM	20°	RM	0,86	4,81	36,0	3,73	27,9	1,75	4,01	1,46
HM-CR/30-RM	30° *				33,9	3,16	26,9	1,53	5,43	3,13
HM-CR/40-RM	40° *				34,7	3,36	27,2	1,60	5,56	4,66

* - conjunto de ensaios que contém um número significativo de roturas coesivas

Tendo-se verificado posteriormente, na análise conjunta, que os ensaios do tipo ST desta série saíam fora das correlações estabelecidas entre as variáveis em estudo, procurou-se indagar possíveis motivos para esta discrepância. Efetivamente, averiguou-se que os valores obtidos para os parâmetros de rugosidade deste tipo de interface são extremamente baixos em comparação com os valores obtidos noutras séries de ensaios. Pela análise do documento comprova-se que o desenho apresentado no perfil de rugosidade correspondente não oferece segurança que este tenha sido validamente obtido: além de apresentar uma amplitude com uma ordem de grandeza inferior a 0,1 mm, exibe uma incongruente configuração cíclica trapezoidal uniformemente espaçada, o que sugere um defeito artificial na leitura provocado pelo próprio rugosímetro. Por este motivo, foram retirados desta análise os resultados com interface do tipo SL.

7.4.3. Série de ensaios HC [Costa (2012)]

Em Costa (2012) encontra-se descrito aquele que é, de entre os programas experimentais idóneos para a análise conjunta deste capítulo, o mais vasto, não só pelo número de provetes ensaiados, como pelas variáveis tidas em conta e a oferta de dados exaustiva que permite uma adequada comparação dos resultados. Neste trabalho foram abarcados betões de diferentes tipos: betão de densidade normal e betão leve com diferentes densidades, designados como:

- i. N (N2.4): betão de densidade normal
- ii. L15 (HC1.5): betão com massa volúmica de 1.500 kg/m³;
- iii. L17 (HC1.7): betão com massa volúmica de 1.700 kg/m³;

iv. L19 (HC1.9): betão com massa volúmica de 1.900 kg/m³;

As rugosidades adotadas são designadas e descritas pelo autor da seguinte forma:

- i. L: superfície lisa moldada contra cofragem metálica, sem tratamento;
- ii. S: superfície conforme betonada, sem tratamento posterior;
- iii. E: tratada com escovagem de aço, em estado endurecido;
- iv. G: superfície tratada com jato de granalha, em estado endurecido;
- v. R: superfície com ranhurado, efetuado no betão fresco, originando sulcos com profundidade e largura de cerca de 10 mm e com 5 cm de afastamento;
- vi. D: superfície moldada e desativada quimicamente, através da aplicação de inibidor de presa superficial na face de cofragem da interface, removendo a matriz ligante superficial após a desmoldagem, com água corrente e escovagem ligeira.

Foi executado um plano de ensaios de corte inclinado com a geometria ilustrada na Figura 7.6, combinando as diversas variáveis consideradas, e foram efetuadas medições dos perfis de rugosidade das interfaces adotadas por meio de um rugosímetro laser.

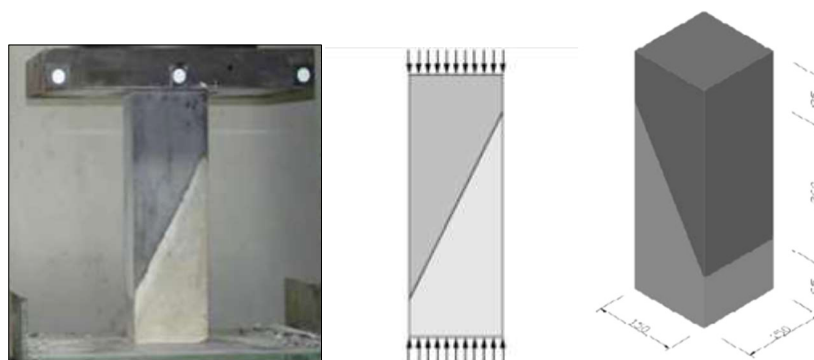


Figura 7.6 – Esquema de ensaio e geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de corte inclinado, de Costa (2012).

Assim como nos trabalhos publicados em [Santos (2009)], os ensaios de corte inclinado foram complementados com ensaios de tração da interface para cada um dos tipos de rugosidade. Neste caso, optou-se por ensaios de compressão diametral, do tipo *splitting*, em provetes cilíndricos, com o esquema e geometria de ensaio apresentada na Figura 7.7.

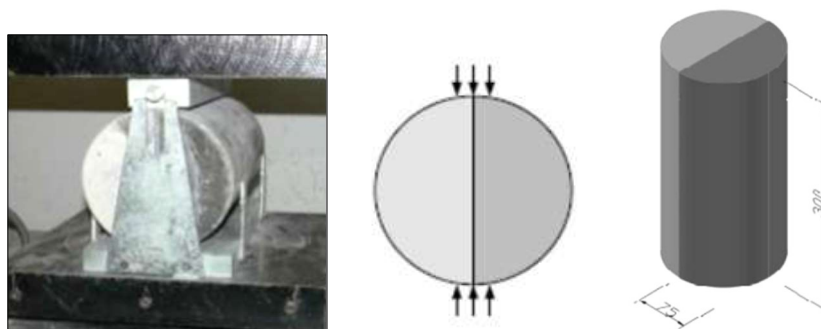


Figura 7.7 – Esquema de ensaio e geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de compressão diametral aplicados a interfaces, de Costa (2012).

Para a análise conjunta dos diferentes trabalhos selecionados, a questão da densidade do betão apenas foi tida em conta na rigidez diferencial, ΔE_{cm} :

$$\Delta E_{cm} = E_{cm,ad} - E_{cm,sub} \quad (7.6)$$

sendo:

$E_{cm,sub}$ – módulo de elasticidade do betão da camada de substrato (valor médio);

$E_{cm,ad}$ – módulo de elasticidade do betão da camada adicionada (valor médio);

Na Tabela 7.6 são apresentados os valores médios das variáveis relativas aos ensaios de corte inclinado e de tração com provetes sem rigidez diferencial, constituídos por betão de densidade normal nas duas camadas.

Tabela 7.6 – Resultados da série HC-CI-N: ensaios de corte inclinado sem rigidez diferencial, de Costa (2012).

Ensaio	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais		
		R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []	f'_{ti} []
HC-CI-N/N-L	L	0,17	0,86	33,6	3,90	33,6	3,90	0,62	0,36	0,21
HC-CI-N/N-E	E	0,32	1,50					3,11	1,79	0,43
HC-CI-N/N-G	G	0,67	3,69					3,96	2,29	0,46
HC-CI-N/N-R	R	1,91	10,03					4,73	2,73	0,67
HC-CI-N/N-D	D *	2,17	7,77					5,16	2,98	0,99

* - conjunto de ensaios que contém um número significativo de roturas coesivas

O autor considerou diversas combinações entre tipos de betão aplicados nas camadas de substrato e adicionadas, tendo-se disposto na Tabela 7.7 os correspondentes resultados, agrupando em conjuntos de ensaios com um mesmo nível de rigidez diferencial.

Tabela 7.7 – Resultados da série HC-CI-L: ensaios de corte inclinado com rigidez diferencial, de Costa (2012).

Ensaio	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais		
		R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []	f'_{ti} []
HC-CI-L19/N-L	L	0,17	0,86					2,42	1,40	0,44
HC-CI-L19/N-E	E	0,32	1,50					4,71	2,72	0,58
HC-CI-L19/N-G	G *	0,67	3,69	33,6	3,90	27,1	4,80	5,22	3,01	0,82
HC-CI-L19/N-R	R *	1,91	10,03					5,36	3,09	0,73
HC-CI-L19/N-D	D *	2,17	7,77					5,37	3,10	1,08
HC-CI-L17/N-L	L	0,17	0,86					2,90	1,67	0,43
HC-CI-L17/N-E	E	0,32	1,50					3,51	2,03	0,54
HC-CI-L17/N-G	G	0,67	3,69	33,6	3,90	21,8	3,70	4,99	2,88	0,87
HC-CI-L17/N-R	R *	1,91	10,03					5,47	3,16	0,83
HC-CI-L17/N-D	D	2,17	7,77					4,81	2,78	0,92
HC-CI-L15/N-L	L	0,17	0,86					1,95	1,13	0,47
HC-CI-L15/N-E	E	0,32	1,50					4,50	2,60	0,68
HC-CI-L15/N-G	G	0,67	3,69	33,6	3,90	14,6	2,60	6,45	3,72	1,17
HC-CI-L15/N-R	R	1,91	10,03					6,02	3,48	1,14
HC-CI-L15/N-D	D	2,17	7,77					5,95	3,44	1,14
HC-CI-L15/19-L	L	0,14	0,68					1,28	0,74	0,30
HC-CI-L15/19-S	S	0,85	3,33	14,6	2,60	27,1	4,80	4,91	2,84	0,83
HC-CI-L15/19-D	D *	1,45	6,19					6,50	3,75	1,00
HC-CI-L15/17-L	L	0,14	0,68					1,96	1,13	0,32
HC-CI-L15/17-S	H	0,85	3,33	14,6	2,60	21,8	3,70	4,70	2,71	0,74
HC-CI-L15/17-D	D *	1,45	6,19					5,33	3,08	0,93

* - conjunto de ensaios que contém um número significativo de roturas coesivas

Neste trabalho [Costa (2012)], são descritos ensaios de duplo corte direto com variação de tensão normal sobre as interfaces (Figura 7.8), particularmente úteis para aferir o valor dos coeficientes de atrito em função da rugosidade.

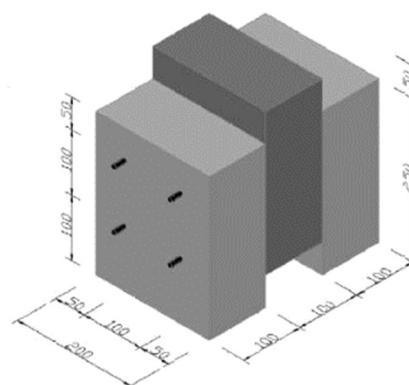


Figura 7.8 – Esquema de ensaio e geometria e dimensões dos provetes adotados nos ensaios de duplo corte direto, de Costa (2012).

Na Tabela 7.8, apresentam-se os resultados relativos aos provetes sem rigidez diferencial, e, na Tabela 7.9, os relativos aos provetes com rigidez diferencial.

Tabela 7.8 – Resultados da série HC-DC-N: ensaios de duplo corte direto sem rigidez diferencial, de Costa (2012).

Ensaio	Tensão inicial [MPa]	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
HC-DC-N/N-C0-L	0,0	L	0,17	0,86	33,6	3,90	33,6	3,90	0,15	0,01
HC-DC-N/N-C3-L	3,0								0,79	0,78
HC-DC-N/N-C6-L	6,0								1,42	1,54
HC-DC-N/N-C0-G	0,0	G	0,67	3,69	33,6	3,90	33,6	3,90	1,25	0,04
HC-DC-N/N-C3-G	3,0								2,08	0,92
HC-DC-N/N-C6-G	6,0								2,98	1,67
HC-DC-N/N-C0-R	0,0	R	1,91	10,03	33,6	3,90	33,6	3,90	2,74	0,38
HC-DC-N/N-C3-R	3,0								4,30	1,20
HC-DC-N/N-C6-R	6,0								4,84	1,77

Tabela 7.9 – Resultados da série HC-DC-L: ensaios de corte direto com rigidez diferencial, de Costa (2012).

Ensaio	Tensão inicial [MPa]	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
HC-DC-L19/N-C0-L	3,0	L	0,17	0,86	33,6	3,90	27,1	4,80	2,05	0,83
HC-DC-L19/N-C6-L	6,0								2,45	1,64
HC-DC-L19/N-C0-G	0,0	G	0,67	3,69	33,6	3,90	27,1	4,80	2,77	0,39
HC-DC-L19/N-C6-G	6,0								4,59	1,88
HC-DC-L19/N-C0-R	0,0	R	1,91	10,03	33,6	3,90	27,1	4,80	3,37	0,27
HC-DC-L19/N-C3-R	3,0								4,74	1,28
HC-DC-L17/N-C0-L	0,0	L	0,17	0,86	33,6	3,90	21,8	3,70	0,56	0,04
HC-DC-L17/N-C3-L	3,0								1,46	0,86
HC-DC-L17/N-C6-L	6,0								2,03	1,70
HC-DC-L17/N-C0-G	0,0	G	0,67	3,69	33,6	3,90	21,8	3,70	2,43	0,18
HC-DC-L17/N-C6-G	6,0								4,44	1,90
HC-DC-L17/N-C0-R	0,0	R	1,91	10,03	33,6	3,90	21,8	3,70	2,43	0,07
HC-DC-L17/N-C3-R	3,0								4,63	1,17
HC-DC-L17/N-C6-R	6,0								4,61	1,73
HC-DC-L15/N-C0-L	0,0	L	0,17	0,86	33,6	3,90	14,6	2,60	0,60	0,10
HC-DC-L15/N-C3-L	3,0								2,01	1,23
HC-DC-L15/N-C6-L	6,0								3,05	2,37
HC-DC-L15/N-C0-G	0,0	G	0,67	3,69	33,6	3,90	14,6	2,60	3,05	0,27
HC-DC-L15/N-C3-G	3,0								3,30	1,25
HC-DC-L15/N-C0-R	0,0	R	1,91	10,03	33,6	3,90	14,6	2,60	3,18	0,13
HC-DC-L15/N-C3-R	3,0								3,50	1,23

7.4.4. Série de ensaios FC [Ceia (2013)]

Em [Ceia (2013)], encontra-se descrito um trabalho laboratorial focado no estudo da resistência ao corte de interfaces com betão composto por agregados reciclados. Foram realizados diversos ensaios para avaliar distintas propriedades do betão de agregados reciclados, entre os quais foram abarcados ensaios de corte inclinado com provetes constituídos por betão corrente e betão de agregados reciclados, considerando diferentes tipos de interface.

Devido à especificidade do betão com agregados reciclados, não foram considerados na análise os ensaios com provetes deste material. No entanto, uma vez que foram efetuadas medições com rugosímetro laser das interfaces ensaiadas, aproveita-se uma pequena série de ensaios de referência incluídos na campanha experimental com provetes sem agregados reciclados, isto é, constituídos apenas por betão corrente.

Na Tabela 7.10 são apresentados os valores médios obtidos para cada um dos parâmetros relevantes para a análise conjunta, sendo consideradas as seguintes três interfaces, conforme descritas pelo autor:

- i.* ST: lisa, por betonagem contra superfície de contraplacado marítimo;
- ii.* EA: moderadamente rugosa, definida pelo tratamento com escovas de aço;
- iii.* MA: rugosa, definida pelo tratamento com martelo de agulhas.

Tabela 7.10 – Resultados da série FC: ensaios de corte inclinado de Ceia (2013).

Ensaio	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
		R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
FC-ST	ST	0,05	0,50					2,01	1,16
FC-EA	EA	0,23	1,92	33,7	3,12	34,3	3,26	2,52	1,46
FC-MA	MA	1,27	5,55					3,98	2,30

7.4.5. Série de ensaios MO [Mohamad *et al.* (2015)]

Os ensaios descritos em Mohamad *et al.* (2015) foram os mais recentes de entre os trabalhos encontrados na bibliografia que cumprem os requisitos apresentados para serem adicionados à análise conjunta feita neste capítulo. Consistem em ensaios de corte direto de uma só interface, disposta na horizontal, de acordo com o esquema apresentado na Figura 7.9, levadas à rotura com quatro diferentes níveis de compressão normal à interface: 1.500, 1.000, 500 e 0 kPa.

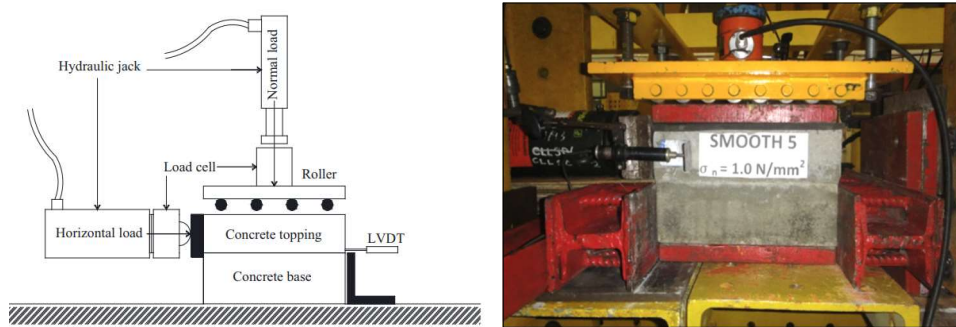


Figura 7.9 – Esquema de ensaios de corte direto, de Mohamad *et al.* (2015).

Os autores apresentam leituras dos perfis de rugosidade efetuadas por meio de um rugosímetro de contacto com estilete portátil e descrevem os tipos de interface adotados da seguinte forma:

- i. S: *smooth* – superfície alisada com espátula;
- ii. G: *deep groove* – superfície profundamente ranhurada por meio varões de aço de 16 mm de diâmetro;
- iii. L: *wire-brushing in the longitudinal direction* – superfície rugosa na direção longitudinal, tratada com escova de aço;
- iv. T: *wire-brushing in the transverse direction* – superfície rugosa na direção transversal, tratada com escova de aço;
- v. I: *indented* – superfície indentada por betonagem sobre molde nervurado trapezoidal.

Na Tabela 7.11 apresentam-se os resultados dos ensaios Mohamad *et al.* (2015).

Tabela 7.11 – Resultados da série MO: ensaios de corte direto de Mohamad *et al.* (2015).

Ensaio	Tensão inicial [MPa]	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_m [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
MO-C00-S	0,0	S	0,45	1,13	39,1	4,35	34,7	3,36	0,20	0,00
MO-C05-S	0,5								0,41	0,15
MO-C10-S	1,0								0,50	0,30
MO-C15-S	1,5								0,59	0,45
MO-C00-G	0,0	G	0,80	2,92	39,1	4,35	34,7	3,36	0,39	0,00
MO-C05-G	0,5								0,60	0,15
MO-C10-G	1,0								0,75	0,30
MO-C15-G	1,5								0,99	0,45
MO-C00-I	0,0	I	1,71	4,73	39,1	4,35	34,7	3,36	0,45	0,00
MO-C05-I	0,5								0,69	0,15
MO-C10-I	1,0								0,94	0,30
MO-C15-I	1,5								1,04	0,45
MO-C00-L	0,0	L	1,13	4,79	39,1	4,35	34,7	3,36	1,00	0,00
MO-C05-L	0,5								1,14	0,15
MO-C10-L	1,0								1,40	0,30
MO-C15-L	1,5								1,84	0,45
MO-C00-T	0,0	T	2,39	6,61	39,1	4,35	34,7	3,36	1,03	0,00
MO-C05-T	0,5								1,40	0,15
MO-C10-T	1,0								1,77	0,30
MO-C15-T	1,5								1,91	0,45

Os autores referem apenas um valor para a resistência do betão da camada de substrato e outro para a camada adicionada. Tratando-se de um número elevado de ensaios, poderá acontecer que os valores assinalados sejam valores médios relativos a mais do que uma amassadura empregue nas betonagens. Se assim for, uma vez que esta é uma variável determinante para a comparação de resultados de diferentes trabalhos, suspeita-se que exista alguma distorção dos correspondentes valores adimensionais, o que requer um maior sentido crítico na posterior utilização destes resultados na análise conjunta.

7.4.6. Séries de ensaios SS, AT e CI (do autor)

Por fim, tendo sido elaborada uma base de dados composta pelos resultados expostos nas tabelas apresentadas para cada série de ensaios, foram adicionados os resultados dos trabalhos laboratoriais descritos nesta mesma tese.

Ensaio de corte inclinado do projeto *Super-Skin* (subcapítulo 4.2)

Dispondo os resultados de uma forma semelhante à efetuada para os restantes trabalhos, agrupam-se as séries de ensaios de corte inclinado sem rigidez diferencial, na Tabela 7.12 (séries SS1 e SS2), e as séries que contêm ensaios com rigidez diferencial, na Tabela 7.13 (série SS3). Retiram-se os valores dos ensaios de corte inclinado sem armadura no interior, da série SS1, uma vez que todos foram resultantes de roturas coesivas.

Tabela 7.12 – Resultados das séries SS1 e SS2: ensaios de corte inclinado do projeto *Super-Skin* sem rigidez diferencial.

Ensaio	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
		R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
SS1-CA-SO	SO	1,76	6,12	30,6	2,35	31,0	2,46	5,12	2,96
SS1-CA-SRM	SRM	2,95	12,20	30,1	2,24	29,8	2,18	5,44	3,14
SS2-CA-SL	SL	0,29	1,82	31,7	2,62	30,9	2,44	4,38	2,53
SS2-CA-SRP	SRP	0,63	2,61					5,46	3,15
SS2-CA-SJG	SJG	0,35	1,53					4,95	2,86
SS2-CA-SO	SO	1,76	6,12					5,36	3,10
SS2-CA-SRM	SRM	2,95	12,20					5,54	3,20

Tabela 7.13 – Resultados da série SS3: ensaios de corte inclinado do projeto *Super-Skin* com rigidez diferencial.

Ensaio	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
		R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
SS3-BN/BU-SL	SL	0,29	1,82	32,0	2,70	41,6	4,74	3,54	2,05
SS3-BN/BU-SO	SO	1,76	6,12					5,56	3,21
SS3-BL/BU-SL	SL	0,29	1,82	25,5	2,70	41,6	4,74	1,96	1,13
SS3-BL/BU-SO	SO	1,76	6,12					6,31	3,65

Ensaio de corte direto do projeto *Super-Skin* (subcapítulo 4.3)

Na Tabela 7.14 apresentam-se os resultados da série de ensaios de duplo corte direto, sem armaduras a atravessar a interface e com redução de atrito, apresentados anteriormente e designados como série de ensaios AT.

Tabela 7.14 – Resultados da série AT: ensaios de duplo corte direto do projeto *Super-Skin*.

Ensaio	Tensão inicial [MPa]	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Tensões na interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	τ' []	σ' []
AT-C0-SL	0,0	SL	0,29	1,82	0,53	0,58
AT-C3-SL	3,0				2,76	3,16
AT-C6-SL	6,0				4,60	6,09
AT-C0-SRP	0,0	SRP	0,63	2,61	2,82	1,01
AT-C3-SRP	3,0				4,35	3,41
AT-C6-SRP	6,0				9,94	6,84
AT-C0-SO	0,0	SO	1,76	6,12	5,42	3,90
AT-C3-SO	3,0				8,40	4,35
AT-C6-SO	6,0				10,26	6,61

Ensaio de corte inclinado com variação de ângulo (subcapítulo 5.5)

Os resultados relativos à série de ensaios com variação de ângulo efetuada pelo autor desta dissertação, designada como série CI, encontram-se compilados na Tabela 7.15.

Tabela 7.15 – Resultados da série CI: ensaios de corte inclinado com variação de ângulo da presente tese.

Ensaio	Ângulo da interface	Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Betão de substrato		Betão adicionado		Tensões na interface adimensionais	
			R_a [mm]	R_{zm} [mm]	$E_{cm,sub}$ [GPa]	$f_{ct,sub}$ [MPa]	$E_{cm,ad}$ [GPa]	$f_{ct,ad}$ [MPa]	τ' []	σ' []
CI-A20-SL	20°	SL	0,23	0,87	32,5	3,11	32,5	2,74	1,57	0,57
CI-A30-SL	30°		0,25	0,85	32,0	2,79	32,5	2,74	2,25	1,30
CI-A20-SST	20°	SST	0,32	0,87	32,0	2,79	32,5	2,74	0,91	0,33
CI-A30-SST	30°		0,50	1,51	32,0	2,79	32,5	2,74	1,83	1,05
CI-A20-SRP	20°	SRP	0,47	1,93	32,5	3,11	32,5	2,74	3,23	1,17
CI-A30-SRP	30°		0,53	2,13	32,0	2,79	32,5	2,74	4,33	2,50

7.5. Relação quantitativa entre rugosidade e atrito

Para a avaliação do fenómeno do atrito de forma independente da adesão e do imbricamento mecânico, foi realizada uma segunda filtragem sobre a base de dados de resultados descrita, agrupando, para cada tipo de interface, os ensaios que permitem aferir os valores dos coeficientes de atrito.

Este processo foi iterativo, tendo sido especialmente determinante a opção de colocar em causa a validade dos valores de coeficientes de atrito e de adesão obtidos com base em ensaios de tração da interface. Concretamente, nos ensaios de corte inclinado das séries PS e HC, pressupondo

uma dada relação entre o comportamento das interfaces ao corte e à tração, foram traçadas as retas de rotura, do tipo $\tau = c + \mu \sigma$, correspondentes a cada interface, partindo de dois pontos: um primeiro correspondente ao par de tensões resistentes τ - σ , obtido no ensaio de corte inclinado, e um segundo correspondente ao valor da tensão tangencial de corte puro: $c = \tau (\sigma = 0)$. O problema surge na formulação adotada para aferir esta tensão de corte puro, na qual a tensão c depende da tensão normal nas interfaces, f_{ti} , obtida por meio de ensaios de tração. Tratando-se a interface entre camadas de betão de uma descontinuidade, bem distinta e definida, entre os materiais que compõem a peça, o comportamento de uma interface submetida à tração será diverso e independente do comportamento ao corte longitudinal. Além disso, a constatação do facto de estar presente, de modo determinante, o imbricamento mecânico na parcela da adesão, acentua a dúvida relativa à possibilidade de relacionar estas duas variáveis: a resistência da interface à tração, f_{ti} , e a sua resistência ao corte puro, c .

Fundamentando-se na incoerência dos resultados obtidos, quando abarcados na análise os valores baseados na relação entre o comportamento das interfaces ao corte e à tração, e nas dúvidas referentes ao significado físico desta relação, prosseguiu-se a análise rejeitando os dados proveniente de ensaios de tração de interface.

Restringem-se assim a dois, os tipos ensaios de considerados para a obtenção da relação quantitativa entre parâmetros de rugosidade e os coeficientes de atrito respetivos, de que resulta a seguinte filtragem de ensaios, excluindo previamente os ensaios com rigidez diferencial:

- i. Ensaios de corte inclinado com variação do ângulo da interface: séries HM-SR e CI;
- ii. Ensaios de corte direto com variação de compressão sobre as interfaces: séries HC-DC-N, MO e AT.

Nos resultados da série CI, retiraram-se os ensaios com interface SRP (tratada com retardador de presa), tendo em conta o facto de as roturas nestes não serem garantidamente adesivas, conforme exposto em 7.2. No que diz respeito aos ensaios da série MO, apesar de nestes existir uma certa rigidez diferencial entre as camadas de substrato e camada adicionada, foram considerados nos ensaios sem rigidez diferencial, tendo em conta o valor relativamente baixo deste parâmetro: $\Delta E_{cm} = 4$ GPa, para um módulo de elasticidade, na camada mais fraca, de $E_{cm} = 35$ GPa.

Foram determinados, para cada uma destas séries, os coeficientes de atrito, μ_i , correspondentes ao declive da reta obtida por interpolação dos pares de tensões adimensionais τ' - σ' para um mesmo tipo de rugosidade, caracterizada pelo par de parâmetros de rugosidade R_a e R_{zm} .

Foi adotado o mesmo processo aplicado aos ensaios descritos nesta tese, seguindo o esquema ilustrado na Figura 4.20, para os ensaios de corte direto com variação de tensão inicial, e na Figura 5.5, para os ensaios de corte inclinado com variação de ângulo.

Tomando os valores médios dos resultados de ensaios exclusivamente com rotura adesiva, os três ângulos de interface adotados nos provetes da série HM permitiram traçar as retas de regressão linear apresentadas na Figura 7.10, a partir das quais se extraíram os correspondentes ângulos de atrito.

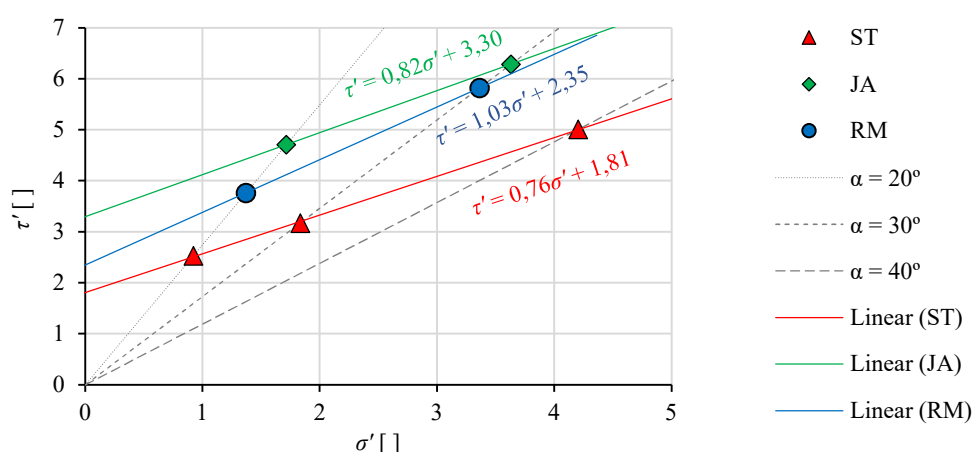


Figura 7.10 – Retas de regressão linear para cada tipo de interface, obtidas a partir dos ensaios de corte inclinado com variação de ângulo e sem rigidez diferencial, de Machado (2008).

Os ensaios de duplo corte direto sem rigidez diferencial da série HC-DC não exigiram qualquer filtragem adicional, possibilitando a obtenção dos declives das retas de regressão linear correspondentes ao atrito de cada uma das três interfaces consideradas, conforme ilustrado na Figura 7.11.

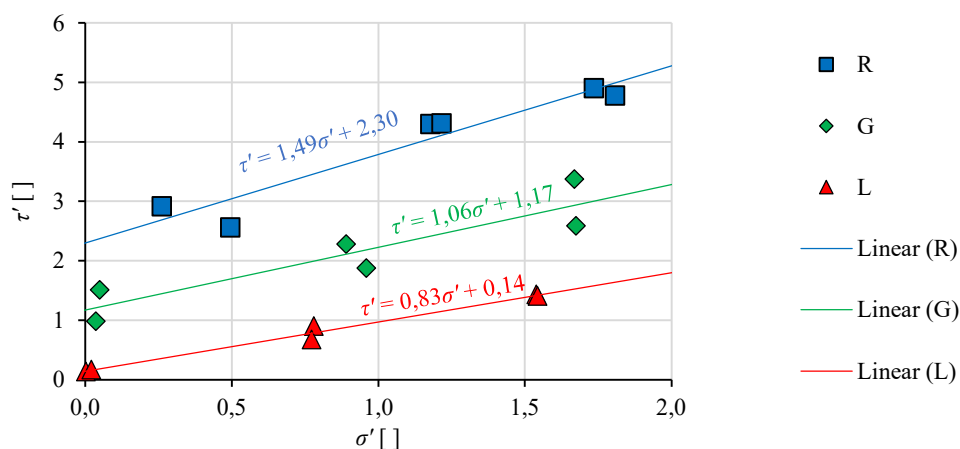


Figura 7.11 – Retas de regressão linear para cada tipo de interface, obtidas a partir dos ensaios de duplo corte direto sem rigidez diferencial, de Costa (2012).

Para os ensaios da série de Mohamad *et al.* (2015), verificou-se uma certa discrepância com os resultados anteriores, tendo-se detetado diversos motivos que o podem explicar. A concretização de ensaios de corte direto com controlo da compressão exercida sobre a interface encerra a dificuldade de garantir um determinado valor da compressão no momento da rotura, pois, tanto a estrutura de aplicação da carga, como a dilatação que acompanha o corte longitudinal, levam a um certo levantamento da camada adicionada. Por este motivo é de extrema pertinência efetuar a medição das cargas que estão a ser aplicadas ao longo do ensaio sobre a interface, como efetuado nos ensaios de Costa (2012) e nos ensaios da série AT desta tese. No entanto, em Mohamad *et al.* (2015), não são fornecidos estes dados, pelo que se assumiu que terão disposto de algum sistema que mantivesse as compressões constantes ao longo do ensaio. Mas esta hipótese poderá não corresponder à realidade, o que explicaria a tendência dos ensaios de maior nível de compressão entrarem em rotura para valores mais baixos que a tendência deduzida dos ensaios de menor nível de compressão.

Com base nos dados fornecidos, calcularam-se e desenharam-se as retas de regressão linear excluindo os ensaios de maior nível de compressão que se desviam da tendência marcada pelos restantes ensaios. Através da Figura 7.12, é possível comparar o resultado com e sem a exclusão desses resultados. Pode comprovar-se que este ajuste leva a uma alteração significativa dos declives das retas obtidas e, por conseguinte, dos coeficientes de atrito de cada tipo de rugosidade.

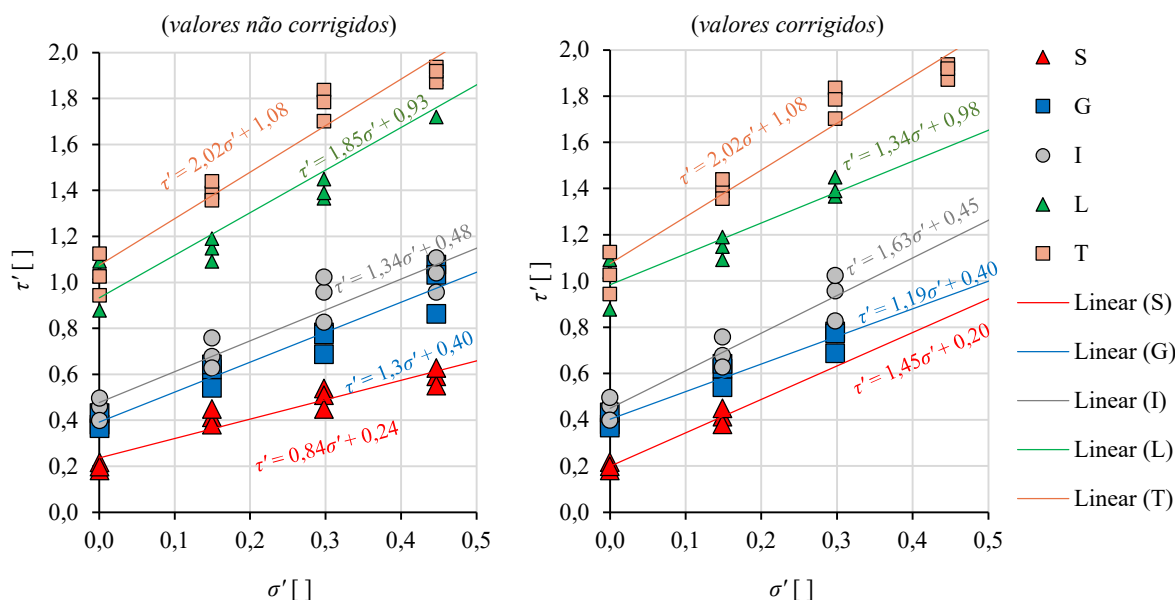


Figura 7.12 – Retas de regressão linear para cada tipo de interface, obtidas a partir dos ensaios de corte direto de Mohamad *et al.* (2015).

De modo a relacionar os coeficientes de atrito, μ_i , obtidos por interpolação para cada interface, com os parâmetros de rugosidade, foram aplicados algoritmos de otimização para relacionar o atrito com o fator do efeito da rugosidade na resistência da interface, ψ , definido na expressão (7.1). Desta forma, conseguiu-se obter uma boa correlação entre as variáveis, tomando um fator do efeito da rugosidade para o atrito, que se designa como ψ_μ , dado por:

$$\psi_\mu = R_{zm}^{-1} R_a^{1,5} \quad (7.7)$$

Na Tabela 7.16, encontram-se os valores obtidos tendo em conta os dados apresentados e os coeficientes de atrito obtidos. Na Figura 7.13 estes são dispostos em gráfico com a correspondente reta de regressão linear traçada.

A reta de regressão linear que se obtém tomando os coeficientes de atrito em função do fator ψ_μ , possui um coeficiente de determinação, R^2 , próximo de 90%, o que traduz uma elevada concordância. Deste modo, prosseguiu-se a análise, estabelecendo a seguinte relação para determinar um valor dos coeficientes de atrito para uma interface com uma dada rugosidade quantificada:

$$\mu(R) = 0,7 + 2,3 \psi_\mu (R_{zm}; R_a) \quad (7.8)$$

Tabela 7.16 – Valores obtidos para o coeficiente de atrito e para o fator do efeito da rugosidade no atrito, para cada grupo de ensaios.

Designação ponto	ψ_μ	μ_i
HC-DC-N/N-L	0,08	0,83
HC-DC-N/N-G	0,15	1,06
HC-DC-N/N-R	0,26	1,49
HM-SR-JA	0,12	0,84
HM-SR-RM	0,17	1,05
AT-SL	0,08	0,73
AT-SRP	0,19	1,24
AT-SO	0,38	1,43
MO-S	0,27	1,45
MO-G	0,24	1,19
MO-I	0,47	1,63
MO-L	0,25	1,34
MO-T	0,56	2,02
CI-SL	0,13	1,07
CI-SST	0,21	1,29

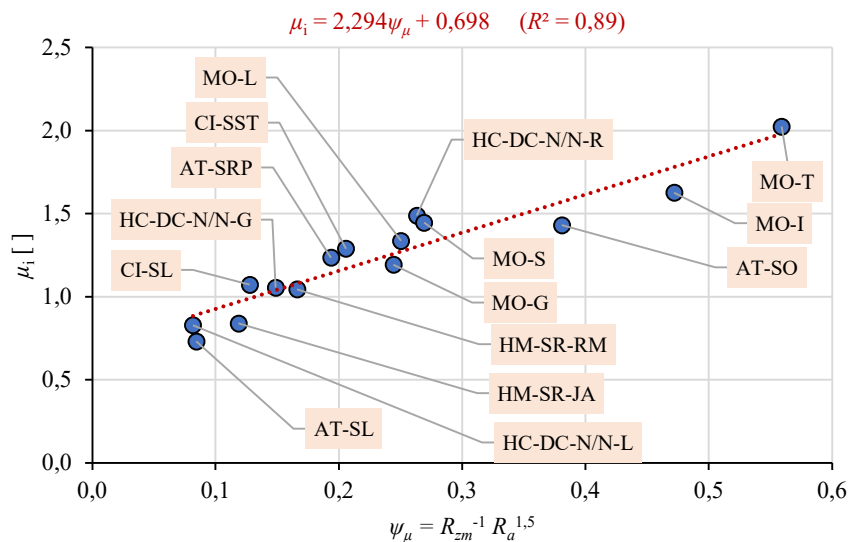


Figura 7.13 – Correlação entre os coeficientes de atrito e os fatores do efeito da rugosidade no atrito.

7.6. Relação quantitativa entre rugosidade e adesão

Partindo da relação obtida para a obtenção dos coeficientes de atrito, procurou-se fazer uma análise semelhante à anterior, aplicada ao mecanismo de adesão e imbricamento mecânico. Foi feita uma nova filtragem dos valores da base de dados de resultados, retirando-se os ensaios que não cumprissem os seguintes requisitos:

- i. Ensaios com distribuição relativamente uniforme das tensões ao longo da interface no momento da rotura, o que leva a retirar as séries de ensaios de corte direto: séries HC-DC-N, HC-DC-L, MO e AT.
- ii. Ensaios sem significativa rigidez diferencial, pelo que foram removidas as séries HC-CI-L, HM-CR e SS3. De entre os ensaios da série PS-L e PS-E, consideraram-se apenas os provetes executados com 56 dias de intervalo entre betonagens (PS-E56 e PS-L56) por serem os que têm uma rigidez diferencial mais próxima do zero.

Tomando todos os restantes ensaios, foram calculados os valores, para cada tipo de interface, dos coeficientes de atrito em função da rugosidade, $\mu(R)$, tomando a expressão (7.8). Aplicando os coeficientes obtidos, aos valores médios dos pares de tensões resistentes, τ' - σ' , dos ensaios com rotura adesiva, foram determinados os coeficientes de adesão, dados por:

$$c_a(\mu) = \tau' - \mu(R) \sigma' \quad (7.9)$$

De modo a determinar os coeficientes de atrito em função das rugosidades, procurou-se encontrar a relação que fornecesse uma maior correlação entre os valores desses coeficientes e um fator que contivesse simultaneamente os mesmos parâmetros de rugosidade tomados na análise análoga conduzida para o atrito. Foi necessário experimentar diversos tipos de regressões, tendo-se obtido resultados mais satisfatórios com regressões do tipo logarítmico e exponencial. Finalmente, chegou-se a um fator de efeito de rugosidade para a adesão, que se designa como ψ_c , dado pela seguinte equação:

$$\psi_c = R_{zm}^{1,35} e^{-2R_a} \quad (7.10)$$

Na Tabela 7.17 encontram-se os valores obtidos para os parâmetros que se pretendem correlacionar, apresentando-se na Figura 7.14 a correspondente reta de regressão linear obtida.

Tabela 7.17 – Valores obtidos para o coeficiente de adesão e para o fator do efeito da rugosidade na adesão, para cada grupo de ensaios.

Designação ponto	ψ_c	$\mu(R)$	$c_a(\mu)$
HM-SR/20-RM	1,49	1,08	2,28
HM-SR/30-RM	1,49	1,08	2,19
SS1-CA-SO	0,34	1,58	0,46
SS1-CA-SRM	0,08	1,66	0,24
SS2-CA-SL	1,27	0,89	2,12
SS2-CA-SRP	1,03	1,15	1,85
SS2-CA-SJG	0,88	1,02	2,05
SS2-CA-SO	0,34	1,58	0,48
SS2-CA-SRM	0,08	1,66	0,24
PS-L56-LAC	0,72	1,15	0,82
PS-L56-WB	0,66	0,99	1,43
PS-L56-SAB	1,10	0,99	1,93
PS-L56-SHB	1,33	0,98	2,55
PS-L56-HS	1,07	1,20	1,70
PS-E56-LAC	0,72	1,15	0,85
PS-E56-WB	0,66	0,99	1,14
PS-E56-SAB	1,10	0,99	1,49
PS-E56-HS	1,07	1,20	1,48
HC-CI-N/N-L	0,58	0,89	0,30
HC-CI-N/N-E	0,91	0,98	1,35
HC-CI-N/N-G	1,53	1,04	1,58
HC-CI-N/N-R	0,49	1,31	1,16
FC-ST	0,35	0,76	1,13
FC-EA	1,53	0,83	1,31
FC-MA	0,80	1,29	1,01
PS-M-EA	0,24	0,88	0,65
PS-M-JA	0,49	0,96	0,62
CI-A20-SL	0,52	0,99	1,00
CI-A30-SL	0,49	1,03	0,91
CI-A20-SST	0,44	1,17	0,52
CI-A30-SST	0,64	1,24	0,52
CI-A30-SRP	0,97	1,11	1,55

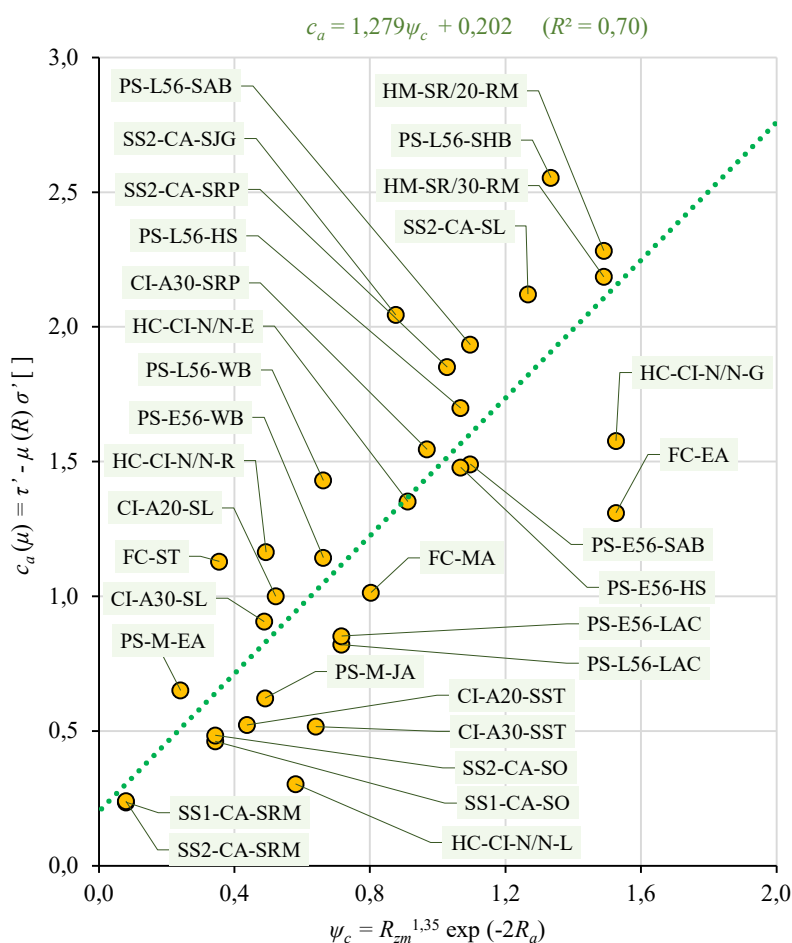


Figura 7.14 – Correlação entre os coeficientes de adesão e os fatores do efeito da rugosidade na adesão.

A reta de regressão linear entre o fator ψ_c e os respectivos coeficientes de adesão, c_a , não apresenta uma correlação tão satisfatória como a alcançada para os coeficientes de atrito, limitando-se a um coeficiente de determinação, $R^2 = 70\%$, para a seguinte regressão:

$$c_a(R) = 0,2 + 1,3 \psi_c(R_{zm}; R_a) \quad (7.11)$$

Ao longo de toda esta análise verificou-se que as variáveis intervenientes são muito numerosas, pelo que a possibilidade de erros nos valores adotados e os motivos que poderão originar desfasamentos entre a realidade e os modelos, são elevados. Nomeadamente, algumas variáveis são particularmente sensíveis para os resultados dos ensaios, como o nível de uniformidade das tensões ao longo das interfaces, a resistência das camadas de betão, a simetria na colocação dos provetes, a execução uniforme de cada tipo de rugosidade nos vários provetes ensaiados ou o ângulo da interface em relação à direção de atuação da carga. Além disso, algumas destas apresentam uma

elevada variabilidade, em especial as relativas à medição da rugosidade nas interfaces, que por si só dificilmente se mantêm constantes de provete para provete.

No entanto, comparando os valores das tensões de corte obtidas nos ensaios, τ' , com os valores finais, $\tau'(R)$, obtidos apenas com base nos parâmetros de rugosidade, verificou-se uma correlação significativamente alta. Efetuando uma regressão em termos de valores adimensionais, as tensões de corte, $\tau'(R)$, para as correspondentes tensões normais, medidas na interface, σ' (fornecidas na base de dados de resultados), são dadas, em função da rugosidade, por:

$$\tau'(R) = c_a(R) + \mu(R) \sigma' \quad (7.12)$$

Foi possível obter uma forte correlação, ilustrada na Figura 7.15, na qual, inclusivamente, foi alargada a gama de ensaios considerados, abrangendo os provetes com rigidez diferencial, que não entraram no cálculo de nenhuma das retas de regressão anteriores.

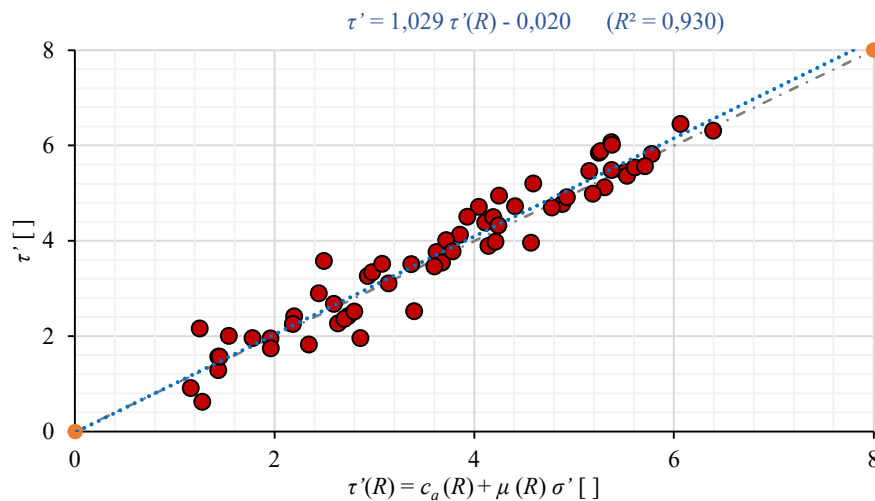


Figura 7.15 – Correlação entre as tensões adimensionais obtidas a partir dos ensaios e os correspondentes valores determinados a partir dos parâmetros de rugosidade.

A reta de regressão linear é muito próxima da reta $\tau' = \tau'(R)$, apresentando um coeficiente de determinação elevado, $R^2 = 93\%$, o que oferece segurança para a utilização das equações obtidas na previsão da resistência ao corte longitudinal de interfaces, sendo baseadas numa larga gama de tipos de rugosidade considerados.

7.7. Influência da rigidez diferencial

Tendo disponíveis numerosos ensaios com rigidez diferencial entre as camadas de substrato e adicionadas, procurou-se refinar a análise anterior, considerando um novo fator de correção, a aplicar sobre as expressões obtidas, em que fosse ponderado o peso relativo da rigidez diferencial das camadas. Designou-se por ψ_E o fator do efeito da rigidez diferencial na resistência das interfaces entre camadas de betão, sendo definido por:

$$\psi_E = \frac{E_{cm,ad} - E_{cm,sub}}{E_{cm,sub}} \quad (7.13)$$

Na Tabela 7.18, apresentam-se os valores obtidos para este fator em todos os ensaios de corte inclinado, tomando apenas os provetes com roturas adesivas. Omitem-se os valores dos ensaios sem rigidez diferencial, para os quais se tem, naturalmente, o fator $\psi_E = 1$. Na mesma tabela são apresentados os valores correspondentes ao rácio entre as tensões obtidas nos ensaios e os valores calculados pela expressão (7.12), $\tau'/\tau'(R)$, que permite definir de que forma o fator pode corrigir o efeito da rigidez diferencial. Dispondo os rácios obtidos em função dos correspondentes fatores ψ_E , é traçada, na Figura 7.16, a reta de regressão linear obtida.

Tabela 7.18 – Valores obtidos para o fator do efeito da rigidez diferencial na resistência, para cada grupo de ensaios e para o rácio entre resultados obtidos e esperados.

Designação ponto	ψ_E	$\tau'/\tau'(R)$
HM-CR/20-JA	-0,23	1,73
HM-CR/30-JA	-0,21	1,44
HM-CR/40-JA	-0,21	1,07
HM-CR/20-RM	-0,23	1,08
SS3-BN/BU-SL	0,30	0,96
SS3-BN/BU-SO	0,30	0,97
SS3-BL/BU-SL	0,63	0,69
SS3-BL/BU-SO	0,63	0,99
PS-L28-LAC	-0,05	0,86
PS-L28-WB	-0,05	1,11
PS-L28-SAB	-0,05	1,13
PS-L28-SHB	-0,05	1,12
PS-L84-SHB	-0,05	1,13
PS-E84-LAC	-0,04	0,88
PS-E84-WB	-0,05	1,14
PS-E84-SAB	-0,05	1,00
PS-E84-SHB	-0,05	1,00
HC-CI-L19/N-L	-0,19	1,10
HC-CI-L19/N-E	-0,19	1,16
HC-CI-L17/N-L	-0,35	1,19
HC-CI-L17/N-E	-0,35	1,04
HC-CI-L17/N-G	-0,35	0,96
HC-CI-L15/N-L	-0,57	1,00
HC-CI-L15/N-E	-0,57	1,15
HC-CI-L15/N-G	-0,57	1,06
HC-CI-L15/N-R	-0,57	1,12
HC-CI-L19/L15-L	0,86	0,90
HC-CI-L19/L15-S	0,86	1,00
HC-CI-L17/L15-L	0,49	1,10
HC-CI-L17/L15-S	0,49	0,98

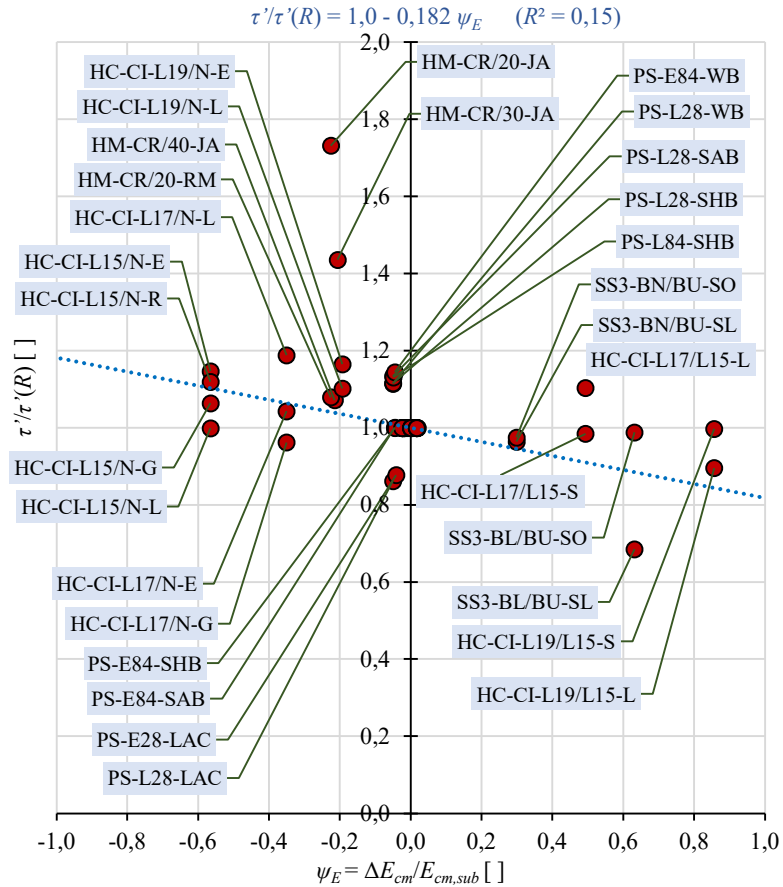


Figura 7.16 – Correlação entre os fatores do efeito da rigidez diferencial na resistência e o rácio entre resultados obtidos e esperados.

Através da reta de regressão obtida a partir do rácio de tensões em função do fator do efeito da rigidez diferencial, as tensões de corte corrigidas, $\tau'(R;E)$, poderão ser obtidas por:

$$\tau'(R;E) = \tau'(R) \left(1 - 0,18 \psi_E(E_{cm,ad}; E_{cm,sub}) \right) \quad (7.14)$$

Substituindo as diversas funções incluídas nesta análise, a expressão final para a determinação da tensão de corte, τ , numa interface submetida a uma compressão σ , em função dos parâmetros de rugosidade, R_a e R_{zm} , e das propriedades do betão adotado nas camadas, é dado por:

$$\tau = \left(\left(0,2 + 1,3 \frac{R_{zm}^{1,35}}{e^{2R_a}} \right) \cdot f_{ct} + \left(0,7 + 2,3 \frac{R_a^{1,5}}{R_{zm}} \right) \sigma \right) \left(1 - 0,2 \frac{E_{cm,ad} - E_{cm,sub}}{E_{cm,sub}} \right) \quad (7.15)$$

O valor do coeficiente de determinação obtido para o fator do efeito da rigidez diferencial foi medíocre, R^2 , de 15%, e efetivamente a aplicação deste fator no cálculo das tensões levou a uma

melhoria insignificante na correlação entre as tensões obtidas nos ensaios e as tensões determinadas pelas expressões propostas, conforme ilustrado na Figura 7.17.

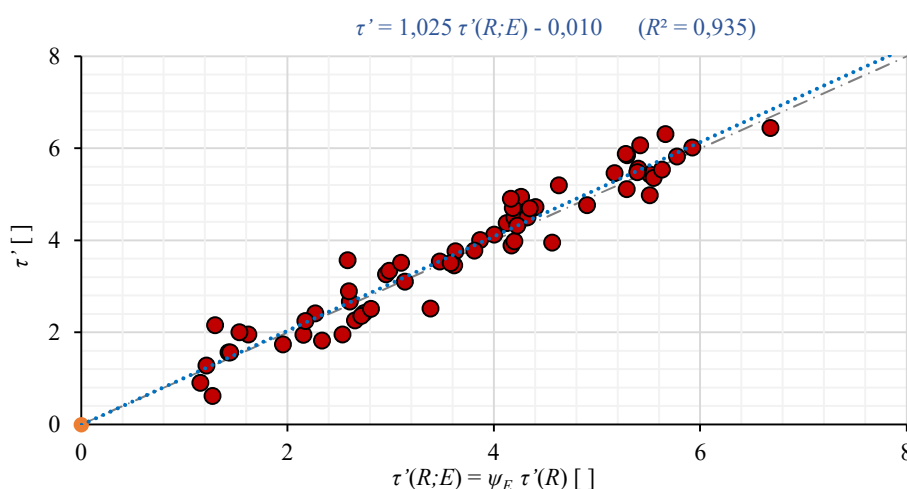


Figura 7.17 – Correlação entre as tensões adimensionais obtidas a partir dos ensaios e os correspondentes valores determinados a partir das rugosidades corrigidas com o fator da rigidez diferencial.

O coeficiente de determinação é praticamente igual ao obtido na correlação sem aplicação da correção da rigidez diferencial, apresentada na Figura 7.15, de modo que este não será tido em conta nas expressões propostas das recomendações de cálculo, reservando para trabalhos futuros a quantificação da diferença de propriedades do betão adotado nas camadas, na resistência das interfaces submetidas ao corte longitudinal.

7.8. Relação entre a resistência de uma interface à tração e ao corte longitudinal

Em 7.5 foram expostos os motivos que levaram a abdicar dos resultados de ensaios de tração em interfaces, disponíveis na bibliografia. Concretamente, foi posta em causa a validade da abordagem feita nos ensaios das séries PS e HC, na qual se determinam os coeficientes de atrito e de adesão através da combinação dos ensaios de corte inclinado com os ensaios de tração realizados para uma mesma interface. Em Santos (2009) não é dada a expressão específica utilizada para a obtenção destes coeficientes, mas é indicado que correspondem a uma reta de rotura tangente a dois círculos: um definido a partir do par de tensões τ - σ , obtido por meio de ensaio de corte inclinado, e outro definido a partir do valor da tensão normal nas interfaces, f_{ti} , obtida em ensaios de tração. No entanto, o significado físico de um círculo que passa pelo ponto definido pelo par de tensões na rotura de uma interface, τ - σ , é diverso do significado físico dos círculos utilizados para o critério de rotura de Mohr-Coulomb.

Como descrito anteriormente, e ilustrado na Figura 5.4, a reta que define a rotura da interface é composta pelos pares de tensões resistentes, conforme o ângulo da interface, que impõe que a rotura se dê numa determinada faceta do elemento, e não pela tangente ao círculo que passa por cada um desses pontos. Só num caso teórico particular, é que a tangente desse círculo coincide com a linha de resistência da interface, como o ilustrado na Figura 7.18. É interessante verificar que isso ocorre precisamente quando o ângulo da interface, β , adotada nos ensaios de corte inclinado, toma o valor β_{crit} , que se pode definir como sendo o ângulo de interface de um ensaio de corte inclinado para o qual o valor P da força de rotura é mínima.

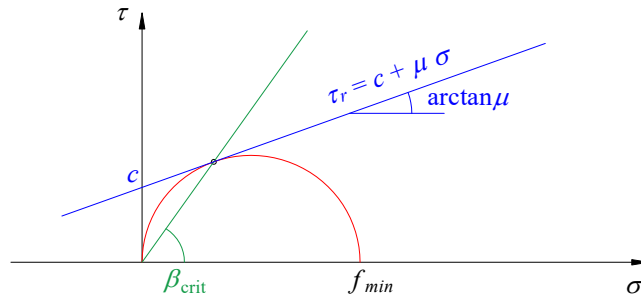


Figura 7.18 – Linha de rotura para um provete com ângulo de interface igual ao ângulo crítico β_{crit} .

Se fosse possível efetuar ensaios de corte inclinado com superfícies perfeitamente iguais e, portanto, manter constante a correspondente tensão de rotura da interface τ , então a força P aplicada no ensaio (diretamente relacionada com a pressão média atuante no provete, f) dependeria apenas do ângulo β da interface com uma relação fixa. Esta pode ser obtida substituindo as expressões (2.88) e (2.89) em (5.2), obtendo-se (com $c = c_a f_{ct}$):

$$\tau = c + \mu f \cos^2 \beta = f \sin \beta \cos \beta \quad (7.16)$$

Resolvendo em ordem a f , vem:

$$f = c \frac{1 + \tan^2 \beta}{\tan \beta - \mu} \quad (7.17)$$

O ângulo β_{crit} para o qual a tensão f é mínima, obtém-se derivando a expressão anterior:

$$\frac{df}{d\beta} = \frac{(1 + \tan^2 \beta)' (\tan \beta - \mu) - (\tan \beta - \mu)' (1 + \tan^2 \beta)}{(\tan \beta - \mu)^2} \quad (7.18)$$

$$\frac{df}{d\beta} = 0 \Rightarrow (1 + \tan^2 \beta_{crit})' (\tan \beta_{crit} - \mu) = (1 + \tan^2 \beta_{crit}) (\tan \beta_{crit} - \mu)'$$

$$\Leftrightarrow 2 \tan \beta_{crit} (\tan \beta_{crit})' (\tan \beta_{crit} - \mu) = (\tan \beta_{crit})' (1 + \tan^2 \beta_{crit})$$

$$\Leftrightarrow \tan^2 \beta_{crit} - 2\mu \tan \beta_{crit} - 1 = 0 \Leftrightarrow \tan \beta_{crit} = \mu \pm \sqrt{\mu^2 + 1}$$

$$\beta_{crit} = \arctan(\mu + \sqrt{\mu^2 + 1}) \quad (7.19)$$

A que corresponde:

$$f_{min} = c \frac{1 + \left(\mu + \sqrt{\mu^2 + 1} \right)^2}{\sqrt{\mu^2 + 1}} \quad (7.20)$$

Traçando o gráfico da função (7.17), apresentado na Figura 7.19, verifica-se como teoricamente é necessária uma força que tende para o infinito em ensaios com um ângulo cujo valor coincida com $\arctan \mu$. Isto corresponde à situação teórica na qual a reta traduzida pela equação (5.1) (representada a azul na Figura 5.4), fosse paralela à reta limite de rotura da equação (5.2) (representada a preto) e, portanto, cujo ponto de interseção estaria no infinito. A parte do gráfico com valores negativos corresponderá, por exemplo, a situações em que o ângulo de atrito μ da superfície fosse de tal modo elevado, que os provetes não pudessem entrar em rotura por corte longitudinal com valores relativamente baixos de β , correspondendo à situação em que as referidas retas da Figura 5.4 se intersectassem na zona dos valores negativos da tensão τ .

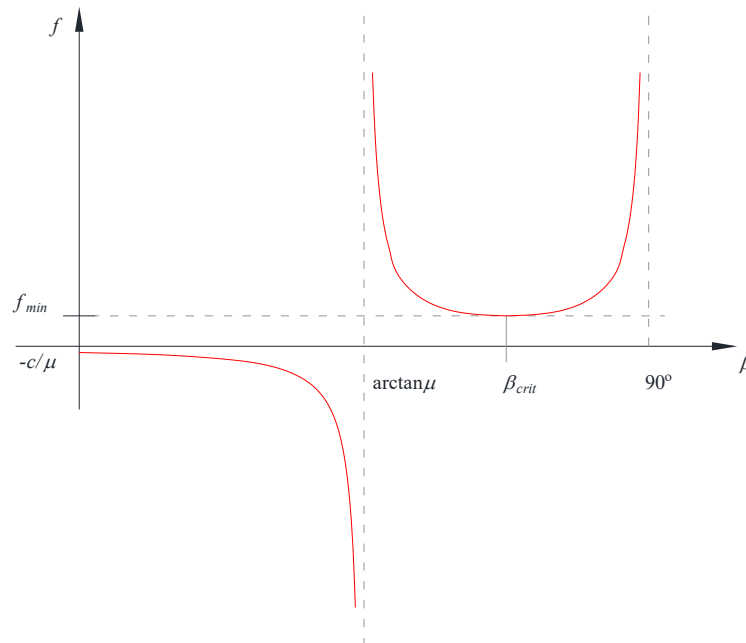


Figura 7.19 – Relação entre o ângulo β da interface adotado em ensaios de corte inclinado e a força de rotura necessária para um mesmo tipo de interface.

Em Espeche & León (2011) é apresentada uma abordagem relativa à diferença que existe entre a curva de comportamento idealizada para um material monolítico, que obedece às teorias de

Mohr-Coulomb, e a curva real para definir o comportamento de uma peça constituída por duas camadas. Estes autores propõem aquilo a que chamam critério de rotura de Mohr-Coulomb modificado, para interfaces entre camadas de betão e estabelecem uma relação entre três variáveis: a resistência da interface ao corte puro, c , a resistência da interface à tração, f_{ti} , e o ângulo de atrito da interface, ϕ , dada por:

$$\begin{cases} c = \left(\frac{2 - \sin \phi}{\cos \phi} \right) f_{ti} & \text{para } \phi > 30^\circ \\ c = \sqrt{3} f_{ti} & \text{para } \phi \leq 30^\circ \end{cases} \quad (7.21)$$

De modo a comprovar se é viável fazer uso dos ensaios de tração, procurou-se aplicar a teoria exposta por Espeche & León (2011) aos ensaios disponíveis das séries PS e HC. De modo a aplicar as relações indicadas em (7.21), determinaram-se as expressões que permitem calcular os coeficientes de atrito e de adesão, μ e c_a , a partir das três variáveis disponíveis para cada tipo de interface: valores médios adimensionais da tensão na rotura dos ensaios de corte, τ' e σ' , e dos ensaios de tração, f_{ti}' . Para auxílio na dedução destas expressões, foi elaborada uma representação gráfica das variáveis: na Figura 7.20 estão assinaladas a verde as variáveis a partir das quais se pretende obter a reta de rotura, representada a azul, caracterizada pelo respetivo declive, cujo ângulo define o coeficiente de atrito μ , e pela intercessão com a origem, igual ao coeficiente de adesão, c_a .

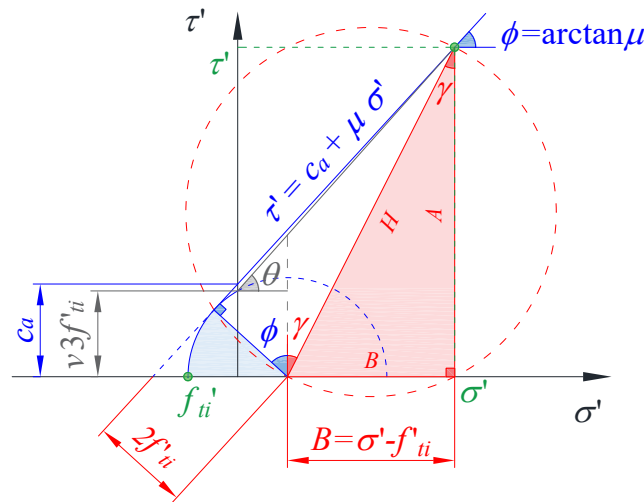


Figura 7.20 – Representação gráfica da determinação dos coeficientes de adesão e de atrito a partir do conjunto de valores obtidos na rotura em ensaios de tração e de corte inclinado.

Tomando a expressão para ângulos de atrito superiores a 30° , em termos de valores adimensionais, em conjunto com a equação que define a reta de rotura, tem-se:

$$\left. \begin{aligned} c_a &= \left(\frac{2 - \sin \phi}{\cos \phi} \right) f'_{ti} \\ c_a &= \tau' - \sigma' \tan \phi \end{aligned} \right\} \Rightarrow \tau' \cos \phi - \sigma' \sin \phi + f'_{ti} \sin \phi = 2 f'_{ti} \quad (7.22)$$

Para resolver o problema trigonométrico da equação (7.22), recorreu-se às relações proporcionadas pelo triângulo representado a vermelho na Figura 7.20, a partir do qual foram definidas as seguintes variáveis auxiliares:

$$A = \tau' = H \cos \gamma \quad (7.23)$$

$$B = \sigma' - f'_{ti} = H \sin \gamma \quad (7.24)$$

$$H = \sqrt{A^2 + B^2} \quad (7.25)$$

$$\gamma = \arctan \left(\frac{B}{A} \right) \quad (7.26)$$

Da substituição das respetivas variáveis na equação, obtém-se a seguinte solução:

$$\begin{aligned} \Leftrightarrow A \cos \phi - B \sin \phi &= C \Leftrightarrow H \cos \gamma \cos \phi - H \sin \gamma \sin \phi = C \Leftrightarrow \\ \Leftrightarrow H \cos(\gamma + \phi) &= 2 f'_{ti} \Leftrightarrow \phi = \arccos \left(\frac{2 f'_{ti}}{H} \right) - \gamma \end{aligned}$$

Deste modo, os coeficientes de atrito e de adesão podem ser determinados calculando previamente o ângulo θ , dado por:

$$\theta = \arctan \left(\frac{\tau' - \sqrt{3} f'_{ti}}{\sigma'} \right) \quad (7.27)$$

de modo que:

$$\text{se } \theta < 30^\circ \Rightarrow \left\{ \begin{aligned} \phi &= \theta \\ \mu &= \tan \phi = \tan \theta = \frac{\tau' - \sqrt{3} f'_{ti}}{\sigma'} \\ c_a &= \tau' - \mu \sigma' = \sqrt{3} f'_{ti} \end{aligned} \right. \quad (7.28)$$

$$\text{se } \theta \geq 30^\circ \Rightarrow \left\{ \begin{aligned} c_a &= \tau' - \mu \sigma' = \left(\frac{2 - \sin \phi}{\cos \phi} \right) f'_{ti} \\ \mu &= \tan \phi \\ \phi &= \arccos \left(\frac{2 f'_{ti}}{H} \right) - \gamma \end{aligned} \right. \quad (7.29)$$

com:

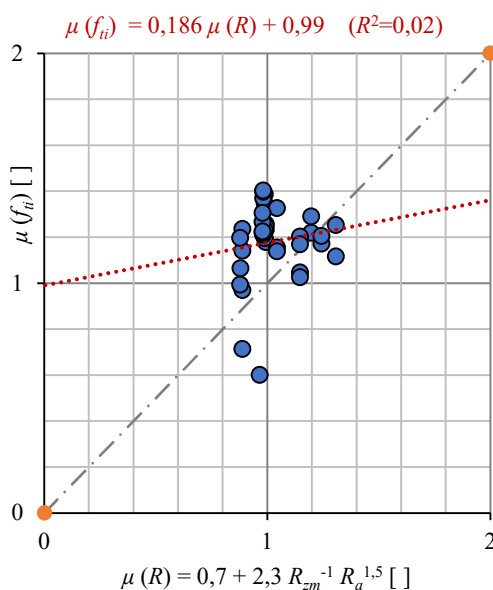
$$H = \sqrt{\tau'^2 + (\sigma' - f'_{ii})^2} \quad (7.30)$$

$$\gamma = \arctan\left(\frac{\sigma' - f'_{ii}}{\tau'}\right) \quad (7.31)$$

Finalmente, tomando os resultados dos ensaios de corte inclinado das séries PS e HC-CI, foram calculados os coeficientes de atrito e de adesão que se obteriam fazendo uso da formulação de Espeche & León, e que se designaram por $\mu(f_{ii})$ e $c_a(f_{ii})$. Estes valores foram confrontados com os coeficientes correspondentes que se obteriam em função da rugosidade, $\mu(R)$ e $c_a(R)$, obtidos respetivamente pelas expressões (7.8) e (7.11). Na Tabela 7.19 e Figura 7.21 são comparados os coeficientes de atrito e, na Tabela 7.20 e Figura 7.22, são comparados os coeficientes de adesão.

Tabela 7.19 – Correlação entre os coeficientes de atrito obtidos a partir da rugosidade e os correspondentes valores determinados a partir da resistência da interface à tração.

PS	Tipo	$\mu(R)$	$\mu(f_{ii})$
M	EA	0,88	1,07
M	JA	0,96	0,60
L28	SHB	0,98	1,37
L56		0,98	1,40
L84		0,98	1,40
E84		0,98	1,21
L28	SAB	0,99	1,39
L56		0,99	1,35
E56		0,99	1,20
E84		0,99	1,23
L28	WB	0,99	1,26
L56		0,99	1,23
E56		0,99	1,18
E84		0,99	1,25
L28	LAC	1,15	1,05
L56		1,15	1,03
E28		1,15	1,20
E56		1,15	1,17
L56	HS	1,20	1,22
E56		1,20	1,29



HC-CI	Tipo	$\mu(R)$	$\mu(f_{ii})$
L19/L15	L	0,88	0,99
L17/L15		0,88	1,20
N/N		0,89	0,71
L19/N		0,89	1,14
L17/N		0,89	1,24
L15/N	E	0,89	0,97
N/N		0,98	1,27
L19/N		0,98	1,31
L17/N		0,98	1,22
L15/N	G	0,98	1,22
N/N		1,04	1,33
L17/N		1,04	1,16
L15/N	S	1,04	1,14
L19/L15		1,24	1,17
L17/L15	R	1,24	1,20
N/N		1,31	1,25
L15/N		1,31	1,12

Figura 7.21 – Correlação entre os coeficientes de atrito obtidos a partir da rugosidade e os obtidos a partir da resistência da interface à tração.

Tabela 7.20 – Correlação entre os coeficientes de adesão obtidos a partir da rugosidade e os correspondentes valores determinados a partir da resistência da interface à tração.

PS	Tipo	$c_a(R)$	$c_a(f_{ti})$
M	EA	0,51	0,46
M	JA	0,84	1,04
L28	SHB	1,93	1,22
L56		1,93	1,14
L84		1,93	1,15
E84		1,93	1,17
L28	SAB	1,62	1,04
L56		1,62	1,00
E56		1,62	1,07
E84		1,62	1,09
L28	WB	1,06	0,90
L56		1,06	0,96
E56		1,06	0,85
E84		1,06	0,98
L28	LAC	1,13	0,90
L56		1,13	0,99
E28		1,13	0,72
E56		1,13	0,82
L56	HS	1,59	1,62
E56		1,59	1,22

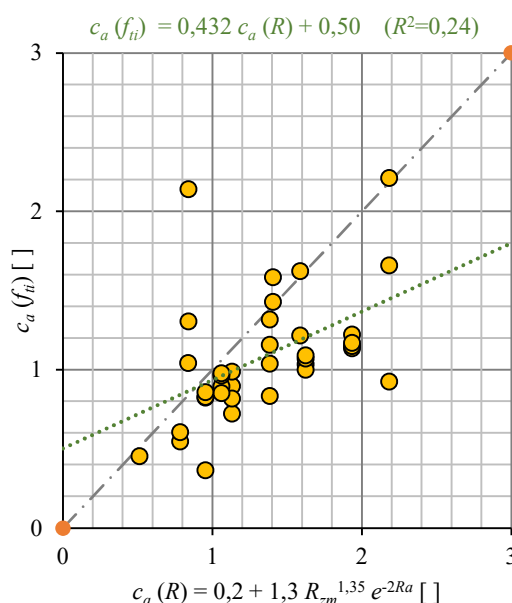


Figura 7.22 – Correlação entre os coeficientes de adesão obtidos a partir da rugosidade e os obtidos a partir da resistência da interface à tração.

HC-CI	Tipo	$c_a(R)$	$c_a(f_{ti})$
L19/L15	L	0,78	0,55
L17/L15		0,78	0,61
N/N		0,95	0,37
L19/N		0,95	0,83
L17/N		0,95	0,83
L15/N	E	0,95	0,86
N/N		1,38	0,83
L19/N		1,38	1,16
L17/N		1,38	1,04
L15/N		1,38	1,32
N/N	G	2,18	0,93
L17/N		2,18	1,66
L15/N		2,18	2,21
L19/L15	S	1,40	1,59
L17/L15		1,40	1,43
N/N	R	0,84	1,31
L15/N		0,84	2,14

Verifica-se que a correlação entre os resultados obtidos é praticamente inexistente. Recorde-se que coeficientes $\mu(f_{ti})$ e $c_a(f_{ti})$ são determinados a partir de resultados obtidos em ensaios de corte inclinado e de ensaios de tração, em provetes com uma mesma rugosidade. Por outro lado, os coeficientes $\mu(R)$ e $c_a(R)$, resultam da aplicação das expressões que os relacionam com parâmetros de rugosidade dessas interfaces, tendo-se obtido, nomeadamente para o coeficiente de atrito, um elevado coeficiente de determinação quando comparados com os valores obtidos noutras séries de ensaios. Por conseguinte, os resultados indiciam serem inválidas as formulações em que se caracteriza o comportamento das interfaces ao corte com base em ensaios de tração. É significativo verificar, pela análise dos pontos compostos pelos pares de coeficientes $\mu(R)$ - $\mu(f_{ti})$ e $c_a(R)$ - $c_a(f_{ti})$ obtidos, como estes se encontram frequentemente alinhados na vertical. Isto vem confirmar que não existe uma clara relação entre a rugosidade das interfaces e os coeficientes obtidos pelo método de Espeche & Léon, uma vez que esta formulação fornece valores muito díspares para os coeficientes de adesão e de atrito para uma mesma rugosidade.

7.9. Proposta de expressão conjunta

Neste ponto, propõe-se uma expressão para o cálculo da resistência ao corte longitudinal da interface entre camadas de betão de diferentes idades, baseada no trabalho até aqui descrito. Na

formulação que se propõe, procurou-se que ficassem explícitos os mecanismos envolvidos e aclarados os significados físicos de cada parâmetro. Deste modo, pretende-se fornecer ao projetista a possibilidade de efetuar a devida análise crítica na aplicação das expressões às situações concretas a dimensionar, o que não é possível com uma fórmula em que os mecanismos intervenientes são considerados de um modo indireto, ou empírico, como é o caso das expressões adotadas nos principais códigos.

A expressão proposta é resultado da consecução dos objetivos formulados para esta tese, nomeadamente o de garantir que todos os parâmetros intervenientes fossem quantificados de forma objetiva, retirando a necessidade de avaliações subjetivas, como a que ocorre nas expressões baseadas na classificação das interfaces por inspeção visual das suas características.

Procurou-se também que o fenómeno do efeito de ferrolho fosse abordado com maior precisão do que aquela com que é tratado nas expressões regulamentares. Para isso, foi contemplado o estudo do comportamento das armaduras que atravessam a interface, realizado com a pesquisa bibliográfica e a partir dos ensaios de corte com armadura, descritos em 4.5. Nomeadamente, são abarcados os diversos tipos de amarração das armaduras, que acarretam uma interação entre os mecanismos de atrito e de ferrolho substancialmente diferente.

A forma mais explícita como aparecem os mecanismos envolvidos, possibilita ainda que o efeito de diferentes geometrias na secção das armaduras seja contabilizado de um modo mais exato. As expressões regulamentares existentes foram deduzidas para armaduras de secção circular cheia, não abrangendo outras geometrias diferentes dos varões de aço corrente, nomeadamente a das secções tubulares, frequentes em conetores.

Tendo em vista os objetivos apresentados, propõe-se, em vez de uma longa expressão em que as variáveis surjam em simultâneo, uma série de expressões concisas e separadas constituídas por parcelas que são progressivamente explicitadas e para as quais são dadas designações que permitam uma melhor compreensão dos fenómenos envolvidos. Deste modo, parte-se de uma expressão primária para ter em conta três formas básicas de limitar a tensão resistente ao corte longitudinal na interface entre camadas de betão, τ_{Ri} :

$$\tau_{Ri} = \max\{\tau_{R,0} ; \tau_{R,crit}\} < \tau_{R,v} \quad (7.32)$$

- i. Tensão resistente sem deslizamento: $(\tau_{R,0})$;
- ii. Tensão resistente para deslizamento crítico: $(\tau_{R,crit})$;

iii. Tensão resistente por esmagamento local do betão em compressão a tensão resistente sem deslizamento: $(\tau_{R,v})$.

as quais dependem de:

iv. Parâmetros de rugosidade: rugosidade média do perfil (R_a) e altura média do pico-vale (R_{zm});

v. Tensão axial criada nas armaduras pelo deslizamento entre as camadas ($\sigma_{s,crit}$).

Na Figura 7.23 encontram-se representadas as diversas componentes que constituem a resistência ao corte longitudinal, bem como as diversas variáveis intervenientes.

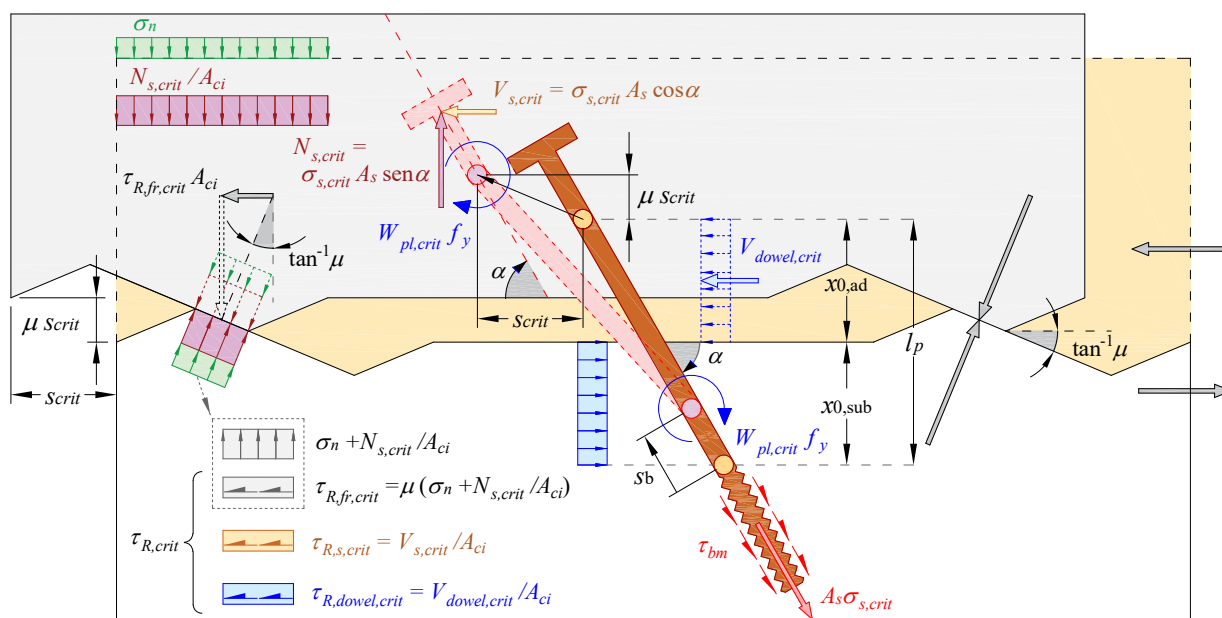


Figura 7.23 – Representação das variáveis intervenientes e das parcelas que determinam a resistência de uma interface submetida a corte longitudinal.

i. **Tensão resistente ao corte longitudinal sem deslizamento entre camadas:** τ_{R0}

A tensão de corte longitudinal $\tau_{R,0}$, leva a uma rotura sem deslizamento considerável entre as camadas, por adesão e atrito, sem confluência do contributo das armaduras que possam atravessar a interface, e é dada pela soma da tensão de corte resistente por atrito sem deslizamento, $\tau_{R,fr,0}$, com a tensão de corte resistente por adesão e imbricamento mecânico, $\tau_{R,coh}$:

$$\tau_{R,0} = \tau_{R,fr,0} + \tau_{R,coh} \quad (7.33)$$

$$\tau_{R,fr,0} = \mu \sigma_n \quad (7.34)$$

$$\tau_{R,coh} = c_a f_{ct} \quad (7.35)$$

com:

σ_n – tensão de aperto, perpendicular à interface, criada por forças de compressão exteriores;

f_{ct} – tensão de rotura do betão à tração da camada mais fraca;

μ – coeficiente de atrito da interface (dependente dos parâmetros de rugosidade);

$$\mu = 0,7 + 2,3 R_{zm}^{-1} R_a^{1,5} \quad (7.36)$$

c_a – coeficiente de adesão da interface (dependente dos parâmetros de rugosidade).

$$c_a = 0,2 + 1,3 R_{zm}^{1,35} e^{-2R_a} \quad (7.37)$$

ii. **Tensão resistente ao corte longitudinal com deslizamento entre camadas:** $\tau_{R,crit}$

A tensão de corte longitudinal $\tau_{R,crit}$, é a que corresponde à resistência proporcionada pelos mecanismos que requerem um certo deslizamento entre as camadas, designado por s_{crit} , para entrarem em ação. É dada pela soma da tensão de corte resistente por atrito com deslizamento, $\tau_{R,fr,crit}$, com a tensão de corte resistente por efeito de ferrolho, $\tau_{R,dowel,crit}$, e ainda pela tensão de corte gerada pelas armaduras tracionadas por efeito do deslizamento, $\tau_{R,s,crit}$, caso estas se encontrem inclinadas em relação à interface. O somatório das forças individuais criadas por cada armadura, distribuídas pela área da interface, A_{ci} , criam um acréscimo na tensão de aperto perpendicular à interface, conforme representado na Figura 7.23, que soma à compressão resultante de forças exterior, σ_n , proporcionando a tensão resistente por atrito, $\tau_{R,s,crit}$. Na medida em que a tensão axial criada nas armaduras pelo deslizamento s_{crit} permita a criação de rótulas plásticas de cada lado da interface, surge uma dada tensão resistente por efeito de ferrolho, $\tau_{R,dowel,crit}$. E ainda, a componente paralela à interface daquele mesmo somatório de forças nas armaduras, distribuídas pela área da interface, cria a tensão tangencial $\tau_{R,s,crit}$.

$$\tau_{R,crit} = \tau_{R,fr,crit} + \tau_{R,dowel,crit} + \tau_{R,s,crit} \quad (7.38)$$

$$\tau_{R,fr,crit} = \mu \left(\sigma_n + \frac{\sum N_{s,crit}}{A_{ci}} \right) \quad (7.39)$$

$$\tau_{R,dowel,crit} = \frac{\sum V_{dowel,crit}}{A_{ci}} \quad (7.40)$$

$$\tau_{R,s,crit} = \frac{\sum V_{s,crit}}{A_{ci}} \quad (7.41)$$

A tração a que cada armadura fica submetida, pelo deslizamento s_{crit} entre as camadas de betão, é decomposta nas componentes normal e transversal à interface, dadas por:

$$N_{s,crit} = \sigma_{s,crit} A_s \sin \alpha \quad (7.42)$$

$$V_{s,crit} = \sigma_{s,crit} A_s \cos \alpha \quad (7.43)$$

e a correspondente força de corte criada pelo efeito de ferrolho de cada armadura, limitada pela resistência da armadura ao corte puro, que é dada por:

$$V_{dowel,crit} = \alpha_0 \sqrt{6 d f_{cm} f_y W_{pl,crit}} < \frac{V_{R,s}}{\sin \alpha} \quad (7.44)$$

com:

- $\sigma_{s,crit}$ – tração provocada nas armaduras pelo deslizamento entre as camadas;
- A_s – área de secção das armaduras que atravessam a interface (com amarração adequada de ambos os lados);
- α – ângulo entre as armaduras e a interface, limitado ao intervalo de 45° a 135° , e de acordo com o sentido das forças de corte, conforme ilustrado na Figura 7.23. O sentido de medição do ângulo é tal que as armaduras terão um efeito benéfico para a resistência quando estas estejam dispostas no sentido das forças de corte, o que corresponde a ângulos de $\alpha < 90^\circ$;
- α_0 – constante relativa ao betão em estado de tensão tri-axial para o efeito de ferrolho:

$$\alpha_0 = \sqrt{\frac{\beta_c^*}{3}} = 1,16 \quad (7.45)$$

- d – diâmetro da armadura;
- f_{cm} – tensão de rotura do betão à compressão (valor médio) da camada mais fraca;
- f_y – tensão de cedência do aço;
- $W_{pl,crit}$ – módulo de flexão plástico da secção reduzido pela presença de tração nas armaduras, $\sigma_{s,crit}$. Esta pode ser determinada tomando a seguinte aproximação:

$$W_{pl,crit} = W_{pl} (1 - \kappa_{crit}^2) \quad (7.46)$$

$$\kappa_{crit} = \frac{\sigma_{s,crit}}{f_y} \quad (7.47)$$

com:

W_{pl} – módulo de flexão plástico da secção da armadura, que, no caso de varões de aço com diâmetro de d , é dado por $W_{pl} = d^3/6$.

$V_{R,s}$ – resistência da armadura ao corte puro, dada por:

$$V_{R,s} = n_v A_s \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (7.48)$$

n_v – fator geométrico de forma para o corte, o qual, para secções circulares cheias, é corresponde a $n_v = 3/4$, e que tem como expressão geral, tomando um determinado eixo 1, perpendicular à força de corte:

$$n_v = \frac{I_1 b_1}{A_s S_1} \quad (7.49)$$

b_1 – largura de corte da secção paralela ao eixo 1;

S_1 – momento estático da secção em torno do eixo 1;

I_1 – momento de inércia da secção em torno do eixo 1.

iii. **Tensão resistente ao corte longitudinal por esmagamento local do betão:** $\tau_{R,v}$

O limite imposto pela tensão resistente por esmagamento local do betão em compressão, $\tau_{R,v}$ é dado por:

$$\tau_{R,v} = \beta_c v f_{cm} \quad (7.50)$$

com:

β_c – coeficiente de resistência das escoras de compressão no betão (dependente dos parâmetros de rugosidade):

$$\beta_c = 0,3 + \frac{R_{zm}}{15} \leq 0,5 \quad (7.51)$$

f_{cm} – tensão de rotura do betão à compressão (valor médio) da camada mais fraca;

v – coeficiente de redução de resistência do betão fendilhado por esforço transversal, dado por:

$$v = 0,55 \sqrt[3]{\frac{30}{f_{ck}}} < 0,55, \text{ com } f_{ck} \text{ em MPa} \quad (7.52)$$

iv. **Parâmetros de rugosidade das interfaces:** R_a e R_{zm}

Os parâmetros dependentes da rugosidade podem ser obtidos através de algum dos métodos existentes para obtenção da morfologia da superfície da interface. Deverá ser obtida a linha média correspondente a cada uma das leituras, a partir da qual são determinados os respetivos perfis de rugosidade, compostos por séries discretas de n pontos de índice i ao longo de um segmento retilíneo de leitura, com comprimento L , agrupados em 5 troços de índice j de igual comprimento, $L/5$, de acordo com a Figura 7.24, sendo:

r_i – afastamento do ponto i em relação à linha média do perfil;

x_i – distância do ponto i à origem do perfil;

z_{tj} – máxima distância pico-vale para cada troço j do perfil:

$$z_{tj} = \max\{r_i\} - \min\{r_i\}. \quad (7.53)$$

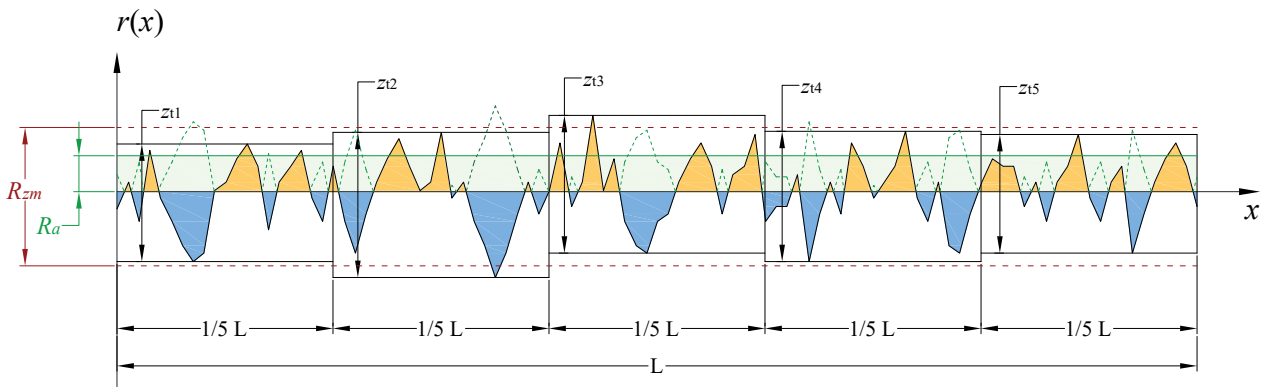


Figura 7.24 – Definição do parâmetro de rugosidade média do perfil (R_a) e da altura média do pico-vale (R_{zm}).

A partir destas séries são determinados os valores médios dos seguintes parâmetros de rugosidade, a obter através de diferentes leituras representativas da superfície:

R_a – rugosidade média do perfil:

$$R_a = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |r_i| \quad (7.54)$$

R_{zm} – altura média do pico-vale (corresponde ao parâmetro R_z definido pela norma DIN 4768 (1990):

$$R_{zm} = \frac{1}{5} \sum_{j=1}^5 z_{tj} \quad (7.55)$$

v. **Tensão axial criada nas armaduras pelo deslizamento entre as camadas:** $\sigma_{s,crit}$

A expressão para determinar a tração na armadura $\sigma_{s,crit}$, provocada pelo deslocamento imposto no sentido da força de corte longitudinal, de valor s_{crit} , depende do tipo de ancoragem presente em cada uma das camadas e do valor do deslizamento s_{crit} , para o qual se pode tomar:

$$s_{crit} = 0,2d \quad (7.56)$$

São designadas pelas letras A a D as seguintes situações, representadas na Figura 7.25, de acordo com o tipo de ancoragem presente em cada um dos lados da junta:

- A. Armadura sem amarração numa das duas camadas ou em ambas;
- B. Armadura ancorada por aderência nas duas camadas;
- C. Armadura com restrição axial total na camada adicionada e ancorada por aderência na camada de substrato;
- D. Armadura com restrição axial total nas duas camadas.

Na Tabela 7.21 são expostas as expressões para a determinação da tensão axial, $\sigma_{s,crit}$, e das distâncias s_b e Δl_p que a determinam. Nos casos B e C, em que a tensão é criada pela aderência das armaduras, requer-se um cálculo iterativo no caso de se ter um comprimento de redução por rotura localizada, $l_r \neq 0$.

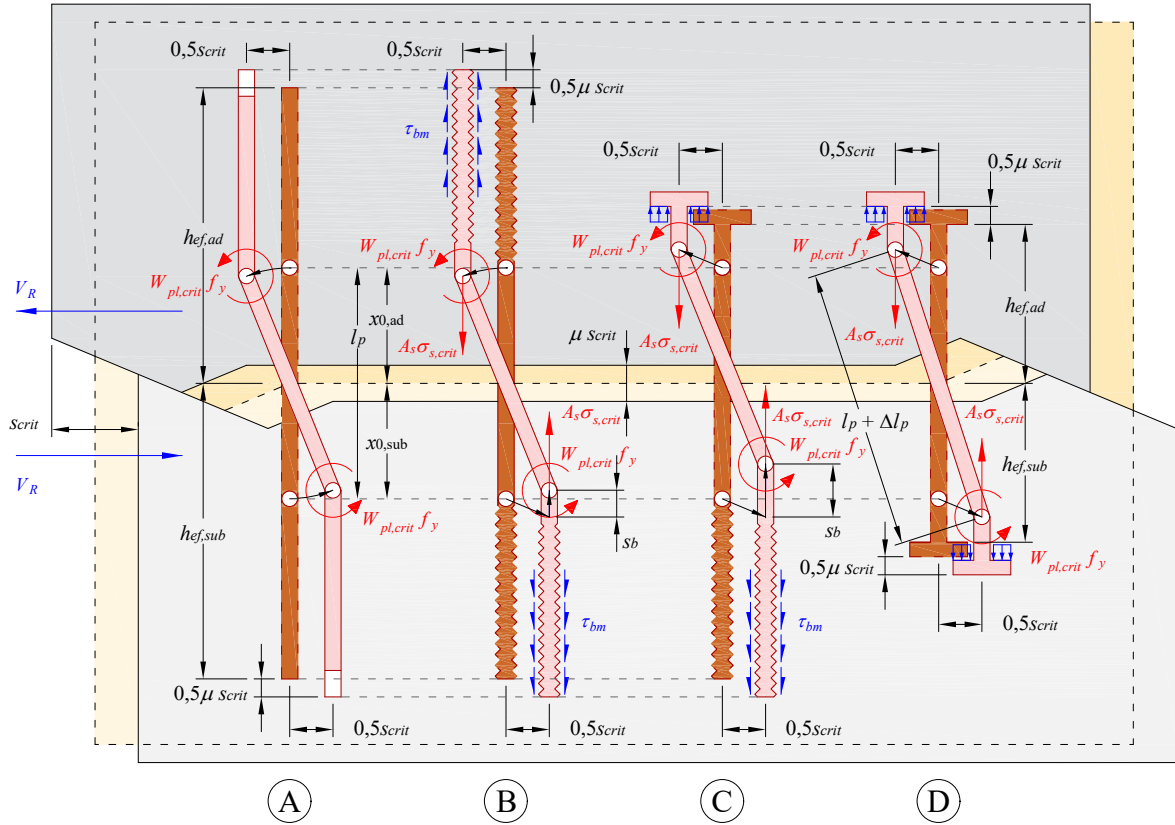


Figura 7.25 – Representação dos quatro tipos de restrição axial para efeito de ferrolho em armaduras a atravessar a interface entre camadas de betão.

Tabela 7.21 – Expressões para a determinação da tensão axial criada pelo deslizamento entre as camadas submetidas a corte longitudinal.

Caso	Escorregamento axial da armadura aderente	Alongamento do comprimento entre rótulas plásticas l_p	Tensão axial criada pelo deslizamento entre camadas s_{crit}
	s_b	Δl_p	$\sigma_{s,crit}$
A	0	0	0
B	$s_b = \frac{s_{crit}}{2} \left(\frac{s_{crit}}{l_p} + \mu \right)$	0	$\sigma_{s,crit} = \sqrt{\frac{2 P_s \tau_{bm} E_s s_{b,net}}{A_s}} \leq \sigma_{s,a}$
C	$s_b = s_{crit} \left(\frac{s_{crit}}{l_p} + \mu \right)$	0	$s_{b,net} = s_b - \frac{\sigma_{s,crit}}{E_s} l_r$ $\sigma_{s,a} = \frac{P_s \tau_{bm}}{A_s} (l_a - l_r) \leq f_y$
D	0	$\Delta l_p = \sqrt{(l_p + \mu s_{crit})^2 + s_{crit}^2} - l_p$	$\sigma_{s,crit} = \frac{\Delta l_p}{h_{ef,sub} + h_{ef,ad}} E_s \leq f_y$

As variáveis que intervêm nas expressões da tabela anterior têm os seguintes significados:

E_s – módulo de elasticidade do aço;

P_s – perímetro da secção da armadura;

l_p – comprimento do ferrolho entre as rótulas plásticas, dado por:

$$l_p = x_{0,sub} + x_{0,ad} = \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,sub}}} + \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,ad}}} \quad (7.57)$$

l_r – comprimento de redução de aderência, ao longo do qual se considera existir rotura localizada:

$$l_r = 2d - x_{0,sub} \geq 0 \quad (7.58)$$

l_a – comprimento da armadura disponível para transferência de tensão de aderência:

$$l_a = h_{ef,sub} - x_{0,sub} \quad (7.59)$$

$\sigma_{s,a}$ – tensão axial máxima alcançável para o comprimento de transferência disponível, l_a ;

τ_{bm} – tensão de aderência média uniforme equivalente. No caso de armaduras constituídas por varões de aço, esta pode obter-se a partir do valor máximo da tensão de aderência da armadura, $\tau_{b,max}$, tomando a seguinte relação:

$$\tau_{bm} = \alpha_t \tau_{b,max} \quad (7.60)$$

$$\alpha_t = \min \left\{ 0,24 + \frac{d}{100} ; 0,30 + \frac{d}{160} ; 0,45 \right\} \quad (7.61)$$

$$\tau_{b,max} = \begin{cases} 2,5\sqrt{f_{cm}}, & \text{em boas condições de aderência} \\ 1,25\sqrt{f_{cm}}, & \text{em outras condições de aderência} \end{cases} \quad (7.62)$$

As expressões propostas são apresentadas em termos de valores médios, uma vez que os dados disponíveis não permitem determinar os respetivos fatores de segurança para uma formulação em valores de cálculo. Estas expressões requerem uma futura afinação para alguns parâmetros, principalmente no que se refere à expressão (7.37), para a determinação dos coeficientes de adesão em função das rugosidades medidas, e à consideração, indiferenciada, de um deslizamento entre camadas tomado com o valor $s_{crit} = 0,2 d$.

Por fim, pretende-se ilustrar como a formulação proposta corresponde a uma conceção mais ampla das situações abarcadas, e de que forma as expressões propostas podem ser reduzidas a expressões semelhantes às adotadas em alguns códigos.

No caso particular de secções circulares cheias sem redução do efeito de ferrolho, isto é, sem tração nas armaduras ($\sigma_{s,crit} = 0$), a tensão resistente por efeito de ferrolho é dada por:

$$\tau_{R,dowel,crit} = \frac{\sum \alpha_0 \sqrt{6d f_{cm} f_y W_{pl}}}{A_{ci}} = \frac{\sum \alpha_0 \sqrt{d^2 f_{cm} f_y}}{A_{ci}} = \frac{\sum A_s}{A_{ci}} \frac{4\alpha_0}{\pi} \sqrt{f_{cm} f_y} \quad (7.63)$$

Transformando os fatores em função da taxa de armadura, ρ , tipicamente adotada nos códigos, obtém-se uma expressão equivalente a (2.80), para o valor máximo da parcela do efeito de ferrolho preconizado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)]:

$$\tau_{R,dowel,crit} = \kappa_{2,max} \rho \sqrt{f_{cm} f_y} \quad (7.64)$$

Independentemente de se tratar ou não de secções circulares, para a situação oposta à anterior, com as armaduras totalmente em cedência ($\sigma_{s,crit} = f_y$), fica impossibilitada a formação das rótulas plásticas do efeito de ferrolho, do que resulta:

$$\tau_{R,crit} = \mu \left(\sigma_n + \frac{\sum A_s f_y \sin \alpha}{A_{ci}} \right) + \frac{\sum A_s f_y \cos \alpha}{A_{ci}} \quad (7.65)$$

Introduzindo o parâmetro da taxa de armadura, ρ , a expressão obtida é equivalente a (2.72), correspondente ao preconizado pelo Eurocódigo 2 [CEN (2010)] sem a parcela da adesão:

$$\tau_{R,crit} = \mu (\sigma_n + \rho f_y \sin \alpha) + \rho f_y \cos \alpha \quad (7.66)$$

7.10. Aplicação da expressão proposta a ensaios de corte longitudinal com conetores

Pretende-se tomar como exemplo de aplicação, para validação da expressão proposta, a configuração adotada para os ensaios de corte longitudinal em laje da série de ensaios HICC, descrita em 6.5.2, no âmbito da caracterização do HiPerConnector. Tomando os resultados obtidos nestes ensaios, é feita uma comparação destes com os valores preconizados pelas expressões do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], apresentadas em 2.2.5, e os obtidos através da aplicação das expressões propostas por esta tese, apresentadas em 7.9.

De modo a comparar diretamente as forças obtidas nos ensaios com os valores de resistência previstos, foram tomadas as respectivas expressões, adaptadas para as características da situação em estudo, nomeadamente, a de não existirem forças exteriores normais à interface ($\sigma_n = 0$) e a de os conetores serem perpendiculares à interface ($\alpha = 90^\circ$). Além disso, as expressões foram tomadas em termos de força (e não de tensões) e tomaram-se as resistências em termos de valores médios (e não de cálculo).

Distinguem-se os dois cenários com a notação utilizada nas expressões propostas: $V_{R,0}$, para o primeiro cenário, em que a resistência é dada pela soma da adesão entre as camadas e o atrito provocado pelas forças exteriores de compressão sobre a interface, e $V_{R,crit}$, para o segundo cenário em que o deslizamento entre as camadas permite que as armaduras proporcionem resistência ao corte longitudinal. Estas são decompostas nas parcelas correspondentes a cada mecanismo envolvido, tomando as seguintes expressões:

$$V_{R,0} = V_{R,coh} \quad (7.67)$$

$$V_{R,crit} = V_{R,ai} + V_{R,fr,crit} + V_{R,dowel,crit} \quad (7.68)$$

Estas parcelas podem ser determinadas pelas expressões descritas na Tabela 7.22.

De modo a tornar este estudo mais exato, traduziram-se os valores dos coeficientes dependentes da rugosidade da interface propostos pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] em equações equivalentes, tomando o único parâmetro de rugosidade com o qual este código estabelece uma relação: o parâmetro médio de rugosidade obtido pelo *sand patch test*, R_t . Os valores obtidos para os coeficientes através das equações referidas, coincidem, naturalmente, com os valores apresentados na Tabela 2.3 para as rugosidades $R_t = 3,0$ e $R_t = 1,5$.

Tabela 7.22 – Adaptação das expressões para a determinação da resistência ao corte longitudinal para os ensaios da série HICM

Proposta da tese		Model Code			
$V_{R,coh}$ adesão e imbricamento mecânico	$V_{R,coh} = c_a f_{ctm} A_{ci}$	$V_{R,coh} = c_a f_{ctm} A_{ci}$			
	$c_a = 0,2 + 1,3 R_{zm}^{1,35} e^{-2R_a}$	$R_t < 1,5$ $1,5 \leq R_t < 3,0$ $R_t \geq 3,0$			
		c_a	$\frac{4R_t}{15}$	$0,3 + \frac{R_t}{15}$	$0,5$
$V_{R,ai}$ imbricamento mecânico	$-$	$V_{R,ai} = c_r f_{ck}^{1/3} A_{ci}$			
	$-$	$R_t < 1,5$ $1,5 \leq R_t < 3,0$ $R_t \geq 3,0$			
		c_r	$\frac{R_t}{15}$	$\frac{R_t}{15}$	$0,2$
$V_{R,fr,crit}$ atrito	$V_{R,fr,crit} = \mu n_s N_{s,crit}$	$V_{R,fr,crit} = \kappa_1 n_s A_s \mu f_y$			
	$N_{s,crit} = \sigma_{s,crit} A_s$ $\mu = 0,7 + 2,3 R_{zm}^{-1} R_a^{1,5}$	$R_t < 1,5$ $1,5 \leq R_t < 3,0$ $R_t \geq 3,0$			
		μ	$0,5 + \frac{2R_t}{15}$	$0,7 + \left(\frac{2R_t}{3} - 1\right)(\mu_{vr} - 0,7)$	$\mu_{vr} = \frac{40 + f_{ck}}{75}$
		κ_1	$0,5$	$0,5$	$0,5$
$V_{R,dowel,crit}$ efeito de ferrolho	$V_{R,dowel,crit} = n_s \alpha_0 \sqrt{6df_{cm} f_y W_{pl,crit}}$	$V_{R,dowel,crit} = n_s A_s \kappa_2 \sqrt{f_y f_{cm}}$			
	$W_{pl,crit} = W_{pl} \left(1 - \kappa_{crit}^2\right)$	$R_t < 1,5$ $1,5 \leq R_t < 3,0$ $R_t \geq 3,0$			
	$\kappa_{crit} = \frac{\sigma_{s,crit}}{f_y}$	κ_2	$1,5 - 0,4R_t$	$0,9$	$0,9$
$V_{R,v}$ betão em compressão	$V_{R,v} = \beta_c v f_{cm} A_{ci}$	$V_{R,v} = \beta_c v f_{cm} A_{ci}$			
	$\beta_c = 0,3 + \frac{R_{zm}}{15} \leq 0,5$	$R_t < 1,5$ $1,5 \leq R_t < 3,0$ $R_t \geq 3,0$			
		β_c	$0,3 + \frac{2R_t}{15}$	$0,5$	$0,5$

(parâmetros de rugosidade, R_t , R_{zm} e R_a , em mm)

As variáveis intervenientes têm os seguintes significados:

A_{ci} — área da interface entre as camadas de betão;

f_{ck} — tensão de rotura do betão à compressão (valor característico) da camada mais fraca.

f_{cm} — tensão de rotura do betão à compressão (valor médio) da camada mais fraca.

f_{ctm} — tensão de rotura do betão à tração da camada mais fraca;

n_s — número de conetores que atravessam a interface;

A_s — área da secção da armadura;

f_y — tensão de cedência do aço.

d — diâmetro da armadura;

W_{pl} – módulo de flexão plástico da secção da armadura.

$\alpha_0 = 1,16$: constante relativa ao betão em estado de tensão tri-axial para o efeito de ferrolho.

ν – coeficiente de redução da resistência efetiva para betão fendilhado por esforço transversal pode ser dado por:

$$\nu = 0,55 \sqrt[3]{\frac{30}{f_{ck}}} < 0,55 \quad (7.69)$$

As equações equivalentes definidas para a interpolação dos coeficientes dependentes da rugosidade do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], encontram-se também representadas nas figuras seguintes, sobrepostas aos valores tomados da Tabela 2.3 e às respectivas envolventes para interpolação: na Figura 7.26, para os coeficientes de interação κ_1 e κ_2 ; na Figura 7.27, para o coeficientes de adesão, c_a , de imbricamento mecânico, c_r , e de inclinação das escoras de compressão, β_c ; e, na Figura 7.28, para os coeficientes de atrito, μ . Não sendo fornecidos valores de referência para distinguir entre as superfícies classificadas como lisas e as muito lisas, foram considerados para $R_t = 0$ os valores das superfícies muito lisas. Somente na equação ajustada para o coeficiente κ_1 , são considerados os valores das superfícies lisas, caso contrário, existiria um maior desfasamento da equação com o preconizado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)].

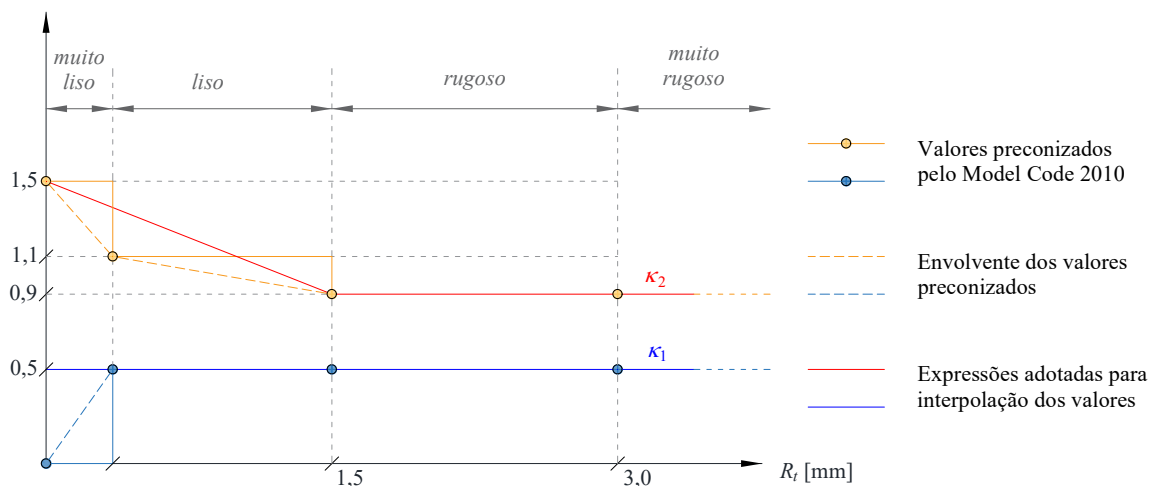


Figura 7.26 – Representação da interpolação adotada na obtenção dos coeficientes de interação, κ_1 e κ_2 , a partir do *Model Code*.

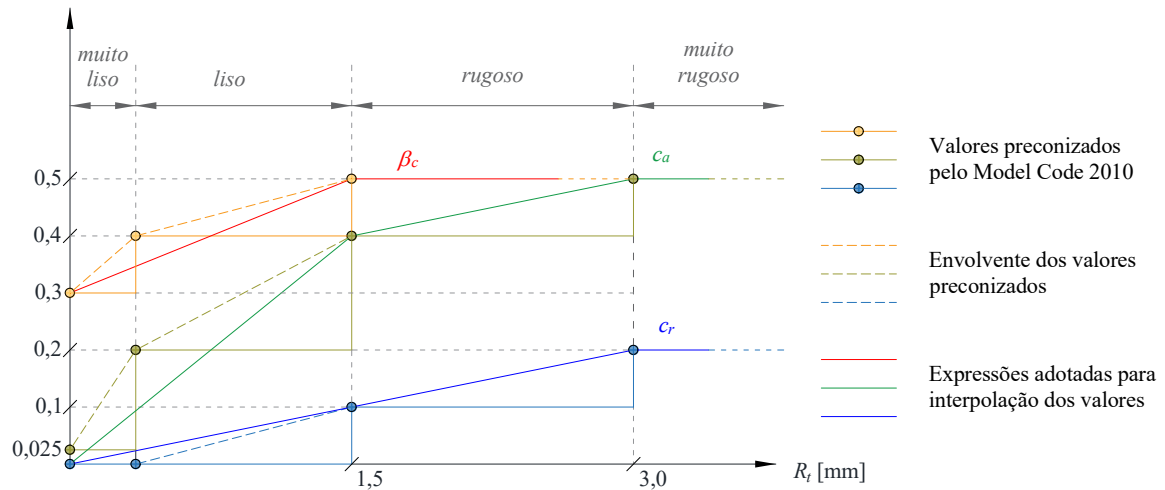


Figura 7.27 – Representação da interpolação adotada na obtenção dos coeficientes de adesão, c_a , de imbricamento mecânico, c_r , e de inclinação das escoras de compressão, β_c , a partir do *Model Code*.

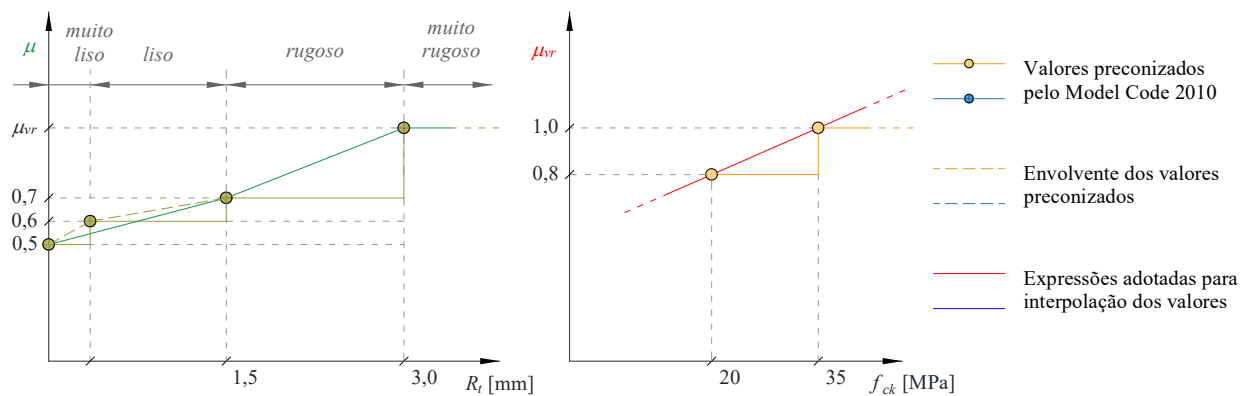


Figura 7.28 – Representação da interpolação adotada na obtenção dos coeficientes de atrito, μ , a partir do *Model Code*.

Os valores obtidos a partir das equações deduzidas, constam na Tabela 7.23, para os quatro tipos de interface usados nos ensaios da série HICM. Para este cálculo, foi tomado, para a determinação do parâmetro médio de rugosidade, R_t , o critério indicado pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] de o considerar equivalente ao dobro do valor da altura média do pico-vale, R_{zm} . Os coeficientes análogos para aplicação das expressões da proposta da tese, são apresentados na Tabela 7.24. Nesta não constam os fatores de interação, uma vez que na proposta estes são determinados tendo em conta uma análise mais aprofundada da situação em estudo. Os valores médios obtidos para os parâmetros de cada tipo de interface, R_a e R_{zm} , foram apresentados anteriormente na Tabela 6.24.

Tabela 7.23 – Valores dos coeficientes de adesão, de imbricamento, de atrito, das escoras de compressão e de interação, tomando as interpolações segundo R_t para as tabelas do *Model Code*.

Tipo de interface	Rugosidade média	Coef. de atrito	Coef. de adesão	Coef. de imbricamento	Coef. escoras de compressão	Fatores de interação	
	$R_t \approx R_{zm}/2$ [mm]	$\mu (R_t)$ []	$c_a (R_t)$ []	c_r []	$\beta_c (R_t)$ []	para o atrito κ_1 []	para efeito de ferrolho κ_2 []
SL	0,24	0,53	0,06	0,02	0,33	0,50	1,41
SMP	0,99	0,63	0,26	0,07	0,43	0,50	1,10
SHD	1,04	0,64	0,28	0,07	0,44	0,50	1,08
SO	7,28	0,75	0,50	0,20	0,50	0,50	0,90

Tabela 7.24 – Valores dos coeficientes de adesão, de atrito e das escoras de compressão, determinados a partir das expressões da proposta da tese.

Tipo de interface	Parâmetros de rugosidade		Coef. de atrito $\mu (R_a, R_{zm})$ []	Coef. de adesão $c_a (R_a, R_{zm})$ []	Coef. escoras de compressão $\beta_c (R_{zm})$ []
	Rugosidade média do perfil	Altura média do pico-vale			
	R_a [mm]	R_{zm} [mm]			
SL	0,13	0,47	0,93	0,56	0,33
SMP	0,61	1,98	1,26	1,16	0,43
SHD	0,50	2,08	1,09	1,48	0,44
SO	5,30	14,56	2,63	0,20	0,50

Apresentam-se, reunidos, os valores das variáveis intervenientes nas expressões de cálculo da resistência prevista: na Tabela 7.25, os relativos aos dois tipos de conector aplicados, e, na Tabela 7.26, os relativos ao betão adotado em cada uma das camadas.

Tabela 7.25 – Designações e propriedades geométricas dos provetes ensaiados.

Tipo de conector	Tensão cedência	Módulo de elasticidade	Área da secção	Diâmetro exterior	Módulo de flexão plástico	Comprimento de ancoragem	
	f_y [MPa]	E_s [GPa]	A_s [mm ²]	d [mm]	W_{pl} [mm ³]	camada substrato $h_{ef,sub}$ [mm]	camada adicionada $h_{ef,sub}$ [mm]
HiPC	668,1	210	96,0	16,0	369,5	110	110
HCC	503,8	170	117,8	14,5	462,3	100	100

Tabela 7.26 – Propriedades do betão adicionado e do betão de substrato adotados nos provetes dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Amassadura		Tensão rotura por compressão				Tensão rotura por tração	Coeficiente de redução por corte
Camada provete	Idade [dias]	$f_{c,cube}$ [MPa]	$f_{cm,cube}$ [MPa]	f_{ck} [MPa]	f_{cm} [MPa]	f_{ctm} [MPa]	ν []
Camada substrato	41	30,6	30,6	18,1	26,1	2,07	0,55
	42	30,7					
camada adicionada	15	28,3	28,4	16,3	24,3	1,93	0,55
	16	28,5					

Da tabela anterior, fica patente que o betão da camada de substrato tem uma resistência ligeiramente superior, de modo que a resistência da interface é determinada pela camada adicionada. Tendo o bloco adicionado de cada provete como dimensões, $b = 600$ mm de comprimento por $a = 300$ mm de largura, toma-se para a área de interface, descontando as áreas dos furos: $A_{ci} = a b - n_s \pi d_0 = 177.487 \text{ mm}^2$, para HiPC, e 178.392 mm^2 , para HCC.

No cálculo da resistência ao corte longitudinal através da expressão proposta pela tese, é necessário calcular a tensão axial, $\sigma_{s,crit}$, criada nas armaduras por um deslizamento imposto, s_{crit} , seleccionando previamente, de entre as situações ilustradas na Figura 7.25, qual a que representa o tipo de ancoragem presente na interface. Tratando-se de ancoragens materializadas por conetores de cabeça, o caso em análise corresponde à situação “C”, com armadura com restrição total na camada adicionada e ancorada por aderência na camada de substrato. Na Tabela 7.21, são apresentadas as expressões para o cálculo da tensão $\sigma_{s,crit}$, para as quais entram em jogo as variáveis constantes na Tabela 7.27. Foram adotados, para a tensão de aderência média uniforme equivalente, τ_{bm} , os valores obtidos em 6.5.1. Para as restantes variáveis, foram aplicadas as expressões da proposta da tese.

Tabela 7.27 – Valores obtidos para as variáveis que definem a tração nas armaduras dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tipo de provete	Tensão média de aderência τ_{bm} [MPa]	Comprimento de aderência disponível l_a [mm]	Distância entre rótulas $l_p=2x_o$ [mm]	Comprimento de redução aderência l_r [mm]	Tensão axial máxima alcançável $\sigma_{s,a}$ [mm]
HiPC	8,9	86,6	47,6	8,6	361,6
HCC	19,9	81,6	37,4	10,6	503,8

Determinadas as variáveis que definem a tração nas armaduras, foi calculado o valor do escorregamento dos conetores do lado da camada de substrato, s_b , e os das correspondentes tensões, $\sigma_{s,crit}$, criadas pelo deslizamento $s_{crit} = 0,2 d$. Os resultados obtidos são apresentados na Tabela 7.28.

Tabela 7.28 – Valores obtidos para os parâmetros que determinam a interação entre o atrito e efeito de ferrolho nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tipo de Interface	Tipo de provete	Deslizamento entre camadas	Escorregamento axial		Tensão axial	Tração na armadura	Fatores de interação equivalentes	
			sem redução	com redução			atrito	efeito ferrolho
		s_{crit} [mm]	s_b [mm]	$s_{b,net}$ [mm]	$\sigma_{s,crit}$ [MPa]	$N_{s,crit}$ [kN]	κ_1 []	κ_2 []
SL	HiPC	3,20	3,18	3,08	361,6	34,7	0,54	1,24
	HCC	2,90	4,25	4,13	503,8	59,4	1,00	0,00
SMP	HiPC	3,20	3,71	3,60	361,6	34,7	0,54	1,24
	HCC	2,90	8,62	8,45	503,8	59,4	1,00	0,00
SHD	HiPC	3,20	2,91	2,75	361,6	34,7	0,54	1,24
	HCC	2,90	3,88	3,69	503,8	59,4	1,00	0,00
SO	HiPC	3,20	3,39	3,21	361,6	34,7	0,54	1,24
	HCC	2,90	7,84	7,56	503,8	59,4	1,00	0,00

De modo a facilitar a comparação entre os resultados, foram acrescentados, na tabela anterior, os valores que corresponderiam aos coeficientes de interação κ_1 e κ_2 contemplados pelo *fib Model Code 2010* [fib (2013)]. Considerando a definição destes coeficientes, descrita em 2.2.4, deduzem-se as seguintes expressões:

$$\kappa_1 = \kappa_{crit} = \frac{\sigma_{s,crit}}{f_y} \quad (7.70)$$

$$\kappa_2 = \frac{4\alpha_0}{\pi} \sqrt{1 - \kappa_{crit}^2} \quad (7.71)$$

Os valores obtidos evidenciam que, no caso dos ensaios com HiPC, é expectável que ocorra sempre uma combinação de atrito com efeito de ferrolho, associada ao deslizamento entre as camadas, depois de esgotada a capacidade resistente do mecanismo de adesão. É o que reflete o valor de 0,54 para fator κ_{crit} (equivalente a κ_1), que pode ser interpretado como o rácio, de 54%, entre o valor máximo que este mecanismo pode desenvolver e o valor de resistência por atrito, $V_{R,fr,crit}$. Ao mesmo tempo, este mesmo fator determina um segundo rácio $(1 - \kappa_{crit}^2)^{0,5}$ (= 83%, neste caso), entre o valor máximo que o efeito de ferrolho pode desenvolver e o seu valor de resistência, $V_{R,dowel,crit}$, com que efetivamente se pode contar, reduzido pela tração nas armaduras. No âmbito do *fib Model Code 2010* [fib (2013)], este segundo rácio corresponde ao fator κ_2 , que tem como valor máximo $\kappa_2 = 1,5$. Considerando o valor obtido de $\kappa_2 = 1,24$, este corresponde a uma mesma percentagem de $1,24/1,5 = 83\%$.

No caso dos provetes HCC, estes resultados mostram uma outra situação extrema, na qual não deverá ocorrer qualquer contribuição do efeito de ferrolho. Sendo o valor obtido para o fator κ_1 igual a 100%, fica patente que estes conectores ficam submetidos à tração máxima proporcionada pelas respectivas secções em cedência. Desta forma, fica impossibilitada a formação das rótulas plásticas, ficando toda a resistência inteiramente a cargo do mecanismo de atrito.

Esta diferença de comportamento entre os dois tipos de conector considerados, é reflexo das características da aderência proporcionada por cada um destes na ancoragem à camada de substrato. Para analisar este aspeto, é útil considerar qual o valor do escorregamento, $s_{b,y}$, que leva cada um dos diferentes conectores a entrar em cedência. Este depende do respetivo comprimento de transferência necessário (que se designa por $l_{t,y}$) para que o valor da tensão máxima alcançável ($\sigma_{s,a}$ da Tabela 7.27) seja igual à tensão de cedência do aço dos conectores, f_y . Partindo da expressão (4.30), e tomando, para a tensão axial, $\sigma_s = f_y$, e para o comprimento de transmissão, $l_t = l_{t,y}$, vem:

$$l_{t,y} = l_r + \frac{A_s f_y}{\pi d \tau_{bm}} \quad (7.72)$$

$$s_{b,y} = \frac{f_y}{2E_s} (l_{t,y} + l_r) \quad (7.73)$$

sendo:

- E_s — módulo de elasticidade do aço;
- A_s — área da secção do conector;
- d — diâmetro exterior da secção do conector;
- f_y — tensão de cedência do aço;
- τ_{bm} — tensão de aderência média uniforme equivalente;
- l_r — comprimento de redução de aderência.

Os valores determinados para estas variáveis, encontram-se disponíveis na Tabela 7.25 e na Tabela 7.27. Aplicando esses valores às expressões anteriores, obtêm-se os resultados da Tabela 7.29, na qual pode ser feita a comparação dos valores necessários para atingir a cedência com os comprimentos de aderência disponíveis, l_a (retirados da Tabela 7.27), e com o escorregamento axial no efeito de ferrolho imposto pelo deslizamento entre as camadas, s_b (retirados da Tabela 7.28, considerando apenas o menor valor obtido).

Tabela 7.29 – Valores obtidos para os parâmetros que definem a possibilidade de cedência das armaduras dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tipo de provete	Comprimento de aderência disponível	Comprimento necessário para a cedência	Rácio para ancoragem insuficiente	Escorregamento axial mínimo imposto por s_{crit}	Escorregamento necessário para a cedência	Rácio para cedência armadura
	l_a [mm]	$l_{t,y}$ [mm]	$l_a/l_{t,y}$ [%]	s_b [mm]	$s_{b,y}$ [mm]	$s_b/s_{b,y}$ [%]
HiPC	86,6	152,7	56,7%	2,91	0,26	1.119%
HCC	81,6	76,2	107,1%	3,88	0,13	2.984%

Os resultados apresentados, demonstram que, para os comprimentos de ancoragem adotados nas camadas de substrato, nunca poderá ocorrer a cedência do aço nos conectores HiPC, uma vez que o comprimento necessário para a cedência, $l_{t,y}$, é superior ao comprimento disponível, l_a . Isto reflete-se no facto de o valor anteriormente determinado para a tensão axial máxima alcançável, $\sigma_{s,a} = 361,6$, ser inferior à correspondente tensão de cedência, $f_y = 668,1$, ao contrário do que ocorre com os conectores HCC, em que $\sigma_{s,a} = f_y = 503,8$. Por conseguinte, o valor máximo que o fator de interação, κ_{crit} , pode atingir nos provetes com HiPC, é de $\sigma_{s,a}/f_y = 54\%$.

É notória a diferença entre os escorregamentos axiais obtidos, s_b , e os valores necessários para a cedência dos conectores, $s_{b,y}$. Sendo estes últimos muito mais reduzidos do que os primeiros, fica patente que, para os valores das diversas variáveis desta situação específica, a única forma de poder vir a ocorrer efeito de ferrolho, é a de não existir uma ancoragem suficiente para levar os conectores à rotura. Distinguem-se, assim, dois modos diversos que possibilitam a contribuição do efeito de ferrolho:

- i. Efeito de ferrolho com ancoragem insuficiente. A adoção de uma profundidade de ancoragem inferior a um determinado valor impede que, independentemente do atrito da interface, as armaduras atinjam a cedência, concedendo uma margem para a resistência proporcionada pela flexão das armaduras. Este modo de efeito de ferrolho impõe um teto máximo fixo para o fator κ_{crit} sempre menor que 100%, do que resulta que o mecanismo de atrito nunca alcance o seu valor máximo e que esteja presente o efeito de ferrolho, pelo menos com um determinado valor mínimo. Este tipo de efeito de ferrolho é ditado diretamente pelo rácio entre a tensão axial máxima alcançável e a tensão de cedência, $\sigma_{s,a}/f_y$, equivalente ao rácio entre o comprimento de aderência disponível e o necessário para a cedência, $l_a/l_{t,y}$. Se o valor deste rácio for inferior a 100%, obrigatoriamente o fator κ_{crit} terá como limite máximo esse mesmo valor. A profundidade de ancoragem abaixo da qual ocorre este tipo de situação depende das

variáveis que caracterizam o conector e da resistência do betão da camada de compressão, sendo dada por:

$$h_{ef,sub,min} = l_{t,y} + x_{0,sub} = l_r + \frac{A_s f_y}{\pi d \tau_{bm}} + \frac{d}{3\alpha_0} \sqrt{\frac{f_y}{f_{c,sub}}} \quad (7.74)$$

- ii. Efeito de ferrolho com ancoragem suficiente. Para interfaces com armaduras ancoradas com uma profundidade superior a $h_{ef,sub,min}$, a concorrência do mecanismo do efeito de ferrolho para a resistência da interface dá-se consoante as características dos conectores e dos blocos de betão, incluindo o coeficiente de atrito, μ , da superfície da camada de substrato. O fator que traduz a possibilidade de ocorrência deste segundo modo de efeito de ferrolho é determinado pelo rácio entre o escorregamento axial da armadura e o escorregamento necessário para a cedência das armaduras, $s_b/s_{b,y}$. Quando este rácio é superior a 100%, necessariamente a tensão nas armaduras atinge a cedência antes de se atingir o deslizamento s_{crit} (o que implica: $\sigma_{s,crit} = f_y$), do que resulta um valor fixo para o fator $\kappa_{crit} = 100\%$. Do rácio $s_b/s_{b,y}$ depende a proximidade da resistência conferida pelo mecanismo de atrito face ao seu valor máximo (sendo, portanto, inversamente proporcional à presença do efeito de ferrolho) em armaduras com ancoragem suficiente. Este rácio cresce com o coeficiente de atrito da interface, com a rigidez do conector e com a tensão de aderência entre conector e betão; por outro lado, diminui com a tensão de cedência e diâmetro do conector e com a resistência do betão, tanto da camada de substrato como da camada adicionada.

De acordo com os valores da Tabela 7.29, o rácio $s_b/s_{b,y}$ encontra-se com valores de tal forma elevados que o único modo que torna possível a ocorrência do efeito de ferrolho nesta situação é a de se ter um valor abaixo de 100% para o rácio $l_a/l_{t,y}$. É o que se verifica, precisamente, nos conectores HiPC, nos quais foi adotada uma profundidade de ancoragem insuficiente. Daqui resulta que, a menos que o mecanismo de adesão proporcione uma resistência superior, o modo de rotura esperado para os provetes com estes conectores será sempre composto por uma componente mínima de efeito de ferrolho e uma componente, complementar a esta, correspondente ao mecanismo de atrito, que nunca alcança o seu valor máximo possível. A proporção entre estes será fixa, com o valor de $\kappa_{crit} = 54\%$.

Fica assim comprovada a relevância, não só da identificação do tipo de ancoragem, como até da quantificação da aderência presente, o que não é contemplado pelos códigos. Deste modo, fica

esclarecida a diferença de comportamento observado nos ensaios da série HICM para os dois tipos de conector.

Finalmente, apresentam-se na Tabela 7.30 os valores obtidos para cada uma das parcelas da resistência segundo as expressões e tabelas da *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] e a formulação proposta pela tese.

Tabela 7.30 – Valores previstos para as parcelas que determinam a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tipo de provete	Tipo de Interface	segundo <i>Model Code</i>				proposta da tese			
		$V_{R,coh}$ [kN]	$V_{R,ai}$ [kN]	$V_{R,fr,crit}$ [kN]	$V_{R,dowel,crit}$ [kN]	$V_{R,coh}$ [kN]	$V_{R,ai}$ [kN]	$V_{R,fr,crit}$ [kN]	$V_{R,dowel,crit}$ [kN]
HiPC	SL	21,6	7,1	34,1	34,4	193,3	-	64,4	46,6
	SMP	90,3	29,7	40,5	27,0	395,9	-	87,5	46,6
	SHD	94,8	31,2	40,9	26,6	506,9	-	75,9	46,6
	SO	171,3	90,0	48,2	22,0	68,9	-	182,3	46,6
HCC	SL	21,7	7,1	31,5	36,7	194,2	-	110,1	0,0
	SMP	90,8	29,8	37,5	28,8	397,9	-	149,6	0,0
	SHD	95,3	31,3	37,9	28,3	509,4	-	129,7	0,0
	SO	172,2	90,5	44,6	23,5	69,3	-	311,7	0,0

A partir dos valores calculados para cada uma das parcelas, obtiveram-se os resultados da Tabela 7.31, elaborada para comparação entre a formulação do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)] e a da proposta da tese. Nesta tabela figuram os correspondentes valores obtidos para a resistência ao corte longitudinal.

Tabela 7.31 – Resistências previstas nos ensaios de corte longitudinal da série HICM.

Tipo de Interface	Tipo de provete	$V_{R,v}$ [kN]	$V_{R,0} = V_{R,coh}$ [kN]		$V_{R,crit} = V_{R,ai} + V_{R,fr,crit} + V_{R,dowel,crit}$ [kN]		$\max\{V_{R,0}; V_{R,crit}\} < V_{R,v}$ [kN]	
			<i>Model Code</i>	tese	<i>Model Code</i>	tese	<i>Model Code</i>	tese
SL	HiPC	787,1	21,6	193,3	75,6	111,0	75,6	193,3
	HCC	791,1	21,7	194,2	75,3	110,1	75,3	194,2
SMP	HiPC	1.025,4	90,3	395,9	97,2	134,1	97,2	395,9
	HCC	1.030,6	90,8	397,9	96,1	149,6	96,1	397,9
SHD	HiPC	1.040,9	94,8	506,9	98,6	122,5	98,6	506,9
	HCC	1.046,2	95,3	509,4	97,5	129,7	97,5	509,4
SO	HiPC	1.187,3	171,3	68,9	160,2	228,9	171,3	228,9
	HCC	1.193,3	172,2	69,3	158,6	311,7	172,2	311,7

Finalmente, reunindo todos estes dados com o par de valores de rotura, P_1 e P_2 , obtidos em cada grupo de ensaios (para um determinado tipo de interface e de conector), foram elaborados

gráficos de barras, distinguindo as parcelas correspondentes aos diversos mecanismos que compõem a resistência. Para cada grupo de ensaio, as barras encontram-se dispostas nos três seguintes conjuntos:

- i.* Ensaios: barras com os valores das cargas obtidas no par de ensaios do grupo (em dois tons de azul). Sobre cada uma destas, são indicados os modos de rotura observados, de acordo com o descrito na Tabela 6.26, para os HiPC, e na Tabela 6.27, para os conetores HCC.
- ii.* Tese: barras relativas à resistência prevista pela proposta da tese, a qual corresponde ao valor máximo entre dois cenários: rotura com deslizamento (representada pelas barras empilhadas da parcela do atrito, a encarnado, e do efeito de ferrolho, a amarelo) e rotura sem deslizamento (representada pela barra adjacente da parcela da adesão, a verde). O valor máximo é evidenciado por uma barra envolvente, representada a tracejado.
- iii.* Model Code: barras relativas à resistência prevista pelo *fib Model Code* 2010 [*fib* (2013)]. É adotada a mesma disposição descrita para o caso anterior, ao que se acrescenta a parcela do imbricamento mecânico (barras a cinzento). No entanto, a resistência determinada por este código para interfaces com armadura, não considera a resistência proporcionada pela adesão, a qual é adicionada apenas por motivos informativos.

Apresentam-se na Figura 7.29, os gráficos relativos às interfaces do tipo SO (superfícies onduladas).

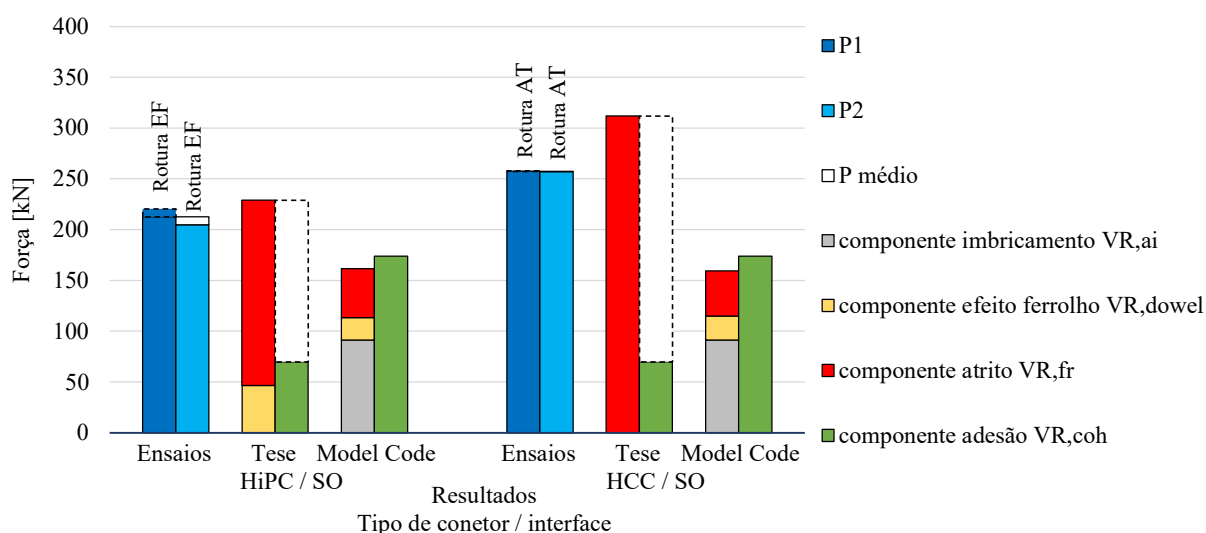


Figura 7.29 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies onduladas (SO).

Para a interface ondulada, os resultados demonstram uma boa adequação entre as expressões da proposta da tese e os resultados obtidos, em especial no caso dos HiPC. Estes bons resultados dizem respeito, não só ao valor obtido para a resistência, como também no que se refere aos mecanismos previstos. Com efeito, precisamente nos ensaios em que se observou rotura com efeito de ferrolho (EF), existe a parcela correspondente a este mecanismo, que atua em conjunto com o atrito. E nos ensaios com HCC, em que as expressões propostas revelam que a resistência é dada inteiramente pelo mecanismo de atrito, verificou-se o comportamento condizente. Pelo contrário, tomando as expressões do *fib Model Code 2010* [fib (2013)], não se observa uma correspondência com o comportamento observado nos ensaios e não é prevista diferença entre o que ocorre com conectores HiPC e com conectores HCC.

Apresentam-se na Figura 7.30, os gráficos de barras para comparação entre as cargas obtidas e o preconizado pelos dois métodos, relativos às interfaces do tipo SHD (superfície tratada com hidrodecapagem).

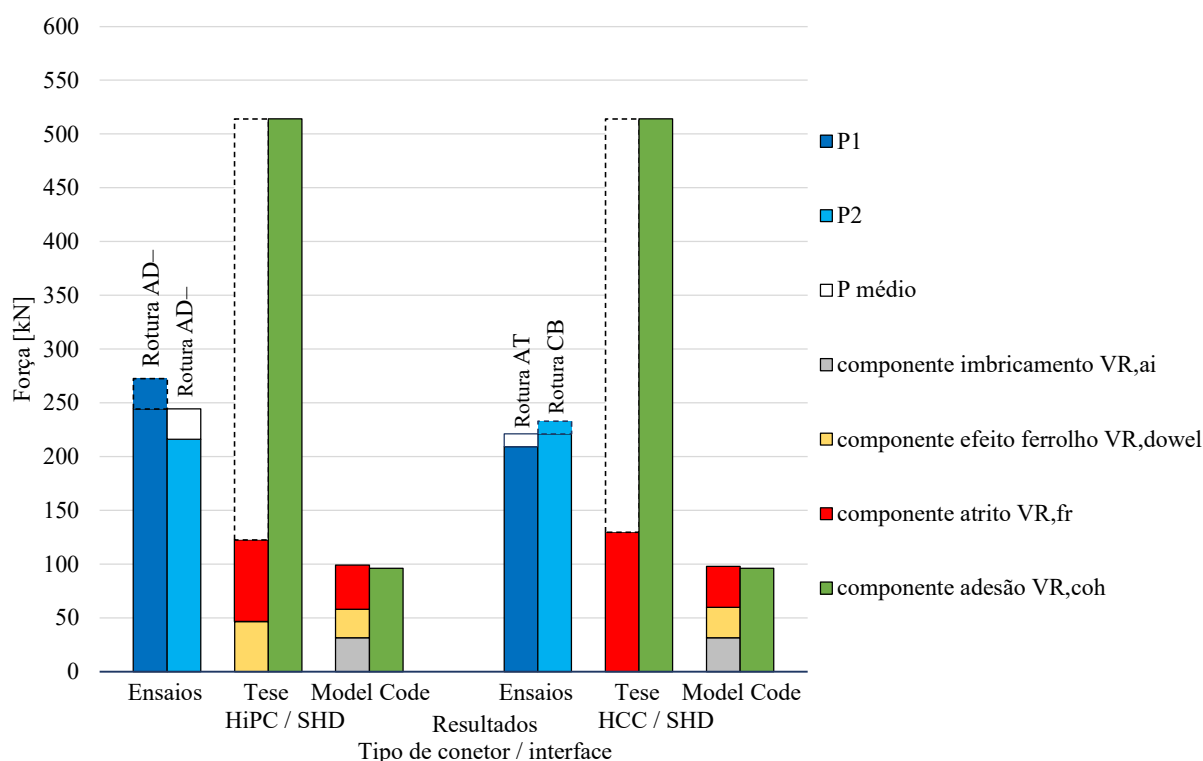


Figura 7.30 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies tratadas com hidrodecapagem (SHD).

Numa primeira análise, os resultados demonstram que ambas as formulações apontam, para valores díspares aos obtidos, em sentidos opostos: do lado da segurança, por parte do *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], e prevendo resistências excessivamente elevadas, na proposta da tese. No caso da proposta da tese, este tipo de discrepância observa-se igualmente nos restantes ensaios por analisar, causada sempre pela parcela do mecanismo de adesão. Há que ter em conta que esta é a única parcela que depende das dimensões da interface (conforme se pode comprovar pela Tabela 7.22), sendo diretamente proporcional ao valor da área da superfície, A_{ci} . Uma vez que os ensaios de corte em laje são semelhantes aos ensaios de corte direto, a mesma conclusão apontada anteriormente, segundo a qual a distribuição de tensões ao longo da interface nestes não pode ser considerada uniforme, dever-se-á aplicar também a estes ensaios. Além disso, a discrepância poderá ser maior tendo em conta algum efeito de escala, pois as áreas de interface adotadas nestes ensaios são seis vezes maiores do que as adotadas nos ensaios de corte direto. Deste modo, ao valor da parcela correspondente ao mecanismo de adesão, dever-se-á aplicar um fator de correção β , tal que:

$$V_R = \max \left\{ \beta V_{R,coh}; V_{R,fr,crit} + V_{R,dowel,crit} \right\} \quad (7.75)$$

Os modos de rotura observados permitem estimar que este fator de correção deverá reduzir para cerca de metade a parcela da adesão, de modo a corresponder ao valor obtido para os ensaios

com HiPC, em que se observou rotura por adesão. Apesar desta correção, verifica-se que os valores previstos para a resistência por atrito para os provetes com HCC (em que se observaram nas curvas força-deslocamento, expostas na Figura 6.42, as características da rotura por atrito) são consideravelmente inferiores às cargas obtidas. No entanto, precisamente a estes corresponde uma configuração distinta nas curvas, em que não existe um patamar depois da carga máxima. Isto leva a suspeitar que, efetivamente, o modo de rotura corresponda à adesão, como previsto pelas expressões, é não ao atrito. O facto de os valores de rotura obtidos terem sido próximos para os dois tipos de conector aplicados, aponta no mesmo sentido, pois este é o único mecanismo que não depende das propriedades das armaduras que atravessam a interface.

Apresentam-se na Figura 7.31, os gráficos de barras para comparação entre as cargas obtidas e o preconizado pelos dois métodos, relativos às interfaces do tipo SMP (superfícies tratadas com martelo pneumático)

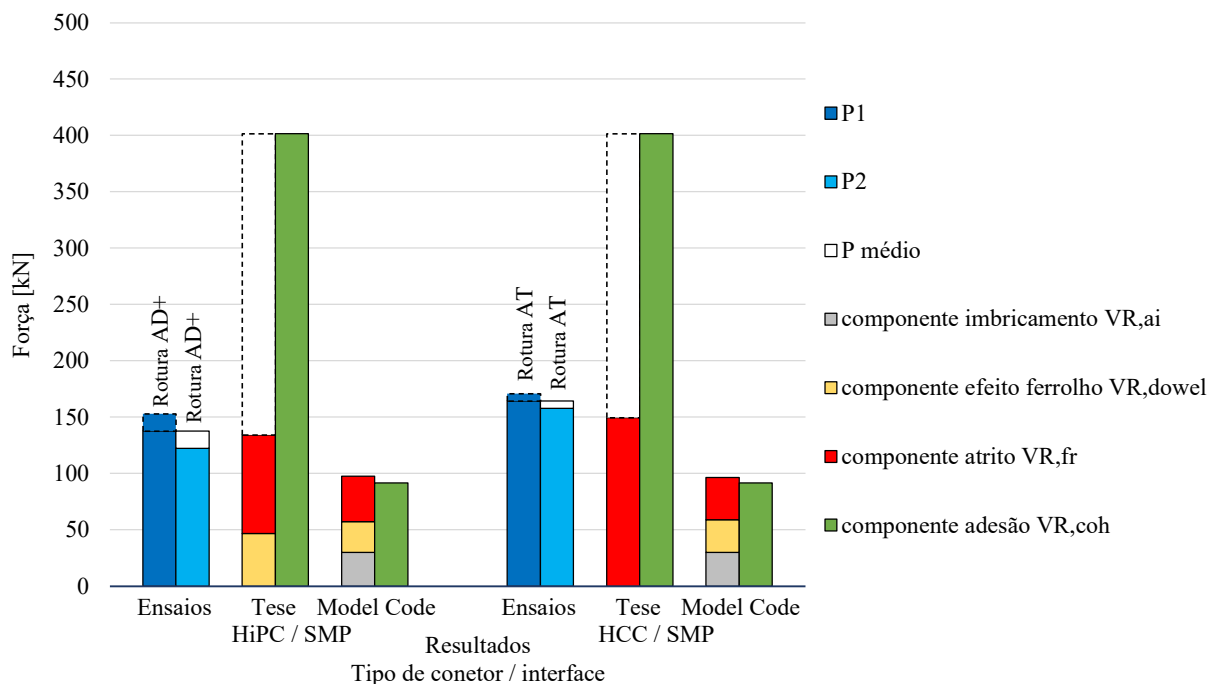


Figura 7.31 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies tratadas com martelo pneumático (SMP).

Considerando o fator de correção β , que reduz substancialmente a componente da adesão (representadas pelas barras a verde), os resultados demonstram uma elevada adequação entre o previsto pela proposta da tese e as cargas de rotura obtidas, bem como os modos de rotura correspondentes. Os modos de rotura observados permitem aferir que este fator de correção deverá ter um valor tal de que resulte uma resistência ditada pela adesão, no caso dos provetes com HiPC, e, simultaneamente, uma resistência ditada pelo atrito, para os provetes com HCC, pelo que:

$$\begin{cases} P(\text{HiPC}) = \beta V_{R,coh}(\text{HiPC}) \\ P(\text{HCC}) > \beta V_{R,coh}(\text{HCC}) \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} \beta = \frac{P(\text{HiPC})}{V_{R,coh}(\text{HiPC})} \\ \beta < \frac{P(\text{HCC})}{V_{R,coh}(\text{HCC})} \end{cases} \Rightarrow \beta = 0,40 < 0,41 \quad (7.76)$$

É interessante verificar que precisamente a rotura nos provetes com HiPC corresponde à curva classificada como AD+, por apresentar um comportamento diferente das outras curvas com rotura por adesão, o que sugere a proximidade entre o valor de $[V_{R,fr} + V_{R,dowel}]$ com o de $[\beta V_{R,coh}]$.

Por fim, apresentam-se na Figura 7.32, os gráficos de barras análogos aos anteriores, relativos às interfaces do tipo SL (superfícies lisas).

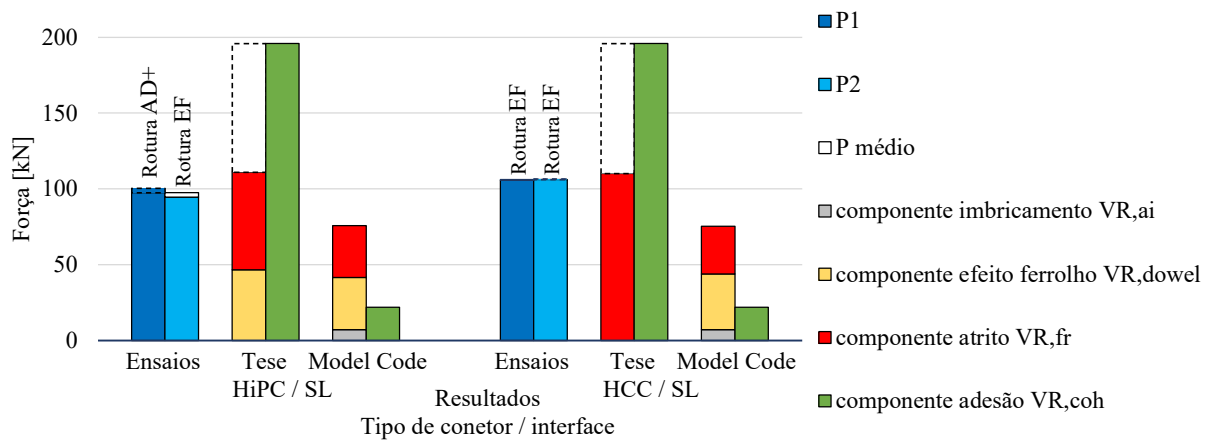


Figura 7.32 – Comparação entre os valores obtidos e os valores previstos para a resistência dos ensaios de corte longitudinal da série HICM, com superfícies lisas (SL).

O valor obtido para o fator de correção β , aplicado aos ensaios com superfície lisa, leva, mais uma vez, a demonstrar a superior concordância dos resultados com os valores previstos pela proposta da tese, face ao preconizado pelo *fib Model Code* 2010 [*fib* (2013)]. No que se refere aos modos de rotura obtidos nos ensaios com HiPC, obtiveram-se, num dos casos, a rotura prevista com presença de efeito de ferrolho e, no outro, rotura por adesão. Mas neste segundo caso há que ter em conta dois fatores que concorrem para que isto possa ocorrer: a proximidade grande entre o valor de $[V_{R,fr} + V_{R,dowel}]$ com o de $[\beta V_{R,coh}]$ e, ainda, a grande variabilidade dos parâmetros de rugosidade das superfícies lisas.

Por fim, apresenta-se um resumo da comparação efetuada na Tabela 7.32, onde constam os valores já tendo em conta o fator de correção β .

Tabela 7.32 – Resistências previstas nos ensaios de corte longitudinal da série HICM e correspondentes valores médios alcançados.

Tipo de Interface	Tipo de provete	$P_{\max}$ [kN]	V_R [kN]		$V_R/P_{\max}$ [%]	
			<i>Model Code</i> $V_R = V_{R,coh}$	tese $V_R = \max\{\beta \cdot V_{R,0}; V_{R,crit}\}$	<i>Model Code</i>	tese
SL	HiPC	97,6	75,6	111,0	77%	114%
	HCC	106,2	75,3	110,1	71%	104%
SMP	HiPC	137,6	97,2	158,3	71%	115%
	HCC	164,4	96,2	159,2	58%	97%
SHD	HiPC	244,4	98,6	202,7	40%	83%
	HCC	221,1	97,5	203,8	44%	92%
SO	HiPC	212,7	160,2	228,9	75%	108%
	HCC	257,4	158,6	311,7	62%	121%
concordância média:					62%	104%

O rácio entre os valores previstos e os preconizados é de 104% para a proposta da tese e de 62% para o *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)], de onde se conclui que, em termos globais, consegue-se prever valores consideravelmente mais próximos da realidade com a abordagem aqui proposta, ao passo que o preconizado pelo código fornece valores excessivamente conservativos.

CAPÍTULO 8

CONSIDERAÇÕES FINAIS

8.1. Conclusões principais

Após a exposição do estado do conhecimento nos capítulos 2 e 3, foram apresentados os capítulos 4 a 6, referentes a três projetos de investigação. No fim de cada um destes capítulos, foi apresentada uma síntese das conclusões extraídas, as quais serviram de base ao capítulo 7, no qual foi efetuada uma análise conjunta de cada um dos referidos projetos de investigação, integrando igualmente outros trabalhos publicados. A partir desta análise, foram corroboradas diversas conclusões apresentadas nos capítulos anteriores e foram tiradas novas conclusões, que foram sendo descritas ao longo desse capítulo.

No presente capítulo apresenta-se uma síntese das conclusões principais. Relativamente às formulações estabelecidas para relacionar quantitativamente a rugosidade das interfaces entre camadas de betão e as variáveis que determinam a resistência destas submetidas ao corte longitudinal, pode-se afirmar que estas foram baseadas nas seguintes conclusões:

- i.* Os ensaios de corte direto só devem ser tidos em conta para a determinação do coeficiente de atrito, devido à significativa falta de uniformidade na distribuição das tensões ao longo da interface;
- ii.* Concebe-se duas formas de obter os coeficientes de atrito e de adesão: ou a partir de ensaios de corte inclinado com variação de ângulo ou a partir de ensaios de corte inclinado conjugados com ensaios de corte direto;

- iii. Devem ser rejeitados na análise, não só os resultados de ensaios de corte inclinado com rotura coesiva, mas também aqueles em que a rotura adesiva ocorre acompanhada da formação, em simultâneo, de fendilhação ao longo da altura da peça. Este aspeto requer especial atenção por observação visual durante a realização dos ensaios;
- iv. O comportamento das interfaces ao corte é independente do comportamento à tração, pelo que os valores obtidos em ensaios de tração não são válidos para aferir os coeficientes que definem a reta de rotura (coeficientes de atrito e de adesão);
- v. Os parâmetros de rugosidade não permitem traduzir os coeficientes de adesão e de atrito correspondentes a essa superfície, sendo necessária a consideração simultânea de, pelo menos, um parâmetro do grupo dos parâmetros obtidos por médias e um outro, do grupo dos parâmetros obtidos por extremos;
- vi. Obteve-se uma boa correlação entre o atrito e um parâmetro composto de rugosidade, dado por:

$$\psi_{\mu} = R_{zm}^{-1} R_a^{1,5} \quad (8.1)$$

- vii. Obteve-se um bom coeficiente de determinação para o cálculo dos coeficientes de atrito a partir deste parâmetro, considerando a relação:

$$\mu(R) = 0,7 + 2,3 \psi_{\mu}(R_{zm}; R_a) \quad (8.2)$$

- viii. Obteve-se uma razoável correlação entre a adesão e um parâmetro composto de rugosidade, dado por:

$$\psi_c = R_{zm}^{1,35} e^{-2R_a} \quad (8.3)$$

- ix. Obteve-se um razoável coeficiente de determinação para o cálculo dos coeficientes de adesão a partir deste último parâmetro, considerando a relação:

$$c_a(R) = 0,2 + 1,3 \psi_c(R_{zm}; R_a) \quad (8.4)$$

- x. Da tentativa de estabelecer um fator de correção para ter em conta a rigidez diferencial, não se conseguiu uma boa correlação. No entanto, obtiveram-se bons resultados aplicando as expressões anteriores para preconizar as resistências obtidas em ensaios com rigidez diferencial entre as camadas.

Relativamente à expressão proposta para a determinação da resistência ao corte longitudinal em interfaces com camadas de betão de diferentes idades, em que a rugosidade é tomada de forma quantitativa tirando partido das relações apresentadas, pode-se afirmar que esta foi desenvolvida partindo das seguintes conclusões:

- i.* Para o cálculo da resistência ao corte longitudinal entre camadas de betão, deve ser tido em conta e distinguida uma tensão resistente sem deslizamento entre camadas, que se designou por $\tau_{R,0}$, e uma tensão resistente para o deslizamento imposto entre camadas que provoca a criação de rótulas plásticas por efeito de ferrolho, que se designou por $\tau_{R,crit}$;
- ii.* Considera-se que este deslizamento corresponde a 0,2 vezes o diâmetro das armaduras, tendo por base os resultados apresentados nos capítulos anteriores. No entanto, este valor é uma estimativa que requer um estudo mais aprofundado;
- iii.* A tensão resistente sem deslizamento é composta pelo mecanismo de adesão e pelo mecanismo de atrito causado por cargas exteriores. Na tensão resistente com deslizamento, a parcela da adesão deixa de ter efeito e devem ser tidas em conta os mecanismos criados pela deformação imposta nas armaduras, que eventualmente estejam presentes, criadas pelo deslizamento entre camadas. São estes o acréscimo de atrito gerado pelas tensões nas armaduras e o efeito de ferrolho;
- iv.* Na conceção do método foi tida também em consideração a conclusão da necessidade de considerar de forma explícita a rigidez de flexão das armaduras, bem como as tensões a que estas estão sujeitas com o deslizamento imposto;
- v.* No cálculo desta tensão deve ser tido em conta, além dos possíveis modos de rotura da ancoragem, o tipo de ancoragem presente. Consideram-se quatro diferentes situações: (*i*) armaduras sem amarração numa das camadas (a que corresponde um efeito de ferrolho total e nenhum atrito); (*ii*) armadura ancorada por aderência (que depende da tensão de aderência própria da armadura aplicada e dos comprimentos de amarração); (*iii*) armadura com restrição total na camada adicionada e ancorada por aderência na camada de substrato (que é o caso dos chumbadouros de cabeça e que também depende da mesma variáveis do tipo anterior); e (*iv*) armadura com restrição total nas duas camadas (que depende dos comprimentos de ancoragem);

- vi. Da distinção destas quatro situações, depreende-se a conclusão que existe a possibilidade de ocorrer a contribuição do efeito de ferrolho na resistência sempre que a ancoragem das armaduras não for suficiente, mesmo que o coeficiente de atrito seja muito elevado. Deste modo, distinguem-se dois modos de ocorrência do efeito de ferrolho: com e sem ancoragem suficiente;
- vii. Para o modo das ancoragens com ancoragem insuficiente, esta implica obrigatoriamente a presença de um valor mínimo na parcela do efeito de ferrolho, que é diretamente proporcional ao rácio entre o comprimento de aderência disponível, dado pela expressão (7.59), e o comprimento de aderência necessário para a cedência das armaduras, dado pela expressão (7.72). A este rácio, corresponde um comprimento de ancoragem mínimo, dado pela expressão (7.74);
- viii. Para o modo das ancoragens com ancoragem suficiente, i.e., acima do comprimento de ancoragem mínimo, a possibilidade de ocorrência do efeito de ferrolho é inversamente proporcional ao rácio entre escorregamento axial da armadura, dado pelas expressões da Tabela 7.21, e o escorregamento necessário para a cedência das armaduras, dado pela expressão (7.73);
- ix. A formulação proposta foi validada por análise dos resultados obtidos dos ensaios de corte em laje do capítulo anterior, com a qual se obteve um rácio entre os valores previstos e os preconizados de 104%, face a um rácio de 62% relativo a resultados preconizados pelo *fib Model Code 2010* [*fib* (2013)].

8.2. Proposta de trabalhos futuros

Com o desenvolvimento do trabalho apresentado, foram surgindo numerosas questões que requerem estudos mais aprofundados para a previsão mais rigorosa do comportamento de camadas de betão submetidas a corte longitudinal. De forma especial, destacam-se as seguintes propostas de trabalhos futuros:

- i. Aferir a validade da aplicação das expressões existentes para caracterização da resistência das armaduras em ancoragens aço-betão, para as armaduras de interfaces betão-betão;

- ii.* Relacionar a influência da rigidez diferencial com o corte longitudinal, tendo em conta a metodologia apresentada neste trabalho para relacionar quantitativamente os parâmetros de rugosidade com as variáveis que determinam a resistência da ligação;
- iii.* Realizar um maior número de ensaios que permitam aferir com mais precisão as expressões propostas neste trabalho, tendo em conta que as ilações tomadas foram baseadas num número relativamente reduzido de ensaios;
- iv.* Determinar os coeficientes parciais de segurança associados às expressões propostas;
- v.* Testar a validade do método apresentado a betões não correntes, como o betão leve, o betão de ultraelevado desempenho e o betão com agregados reciclados.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abu-Tair *et al.* (2000) – Abu-Tair, A. I.; Lavery, D.; Nadjai, A.; Rigden, S. R.; Ahmed, T. M. A.: *A new method for evaluating the surface roughness of concrete cut for repair or strengthening*. Construction and Building Materials, Vol. 14, N° 3, pp. 171-176. Elsevier. Abril 2000.
- ACI (1983) – American Concrete Institute: *Building Code Requirements for Structural Concrete* (ACI 318-83). Detroit, Michigan, Estados Unidos da América. 1983.
- ACI (1995) – ACI Committee 318: *Building Code Requirements for Structural Concrete* (ACI 318-95) *and Commentary* (ACI 318R-95). American Concrete Institute. Farmington Hills, Michigan, Estados Unidos da América. 1999.
- ACI (1999) – ACI Committee 318: *Building Code Requirements for Structural Concrete* (ACI 318-99) *and Commentary* (ACI 318R-99). American Concrete Institute. Farmington Hills, Michigan, Estados Unidos da América. 1999.
- ACI (2005) – ACI Committee 318: *Building Code Requirements for Structural Concrete* (ACI 318-05) *and Commentary* (ACI 318R-05). American Concrete Institute. Farmington Hills, Michigan, Estados Unidos da América. 2005.
- ACI (2008) – ACI Committee 318, *Building Code Requirements for Structural Concrete* (ACI 318-08) *and Commentary*. American Concrete Institute. Farmington Hills, Michigan, Estados Unidos da América. Janeiro 2008.
- Aktaş *et al.* (2011) – Aktaş, B.; Gransberg, D. D.; Riemer, C; Pittenger, D.: *Comparative Analysis of Macrottexture Measurement Tests for Pavement Preservation Treatments*. Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board, N° 2209, pp. 34-40. National Academies. Dezembro 2011.
- Anderson (1960) – Anderson, A. R.: *Composite designs in precast and cast-in-place concrete*. Progressive Architecture, Vol. 41, N° 9, pp. 172-179. Setembro 1960.
- ASTM C882 (1999) – ASTM International: *Standard test method for bond strength of epoxy-resin systems used with concrete by slant shear*. American Society for Testing Materials. West Conshohocken, Pensilvânia, Estados Unidos da América. 1999.
- ASTM E2157 (2001) – ASTM International: *Standard test method for measuring pavement macrottexture properties using the circular track meter*. American Society for Testing Materials. West Conshohocken, Pensilvânia, Estados Unidos da América. 2001.
- ASTM E2380 (2005) – ASTM International: *Standard test method for measuring pavement texture drainage using an outflow meter*. American Society for Testing Materials. West Conshohocken, Pensilvânia, Estados Unidos da América. 2005.
- ASTM E965 (2001) – ASTM International: *Standard test method for measuring pavement macrottexture depth using a volumetric technique*. American Society for Testing Materials. West Conshohocken, Pensilvânia, Estados Unidos da América. 2001.

Badoux & Hulsbos (1967) – Badoux, J. C.; Hulsbos, C. L.: *Horizontal shear connection in composite concrete beams under repeated loads*. Journal of the ACI, Vol. 64, Nº 12, pp. 811-819. American Concrete Institute. Dezembro 1967.

Badoux (1965) – Badoux, J. C.: *Horizontal shear connection in composite concrete beams under repeated loading*. Ph.D. thesis. Lehigh University. Bethlehem, Pensilvânia, Estados Unidos da América. 1965.

Bazant & Pfeiffer (1986) – Bazant, Z. P.; Pfeiffer, P. A.: *Shear fracture tests of concrete*. Materials and Structures, Vol. 19, Nº 2, pp. 111-121. Springer. Março 1986.

Beer & Johnston (1996) – Beer, F. P.; Johnston, E. R.: *Resistência dos Materiais* (3ª edição). MAKRON Books. São Paulo, Brasil. 1996.

Beer *et al.* (1984) – Beer, G. P.; Fowler, D. W.; Meyer, A. H.; Paul, D. R.: *Laboratory tests on selected rapid-setting repair materials*. Research Report Nº FHWA/TX-84/11+311-2. Center for Transportation Research. The University of Texas at Austin. Austin, Texas, Estados Unidos da América. Fevereiro 1984.

Birkeland & Birkeland (1966) – Birkeland, P. W.; Birkeland, H. W.: *Connections in Precast Concrete Construction*. Journal of the ACI, Vol. 63, Nº 3, pp. 345-368. American Concrete Institute. Março 1966.

Birkeland (1968) – Birkeland, H. W.: *Precast and prestressed concrete, Class notes for course*. The University of British Columbia. Vancouver, Canadá. 1968.

Brundle *et al.* (1992) – Brundle, C. R.; Evans Jr., C. A.; Wilson, S.: *Encyclopedia of materials characterization: surfaces, interfaces, thin films*. Butterworth-Heinemann, Boston, Estados Unidos da América. 1992.

BSI (1997) – British Standard Institute: BS 8110-1:1997 - British Standard - *Structural use of concrete*. Part 1: *Code of practice for design and construction*. Londres, Reino Unido. 1997.

CEB (1994) – CEB State of the Art Report: *Fastenings to concrete and masonry structures*. Comité Euro-International du Béton. Lausanne, Suíça. 1994.

CEB (1997) – CEB Design Guide: *Design of Fastenings in Concrete*. Comité Euro-International du Béton. Lausanne, Suíça. 1997.

Ceia (2013) – Ceia, F.: *Resistência ao corte da interface entre betão normal e betão com agregados reciclados*. M.Sc. thesis. Instituto Superior Técnico - Universidade de Lisboa. Lisboa, Portugal. Outubro 2013.

Ceia, Raposo *et al.* (2016) – Ceia, F.; Raposo, J. M.; Guerra, M.; Júlio, E. S.; de Brito, J.: *Shear strength of recycled aggregate concrete to natural aggregate concrete interfaces*. Construction and Building Materials, Vol. 109, pp. 139-145. Elsevier. Abril 2016.

CEN (1999) – Comité Europeu de Normalização: EN 12615 - *Products and systems for the protection and repair of concrete structures. Test methods. Determination of slant shear strength*. European Committee for Standardization. 1999.

CEN (2010) – Comité Européen de Normalização: NP EN 1992-1-1:2010 – Eurocódigo 2 - *Projeto de estruturas de betão*; Parte 1-1: *Regras gerais e regras para edifícios*. Instituto Português da Qualidade. Portugal. Março 2010.

Chmielewska (2007) – Chmielewska, B.: *On the Methods of Bond Strength Measurement in Concrete Repair Systems*. Adhesion in interfaces of building materials: a multi-scale approach. Advances in Materials Science and Restoration, AMSR N N° 2, pp. 29-46. Aedificatio Publishers. Freiburg im Breisgau, Alemanha. 2007.

Cook *et al.* (1998) – Cook, R. A.; Kunz, J.; Fuchs, W.; Konz, R.C.: *Behavior and Design of single adhesive anchors under tensile load in uncracked concrete*. ACI Structural Journal, Vol. 95, N° 1, pp. 9-26. American Concrete Institute. Janeiro 1998.

Costa (2012) – Costa, H.: *Betões estruturais de agregados leves. Aplicações em prefabricação e reforço de estruturas*. Ph.D. thesis. Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. Coimbra, Portugal. Setembro 2012.

Costa *et al.* (2011) – Costa, H.; Santos, P.; Júlio, E. S.: *Bond strength of normal-to-lightweight concrete interfaces*. IABSE-IASS 35th International Symposium on Bridge and Structural Engineering. International Association for Shell and Spatial Structures; International Association for Bridge and Structural Engineering. Londres, Reino Unido. Setembro 2011.

Delatte *et al.* (2000) – Delatte, N. J.; Wade, D. M.; Fowler, D. W.: *Laboratory and field testing of concrete bond development for expedited bonded concrete overlays*. ACI Materials Journal, Vol. 97, N° 3, pp. 272-280. American Concrete Institute. Maio 2000.

Dias da Silva (2004) – Dias da Silva, V.: *Mecânica e Resistência dos Materiais* (3ª edição). ZUARI. Coimbra, Portugal. Setembro 2004.

DIN 4768 (1990) – Deutsches Institut für Normung E.V. (DIN): *Determination of roughness parameters Ra, Rz, Rmax by means of stylus instruments. Terms, measuring conditions*. German Institute for Standardization. Alemanha. 1990.

Duarte, Martins, Raposo *et al.* (2015) – Duarte, G.; Martins, J. P.; Raposo, J. M.; Costa Neves, L.; Júlio, E. S.: *Innovative concrete-to-concrete steel connectors: numerical simulation*. International Conference on Recent Advances in Rehabilitation and Sustainability of Structures. Açores, Portugal. Junho 2015.

Eligehausen *et al.* (2006) – Eligehausen, R.; Mallée, R.; Silva, J.: *Anchorage in Concrete Construction* (1ª edição). Ernst & Sohn. Berlim, Alemanha. Março 2006.

Engström (1990) – Engström, B.: *Combined effects of dowel action and friction in bolted connections*. Nordic Concrete Research, N° 9, pp. 14-33. The Nordic Concrete Federation. Oslo, Noruega. 1990.

Espeche & León (2011) – Espeche, A. D.; León, J.: *Estimation of bond strength envelopes for old-to-new concrete interfaces based on a cylinder splitting test*. Construction and Building Materials, Vol. 25, N° 3, pp. 1222-1235. Elsevier. Março 2011.

fib (2008) – *fib Bulletin 43 - Structural connections for precast concrete buildings. Guide to good practice*. Fédération Internationale du Béton (*fib*). Lausanne, Suíça. 2008.

fib (2011) – *fib Bulletin 58 - Design of anchorages in concrete. Guide to good practice*. Fédération Internationale du Béton (*fib*). Lausanne, Suíça. 2011.

fib (2013) – *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. Fédération Internationale du Béton (*fib*). Lausanne, Suíça. 2013.

Fuchs *et al.* (1995) – Fuchs, W.; Eligehausen, R.; Breen, J. E.: *Concrete capacity design: approach for fastenings to concrete*. ACI Structural Journal, Vol. 92, Nº 1, pp. 73-94. American Concrete Institute. Janeiro 1995.

Ghafari *et al.* (2012a) – Ghafari, E.; Costa, H.; Júlio, E. S.; Portugal, A.; Durães, L.: *Optimization of UHPC by adding nanomaterials*. 3rd International Symposium on Ultra High-Performance Concrete and Nanotechnology for High Performance Construction Materials. Kassel, Alemanha. 2012.

Ghafari *et al.* (2012b) – Ghafari, E.; Costa, H.; Júlio, E. S.; Portugal, A.; Durães, L.: *Enhanced durability of Ultra High-Performance Concrete by incorporating supplementary cementitious materials*. 2nd International Conference on Microstructural-related Durability of Cementitious Composites. Amesterdão, Holanda. 2012.

Gohnert (2003) – Gohnert, M.: *Horizontal shear transfer across a roughened surface*. Cement and Concrete Composites, Vol. 25, Nº 3, pp. 379-385. Elsevier. Abril 2003.

Goodhew *et al.* (2001) – Goodhew, P. J.; Humphreys, J.; Beanland, R.: *Electron microscopy and analysis* (3^a edição). Taylor & Francis. Londres, Reino Unido. 2001.

Hanson (1960) – Hanson, N.W.: *Precast-prestressed concrete bridges 2. Horizontal shear connections*. Development Department Bulletin D35. Reprinted from the copyrighted Journal of the PCA Research and Development Laboratories, Vol. 2, Nº 2, pp. 38-58. Portland Cement Association. Maio 1960.

Hawileh *et al.* (2009) – Hawileh, R.; Malhas, F.; Rahman, A.: *Comparison between ACI 318-05 and Eurocode 2 (EC2-94) in flexural concrete design*. Structural Engineering & Mechanics, An International Journal, Vol. 32, Nº 6, pp. 705-724. Agosto 2009.

Henriques, Raposo *et al.* (2013) – Henriques, J.; Raposo, J. M.; Simões da Silva, L.; Costa Neves, L.: *Tensile Resistance of steel-reinforced anchorages: experimental evaluation*. ACI Structural Journal, Vol. 110, Nº 2, pp. 239-250. American Concrete Institute. Março 2013.

Hermansen & Cowan (1974) – Hermansen, B. R.; Cowan, J.: *Modified shear-friction theory for bracket design*. Journal of the ACI, Vol. 71, Nº 2, pp. 55-60. American Concrete Institute. Fevereiro 1974.

Hilti Corporation (2014): *Technisches Handbuch der Befestigungstechnik für Hoch- und Ingenieurbau*. Schaan, Liechtenstein. 2014.

- Hofbeck *et al.* (1969) – Hofbeck, J. A.; Ibrahim, I. O.; Mattock, A. H.: *Shear transfer in reinforced concrete*. Journal of the ACI, Vol. 66, Nº 2, pp. 119-128. American Concrete Institute. Fevereiro 1969.
- Højlund-Rasmussen (1963) – Højlund-Rasmussen, B.: *Betoninstøbte, tvaerbelastade boltes og dornes baereevne*. (Resistance of embedded bolts and dowels loaded in shear (em dinamarquês). Dinamarca. 1963.
- ICRI (1997) – ICR Technical Guideline Nº 03732: *Selecting and specifying concrete surface preparation for sealers, coatings, and polymer overlays*. International Concrete Repair Institute. Des Plaines, Illinois, Estados Unidos da América. 1997.
- IPQ (2011^a) – IPQ NP EN 12390-3: *Ensaio do betão endurecido - Parte 3: Resistência à compressão de provetes*. Instituto Português da Qualidade. Caparica, Portugal. 2011.
- IPQ (2011^b) – IPQ NP EN 12390-6: *Ensaio do betão endurecido - Parte 6: Resistência à tração por compressão de provetes*. Instituto Português da Qualidade. Caparica, Portugal. 2011.
- ISO 4287-1 (1984) – ISO Standards: *Surface roughness - Terminology. Part 1: Surface and its parameters*. International Organization for Standardization. 1984.
- Issa & Hammad (1993) – Issa, M. A.; Hammad, A. M.: *Fractal characterization of fracture surfaces in mortar*. Cement and Concrete Research, Vol. 23, Nº 1, pp. 7-12. Elsevier. Janeiro 1993.
- Issa *et al.* (2003) – Issa, M. A.; Issa, M. A.; Islam, M. S.; Chudovsky, A.: *Fractal dimension - a measure of fracture roughness and toughness of concrete*. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, Nº 1, pp. 125-137. Elsevier. Janeiro 2003.
- Júlio (2001) – Júlio, E. S.: *A influência da interface no comportamento de pilares reforçados por encamisamento de betão armado*. Ph.D. thesis. Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. Coimbra, Portugal. 2001.
- Júlio *et al.* (2004) – Júlio, E. S.; Branco, F.; Dias da Silva, V.: *Concrete-to-concrete bond strength. Influence of the roughness of the substrate surface*. Construction and Building Materials, Vol. 18, Nº 9, pp. 675-681. Elsevier. Novembro 2004.
- Júlio *et al.* (2005a) – Júlio, E. S.; Branco, F.; Dias da Silva, V.: *Concrete-to-concrete bond strength: Influence of an epoxy-based bonding agent on a roughened substrate surface*. Magazine of Concrete Research. Vol. 57, Nº 8, pp. 463-468. Janeiro 2005.
- Júlio *et al.* (2005b) – Júlio, E. S.; Branco, F.; Dias da Silva, V.: *Reinforced concrete jacketing – interface influence on monotonic loading response*. ACI Structural Journal, Vol. 102, Nº 2, pp. 252-257. American Concrete Institute. Março 2005.
- Júlio *et al.* (2006) – Júlio, E. S.; Branco, F.; Dias da Silva, V.; Lourenço, J.: *Influence of added concrete compressive strength on adhesion to an existing concrete substrate*. Building and Environment, Vol. 41, Nº 12, pp. 1934-1939. Elsevier. Dezembro 2006.

Júlio *et al.* (2008) – Júlio, E. S.; Branco, F.: *Reinforced concrete jacketing – interface influence on cyclic loading response*. ACI Structural Journal, Vol. 105, Nº 4, pp. 471-477. American Concrete Institute. Julho 2008.

Júlio *et al.* (2010) – Júlio, E. S.; Dias da Costa, D.; Branco, F.; Alfaiate, J.: *Accuracy of design code expressions for estimating longitudinal shear strength of strengthening concrete overlays*. Engineering Structures Vol. 32, pp. 2387-2393. Elsevier. Agosto 2010.

Kahn & Mitchell (2002) – Kahn, L. F.; Mitchell, A. D.: *Shear friction tests with high-strength concrete*. ACI Structural Journal, Vol. 99, Nº 1, pp. 98-103. American Concrete Institute. Janeiro 2002.

Lee & Ahn (2004) – Lee, H.; Ahn, K.: *A prototype of digital photogrammetric algorithm for estimating roughness of rock surface*. Geosciences Journal, Vol. 8, Nº 3, pp. 333-341. Springer. Setembro 2004.

Li *et al.* (1997) – Li, S.; Geissert, D. G.; Li, S. E.; Frantz, G. C.; Stephens, E. J.: *Durability and bond of high-performance concrete and repaired Portland cement concrete*. Report Nº JHR 97-257. Joint Highway Research Advisory Council. University of Connecticut. Storrs, Connecticut, Estados Unidos da América. Junho 1997.

Lin & Chen (1989) – Lin, I. J.; Chen, Y. L.: *Shear transfer across a crack in reinforced high strength concrete*, 2nd East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering & Construction, pp. 505-510. Chiang Mai, Tailândia. Janeiro 1989.

Loov & Patnaik (1994) – Loov, R. E.; Patnaik, A. K.: *Horizontal shear strength of composite concrete beams with a rough interface*. PCI Journal, Vol. 39, Nº 1, pp. 48-69. Precast/Prestressed Concrete Institute. Janeiro-Fevereiro 1994.

Loov (1978) – Loov, R. E.: *Design of precast connections*. Paper presented at a seminar organized by Compa International Pte, Ltd. Singapura. Setembro 1978.

Maerz & Myers (2001) – Maerz, N; Myers, J.: *Development of a prototype imaging concrete roughness measurement device*. Center for Infrastructure Engineering Studies, Report Nº 00-20. University of Missouri-Rolla. Rolla, Missouri, Estados Unidos da América. Abril 2001.

Maerz *et al.* (1990) – Maerz, N. H., Franklin, J. A.; Bennett, C. P.: *Joint roughness measurement using shadow profilometry*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, Vol. 27, Nº 5, pp. 329-343. Elsevier. Outubro 1990.

Machado (2008) – Machado, H.: *Influência do módulo de elasticidade na resistência ao corte longitudinal em interfaces betão-betão*. M.Sc. thesis. Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. Coimbra, Portugal. 2008.

Mansur *et al.* (2008) – Mansur, M. A.; Vinayagam, T.; Tan, K. H.: *Shear transfer across a crack in reinforced high-strength concrete*. Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 20, Nº 4, pp. 294-302. American Society of Civil Engineers. Abril 2008

Martins, Duarte, Raposo *et al.* (2015) – Martins, J. P.; Duarte, G. S.; Raposo, J. M.; Costa Neves, L.; Júlio, E. S.: *Innovative concrete-to-concrete steel connectors: experimental*

validation. International Conference on Recent Advances in Rehabilitation and Sustainability of Structures. Açores, Portugal. Junho 2015.

Mattock & Hawkins (1972) – Mattock, A. H.; Hawkins, N. M.: *Shear transfer in reinforced concrete - recent research*. PCI Journal. Vol. 17, Nº 2. pp. 55-75. Precast/Prestressed Concrete Institute. Março-Abril 1972.

Mattock & Kaar (1961) – Mattock, A. H.; Kaar, P. H.: *Precast-prestressed concrete bridges. 4. Shear tests of continuous girders*. Development Department Bulletin D45. Reprinted from the copyrighted Journal of the PCA Research and Development Laboratories, Vol. 3, Nº 1, pp. 19-46. Portland Cement Association. Janeiro 1961.

Mattock (1974) – Mattock, A. H.: *Shear transfer in concrete having reinforcement at an angle to the shear plane*. ACI Special Publication 42 - Shear in Reinforced Concrete, Vol. II, pp. 17-42. American Concrete Institute. Janeiro 1974.

Mattock (1976) – Mattock, A. H.: *Shear transfer under monotonic loading, across an interface between concretes cast at different times*. Report Nº SM 76-3: National Science Foundation Grant Nº ENG 74-21131 Final Report. Department of Civil Engineering University of Washington. Seattle, Washington, Estados Unidos da América. Setembro 1976.

Mattock (1994) – Mattock, A. H.: *Reader comments: Horizontal shear strength of composite concrete beams with a rough interface* (Comentários ao artigo de Loov, R. E.; Patnaik, A. K., publicado em PCI Journal, Vol. 39, Nº 1, pp. 48-69, Janeiro-Fevereiro 1994). PCI Journal, Vol. 39, Nº 5, pp. 106-108. Precast/Prestressed Concrete Institute. Setembro-Outubro 1994.

Mattock (2001) – Mattock, A. H.: *Shear friction and high-strength concrete*. ACI Structural Journal, Vol. 98, Nº 1, pp. 50-59. American Concrete Institute. Janeiro 2001.

Mohamad *et al.* (2015) – Mohamad, M. E.; Ibrahim, I. S.; Abdullah, R.; Rahman, A. B. A.; Kueh, A. B. H.; Usman, J.: *Friction and cohesion coefficients of composite concrete-to-concrete bond*. Cement and Concrete Composites, Vol. 56, pp. 1-14. Elsevier. Fevereiro 2015.

Momayes *et al.* (2005) – Momayes, A.; Ehsani, M. R.; Ramezaniapour, A. A.; Rajaie, H.: *Comparison of methods for evaluating bond strength between concrete substrate and repair materials*. Cement and Concrete Research, Vol. 35, Nº 4, pp. 748-757. Elsevier. Abril 2005.

Montoya *et al.* (2000) – Montoya, P. J.; Meseguer, A. G.; Cabré, F. M.: *Hormigón armado* (14ª edição). Editorial Gustavo Gili. Barcelona, Espanha. 2000.

Naderi (2005) – Naderi, M.: *Friction-transfer test for the assessment of in situ strength and adhesion of cementitious materials*. Construction and Building Materials, Vol. 19, Nº 6, pp. 454-459. Elsevier. Julho 2005.

Ozkul (2006) – Ozkul, T.: *Apparatus for measuring surface roughness*. Patente Nº WO2006111795. Outubro 2006.

Patnaik (1992) – Patnaik, A. K.: *Horizontal shear strength of composite concrete beams with a rough interface*. Ph.D. thesis. Department of Civil Engineering, University of Calgary. Calgary, Canadá. 1992.

Patnaik (2000) – Patnaik, A. H.: *Reader comments: Evaluation of ACI 318-95 shear-friction provisions*, (Comentários ao artigo de Valluvan *et al.*, publicado em ACI Structural Journal, Vol. 96, Nº 4, pp. 473-483, Julho-Agosto 1999). ACI Structural Journal, Vol. 97, Nº 3, pp. 525-526. American Concrete Institute. Maio-Junho 2000.

Patnaik (2001) – Patnaik, A. H.: *Behavior of composite concrete beams with smooth interface*. Journal of Structural Engineering, Vol. 127, Nº 4, pp. 359-366. American Society of Civil Engineers. Abril 2001.

Paulay *et al.* (1974) – Paulay, T; Park, R.; Phillips, M. H.: *Horizontal construction joints in cast-in place reinforced concrete*. ACI Special Publication 42 - Shear in Reinforced Concrete, Vol. II, pp. 599-616. American Concrete Institute. Janeiro 1974.

PCI (1985) – PCI Industry Handbook Committee: *PCI Design Handbook - Precast and Prestressed Concrete* (3ª edição). Precast/Prestressed Concrete Institute. Chicago, Illinois, Estados Unidos da América. 1985.

PCI (2004) – PCI Industry Handbook Committee: *PCI Design Handbook - Precast and Prestressed Concrete* (6ª edição). Precast/Prestressed Concrete Institute. Chicago, Illinois, Estados Unidos da América. 2004.

Petersen & Poulsen (1997) – Petersen, C. G.; Poulsen, E.: *In-situ testing of near-to-surface layer of concrete and epoxy-bonded CFRP strips*. US-Canada-Europe Workshop on Bridge Engineering. Zurique, Suíça. 1997.

Rado & Kane (2014) – Rado, Z; Kane, M.: *An initial attempt to develop an empirical relation between texture and pavement friction using the HHT approach*. Wear Journal (International Journal on the Science and Technology of Friction, Lubrication and Wear), Vol. 309, pp. 233-246. Elsevier. Janeiro 2014.

Randl (1997) – Randl, N.: *Investigations on transfer of forces between old and new concrete at different joint roughness*. Ph.D. thesis. University of Innsbruck. Innsbruck, Áustria. 1997.

Randl (2004) – Randl, N.: *Reliable fastening design for concrete composite structures*. 5th fib Symposium 2004. Avinhão, França. Abril 2004.

Randl (2007) – Randl, N.: *Load bearing behavior of cast-in shear dowels*. Beton- und Stahlbetonbau, Vol. 102 (edição especial S1), pp. 31-37. Setembro 2007.

Randl (2010) – Randl, N.: *Zur Frage der Mindestbewehrung bei Auf beton-Verbundfugen*. Beton- und Stahlbetonbau, Vol. 105/9, pp. 608–611. Setembro 2010.

Randl (2013) – Randl, N.: *Design recommendations for interface shear transfer in fib Model Code 2010*. Structural Concrete Journal of the fib, Vol. 14, Nº 3. pp. 230-241. Setembro 2013.

Raposo (2006) – Raposo, J. M.: *Reforço com armaduras em ligações com chumbadouros de cabeça à tração*. M.Sc. thesis. Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. Coimbra, Portugal. 2006.

Raposo *et al.* (2018) – Raposo, J. M.; Costa Neves, L.; Júlio, E. S.: *Determinação de coeficientes de rugosidade de interfaces betão-betão através de ensaios de corte inclinado de ângulo variável*. Encontro Nacional Betão Estrutural – BE2018. Laboratório Nacional de Engenharia Civil. Lisboa, Portugal. Novembro 2018.

Raths (1977) – Raths, C. H.: *Reader comments: Design proposals for reinforced concrete corbels* (Comentários ao artigo de Mattock, A., publicado em PCI Journal, Vol. 21, Nº 3, pp. 18-42, Maio-Junho 1976). PCI Journal, Vol. 22, Nº 2, pp. 93-98, Precast/Prestressed Concrete Institute. Março-Abril 1977.

Ray *et al.* (2005) – Ray, I.; Davalos, J. F.; Luo, S.: *Interface evaluations of overlay-concrete bi-layer composites by a direct shear test method*. Cement and Concrete Composites, Vol. 27, Nº 3, pp. 339-347. Elsevier. Março 2005.

RILEM (2011) – RILEM Technical Committee 193-RLS.: *Bonded cement-based material overlays for the repair, the lining or the strengthening of slabs and pavements*. RILEM State-of-the-art Report, Vol. 3. Springer. 2011.

Robalo *et al.* (2019): Robalo, K.; Costa, H.; Carmo, R.; Júlio, E. S.: A descarbonização da construção em betão- quantificação do impacte ambiental de um novo conceito de estruturas de betão ecoeficientes. Construção Magazine, Nº 90, pp. 20-24. Portugal. Março-Abril 2019.

SABS (1992) – The Council of the South African Bureau of Standards: SABS 0100-1:1992. *The structural use of concrete*. Pretória, África do Sul. 1992.

Saemann & Washa (1964) – Saemann, J. C.; Washa, G. W.: *Horizontal shear connections between precast beams and cast-in-place slabs*. Journal of the ACI, Vol. 61, Nº 11, pp. 1383-1409. American Concrete Institute. Novembro 1964.

Saldanha *et al.* (2012a) – Saldanha, R.; Júlio, E. S.; Dias da Costa, D.; Santos, P.: *Modified slant shear test to enforce adhesive failure*. 14th Structural Faults and Repair. Edimburgo, Reino Unido. Julho 2012.

Saldanha *et al.* (2012b) – Saldanha, R.; Santos, P.; Júlio, E. S.: *Utilização de betões de ultra elevada durabilidade (UHPC) na pré-fabricação e reabilitação de estruturas*. Encontro Nacional Betão Estrutural – BE2012. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Porto, Portugal. Outubro 2012.

Saldanha *et al.* (2013a) – Saldanha, R.; Júlio, E. S.; Dias da Costa, D.; Santos, P.: *A modified slant shear test designed to enforce adhesive failure*. Construction and Building Materials, Vol. 41, pp. 673-680. Elsevier. Abril 2013.

Saldanha *et al.* (2013b) – Saldanha, R.; Santos, P.; Júlio, E. S.: *Influence of concrete density and strength on the bond strength of composite members*. 12th fib Symposium 2013. Tel Aviv, Israel. Abril 2013.

Santos & Júlio (2007) – Santos, P.; Júlio, E. S.: *Correlation between concrete-to-concrete bond strength and the roughness of the substrate surface*. Construction and Building Materials, Vol. 21, Nº 8, pp. 1688-1695. Elsevier. Agosto 2007.

Santos & Júlio (2008) – Santos, P.; Júlio, E. S.: *Development of a laser roughness analyzer to predict in situ the bond strength of concrete-to-concrete interfaces*. Magazine of Concrete Research. Vol. 60, Nº 5, pp. 329-337. Junho 2008.

Santos & Júlio (2010) – Santos, P.; Júlio, E. S.: *Recommend improvements to current shear-friction provisions of Model Code*. 3rd fib Congress. Washington D.C., Estados Unidos da América. Junho 2010.

Santos & Júlio (2011) – Santos, P.; Júlio, E. S.: *Factors affecting bond between new and old concrete*. ACI Structural Journal, Vol. 108, Nº 4, pp. 449-456. American Concrete Institute. Julho 2011.

Santos & Júlio (2012) – Santos, P.; Júlio, E. S.: *A state-of-the-art review on shear-friction*. Engineering Structures 45, pp. 435-448. Elsevier. Dezembro 2012.

Santos & Júlio (2013) – Santos, P.; Júlio, E. S.: *A state-of-the-art review on roughness quantification methods for concrete surfaces*. Construction and Building Materials, Vol. 38, pp. 912-923. Elsevier. Janeiro 2013.

Santos (2005) – Santos, P.: *Influência da rugosidade da superfície da interface betão/betão na sua resistência ao corte longitudinal*. M.Sc. thesis. Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. Coimbra, Portugal. 2005.

Santos (2009) – Santos, P.: *Assessment of the shear strength between concrete layers*. Ph.D. thesis. Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. Coimbra, Portugal. 2009.

Shaikh (1978) – Shaikh, A. F.: *Proposed revisions to shear-friction provisions*. PCI Journal, Vol. 23, Nº 2, pp. 12-21. Precast/Prestressed Concrete Institute. Março-Abril 1978.

Silfwerbrand (2003) – Silfwerbrand, J.: *Shear bond strength in repaired concrete structures*, Materials and Structures, Vol. 36, Nº 6, pp. 419-424. Springer. Julho 2003.

Tanaka & Murakoshi (2011) – Tanaka, Y.; Murakoshi, J.: *Reexamination of dowel behavior of steel bars embedded in concrete*. ACI Structural Journal, Vol. 108, Nº 6, pp. 659-668. American Concrete Institute. Novembro 2011.

Tassios & Vintzeleou (1987) – Tassios, T. P.; Vintzeleou, E. N.: *Concrete-to-concrete friction*. Journal of Structural Engineering, Vol. 113, Nº 4, pp. 832-849. American Society of Civil Engineers. Abril 1987.

Timoshenko & Goodier (1951) – Timoshenko, S.; Goodier, J. N.: *Theory of Elasticity* (2^a edição). McGraw-Hill. Nova Iorque, Estados Unidos da América. Fevereiro 1951.

Tsoukantas & Tassios (1989) – Tsoukantas, S. G.; Tassios, T. P.: *Shear resistance of connections between reinforced concrete linear precast elements*. ACI Structural Journal, Vol. 86, Nº 3, pp. 242-249. American Concrete Institute. Maio 1989.

- Unal & Unver (2004) – Unal, M.; Unver, B.: *Characterization of rock joint surface degradation under shear loads*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol. 41, Supplement 1, pp. 145-150. Elsevier. Maio 2004.
- Valluvan *et al.* (1999) – Valluvan, R.; Kreger, M. E.; Jirsa, J. O.: *Evaluation of ACI 318-95 shear-friction provisions*. ACI Structural Journal, Vol. 96, Nº 4, pp. 473-483. American Concrete Institute. Julho 1999.
- Vecchio & Collins (1986) – Vecchio, F.J.; Collins, M. P.: *The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear*. Journal of the ACI, Vol. 83, Nº 2, pp. 219-231. American Concrete Institute. Março-Abril 1986.
- Vintzileou & Tassios (1986) – Vintzileou, E. N.; Tassios, T. P.: *Mathematical models for dowel action under monotonic and cyclic conditions*. Magazine of Concrete Research. Vol. 38, Nº 134, pp. 13-22. Janeiro 1986.
- Walraven & Reinhardt (1981) – Walraven, J. C.; Reinhardt, H. W.: *Theory and experiments on the mechanical behavior of cracks in plain and reinforced concrete subjected to shear loading*. Heron, Vol. 26, Nº 1A. Delft, Holanda. 1981.
- Walraven *et al.* (1987) – Walraven, J. C.; Frénay, J.; Pruijssers, A.: *Influence of concrete strength and load history on the shear friction capacity of concrete members*. PCI Journal, Vol. 32, Nº 1, pp. 66-84. Precast/Prestressed Concrete Institute. Janeiro-Fevereiro 1987.
- Whitehouse (2002) – Whitehouse, D.: *Surfaces and their measurement*. Hermes Penton Science. Reino Unido. 2002.
- Zilch & Reinecke (2000) – Zilch, K.; Reinecke, R.: *Capacity of shear joints between high-strength precast elements and normal-strength cast-in-place decks*. 2nd fib Symposium. Orlando, Estados Unidos da América. Setembro 2000.

ANEXO A – PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DE SECÇÕES

Simbologia

A	Área.
I_1	Momento de inércia de uma secção em torno do eixo 1.
S_1	Momento estático de uma secção em torno do eixo 1.
W_{pl}	Módulo de flexão plástica de uma secção.
a	Largura da aresta da secção hexagonal.
a_{ext}	Largura exterior da aresta da secção tubular hexagonal.
a_{int}	Largura interior da aresta da secção tubular hexagonal.
b_1	Largura de corte de uma secção paralela ao eixo 1.
h	Altura da secção.
e	Profundidade do entalhe na secção.
n_v	Fator geométrico de forma para o corte.
r	Raio da secção circular.
r_{ext}	Raio exterior da secção tubular circular.
r_{int}	Raio interior da secção tubular circular.
t	Espessura.
α	Rácio de espessura de secção tubular.
γ	Ângulo correspondente ao entalhe da secção.
ζ	Fator de espessura de secção tubular.
ϕ	Ângulo da secção infinitesimal.

Propriedades geométricas de secções hexagonais

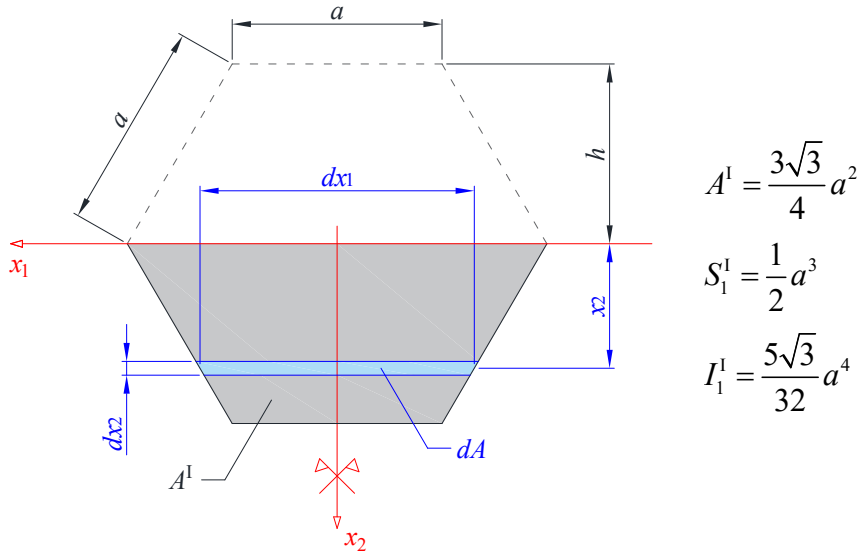


Figura A.1 – Meia secção hexagonal cheia, com uma dada aresta a .

Demonstração:

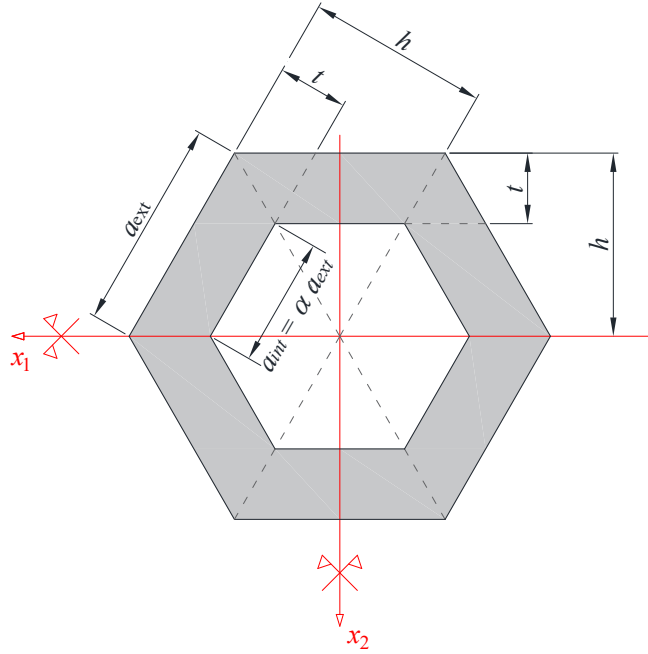
- altura para integração: $h = \sqrt{3}a / 2$
- área infinitesimal para integração: $dA = dx_1 dx_2 = \left(2a - \frac{2}{\sqrt{3}}x_2\right)dx_2$

$$A^I = \int_A dA = \int_A \left(2a - \frac{2}{\sqrt{3}}x_2\right)dx_2 = \left[2ax_2 - \frac{1}{\sqrt{3}}x_2^2\right]_0^h = 2ah - \frac{1}{\sqrt{3}}h^2 = a^2\left(\sqrt{3} - \frac{\sqrt{3}}{4}\right) = \frac{3\sqrt{3}}{4}a^2$$

$$S_1^I = \int_A x_2 dA = \int_A \left(2ax_2 - \frac{2}{\sqrt{3}}x_2^2\right)dx_2 = \left[ax_2^2 - \frac{2}{3\sqrt{3}}x_2^3\right]_0^h = ah^2 - \frac{2}{3\sqrt{3}}h^3 = a^3\left(\frac{3}{4} - \frac{2\sqrt{3}}{8\sqrt{3}}\right) = \frac{1}{2}a^3$$

$$I_1^I = \int_A x_2^2 dA = \int_A \left(2ax_2^2 - \frac{2}{\sqrt{3}}x_2^3\right)dx_2 = \left[\frac{2}{3}ax_2^3 - \frac{1}{2\sqrt{3}}x_2^4\right]_0^h = \frac{2}{3}ah^3 - \frac{1}{2\sqrt{3}}h^4 =$$

$$= a^4\left(\frac{2\sqrt{3}}{8} - \frac{3\sqrt{3}}{32}\right) = \frac{5\sqrt{3}}{32}a^4$$



$$A = \frac{3\sqrt{3}}{2} a_{\text{ext}}^2 (1 - \alpha^2)$$

$$W_{pl} = 2S_1 = a_{\text{ext}}^3 (1 - \alpha^3)$$

$$I_1 = \frac{5\sqrt{3}}{16} a_{\text{ext}}^4 (1 - \alpha^4)$$

$$n_v = \frac{I_1 b_1}{AS_1} = \frac{5}{6} \xi$$

com:

$$\xi = \frac{\alpha^2 + 1}{\alpha^2 + \alpha + 1}$$

Figura A.2 –Secção tubular hexagonal, com uma dada aresta exterior a_{ext} e um rácio de espessura α .

Demonstração:

$$\text{- rácio de espessura: } \alpha = \frac{a_{\text{int}}}{a_{\text{ext}}} = 1 - \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{t}{a_{\text{ext}}}$$

$$\text{- aresta interior: } a_{\text{int}} = a_{\text{ext}} - \frac{2}{\sqrt{3}} t$$

$$A = 2A^1(a = a_{\text{ext}}) - 2A^1(a = \alpha a_{\text{ext}}) = \frac{3\sqrt{3}}{2} a_{\text{ext}}^2 (1 - \alpha^2)$$

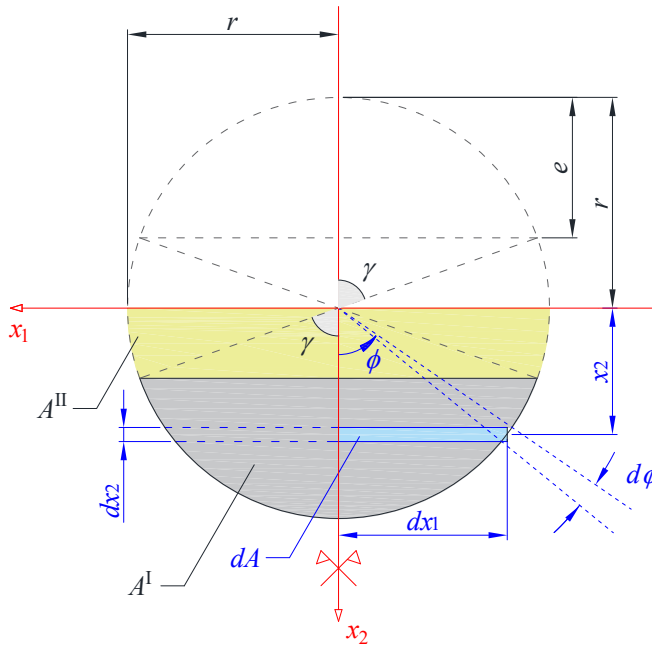
$$W_{pl} = 2S_1 = 2(S_1^1(a = a_{\text{ext}}) - S_1^1(a = \alpha a_{\text{ext}})) = a_{\text{ext}}^3 (1 - \alpha^3)$$

$$I_1 = 2I_1^1(a = a_{\text{ext}}) - 2I_1^1(a = \alpha a_{\text{ext}}) = \frac{5\sqrt{3}}{16} a_{\text{ext}}^4 (1 - \alpha^4)$$

$$b_1 = 2a_{\text{ext}}(1 - \alpha)$$

$$n_v = \frac{I_1 b_1}{AS_1} = \frac{5}{6} \frac{(1 - \alpha^4)(1 - \alpha)}{(1 - \alpha^2)(1 - \alpha^3)} = \frac{5}{6} \left(\frac{\alpha^2 + 1}{\alpha^2 + \alpha + 1} \right) = \frac{5}{6} \xi$$

Propriedades geométricas de secções circulares



abaixo do eixo:

$$A^I = \frac{1}{2} r^2 (2\gamma - \sin 2\gamma)$$

$$S_1^I = \frac{2}{3} (r \sin \gamma)^3$$

$$I_1^I = \left(\frac{r}{2} \right)^4 (4\gamma - \sin 4\gamma)$$

acima do eixo:

$$A^{II} = \frac{\pi}{2} r^2 \left(1 - \frac{1}{\pi} (2\gamma - \sin 2\gamma) \right)$$

$$S_1^{II} = \frac{2}{3} r^3 \left(1 - (\sin \gamma)^3 \right)$$

$$I_1^{II} = \frac{\pi}{8} r^4 \left(1 - \frac{1}{2\pi} (4\gamma - \sin 4\gamma) \right)$$

com:

$$\gamma = \arccos \left(1 - \frac{e}{r} \right)$$

Figura A.3 – Meia secção circular cheia, com um dado raio r e um ângulo γ correspondente ao eixo.

Demonstração:

- área infinitesimal para integração: $dA = dx_1 dx_2$, com $dx_1 = r \sin \phi$ e $dx_2 = r \sin \phi d\phi$
- distância ao eixo da área infinitesimal: $x_2 = r \cos \phi$

$$A^I = \int_A dA = \int_A r^2 (\sin \phi)^2 d\phi = \frac{r^2}{2} \int_{-\gamma}^{\gamma} (1 - \cos 2\phi) d\phi = \frac{r^2}{2} \left[\phi - \frac{1}{2} \sin 2\phi \right]_{-\gamma}^{\gamma} = \frac{r^2}{2} (2\gamma - \sin 2\gamma)$$

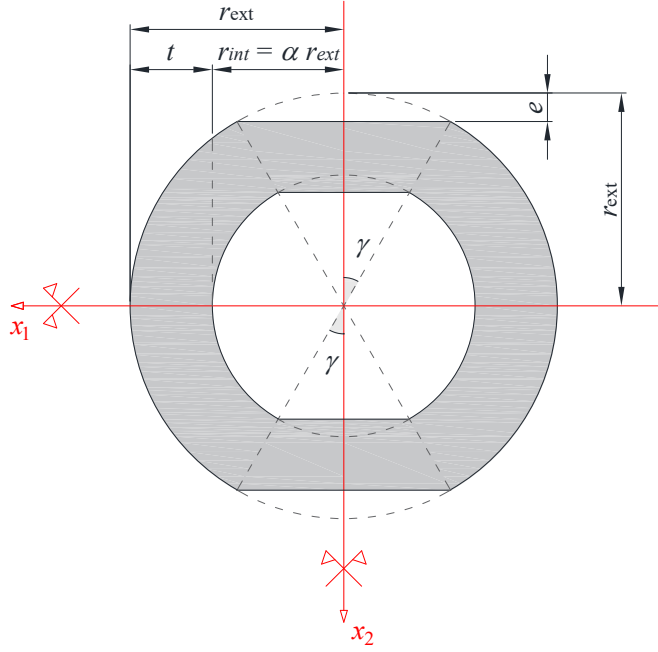
$$\begin{aligned} S_1^I &= \int_A x_2 dA = \int_A r^3 (\sin \phi)^2 (\cos \phi) d\phi = \frac{r^3}{2} \int_{-\gamma}^{\gamma} (\sin 2\phi) (\sin \phi) d\phi = \frac{r^3}{4} \int_{-\gamma}^{\gamma} (\cos \phi - \cos 3\phi) d\phi = \\ &= \frac{r^3}{4} \left[\sin \phi - \frac{1}{3} \sin 3\phi \right]_{-\gamma}^{\gamma} = \frac{r^3}{6} (3 \sin \gamma - \sin 3\gamma) = \frac{2r^3}{3} (\sin \gamma)^3 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} I_1^I &= \int_A x_2^2 dA = \int_A r^4 (\sin \phi)^2 (\cos \phi)^2 d\phi = \frac{r^4}{4} \int_{-\gamma}^{\gamma} (\sin 2\phi)^2 d\phi = \frac{r^4}{8} \int_{-\gamma}^{\gamma} (1 - \cos 4\phi) d\phi = \\ &= \frac{r^4}{8} \left[\phi - \frac{1}{4} \sin 4\phi \right]_{-\gamma}^{\gamma} = \frac{r^4}{16} (4\gamma - \sin 4\gamma) \end{aligned}$$

$$A^{\text{II}} = A^{\text{I}}\left(\gamma = \frac{\pi}{2}\right) - A^{\text{I}}(\gamma = \gamma) = \frac{\pi r^2}{2} - \frac{r^2}{2}(2\gamma - \text{sen } 2\gamma) = \frac{\pi r^2}{2}\left(1 - \frac{1}{\pi}(2\gamma - \text{sen } 2\gamma)\right)$$

$$S_1^{\text{II}} = S_1^{\text{I}}\left(\gamma = \frac{\pi}{2}\right) - S_1^{\text{I}}(\gamma = \gamma) = \frac{2r^3}{3} - \frac{2}{3}(r \text{sen } \gamma)^3 = \frac{2r^3}{3}\left(1 - (\text{sen } \gamma)^3\right)$$

$$I_1^{\text{II}} = I_1^{\text{I}}\left(\gamma = \frac{\pi}{2}\right) - I_1^{\text{I}}(\gamma = \gamma) = \frac{\pi r^4}{8} - \frac{r^4}{16}(4\gamma - \text{sen } 4\gamma) = \frac{\pi r^4}{8}\left(1 - \frac{1}{2\pi}(4\gamma - \text{sen } 4\gamma)\right)$$



$$A = \pi r_{\text{ext}}^2 (1 - \alpha^2) \left(1 - \frac{1}{\pi} (2\gamma - \sin 2\gamma) \right)$$

$$W_{pl} = 2S_1 = \frac{4}{3} r_{\text{ext}}^3 (1 - \alpha^3) (1 - (\sin \gamma)^3)$$

$$I_1 = \frac{\pi}{4} r_{\text{ext}}^4 (1 - \alpha^4) \left(1 - \frac{1}{2\pi} (4\gamma - \sin 4\gamma) \right)$$

$$n_v = \frac{I_1 b_1}{A S_1} = \frac{3}{4} \xi \quad (\text{desprezando o entalhe})$$

com:

$$\gamma = \arccos \left(1 - \frac{e}{r_{\text{ext}}} \right)$$

$$\xi = \frac{\alpha^2 + 1}{\alpha^2 + \alpha + 1}$$

Figura A.4 –Seção tubular cilíndrica com entalhe, com um dado raio exterior r_{ext} , um rácio de espessura α e um ângulo γ correspondente ao eixo do entalhe.

Demonstração:

- rácio de espessura: $\alpha = \frac{r_{\text{int}}}{r_{\text{ext}}} = 1 - \frac{t}{r_{\text{ext}}}$
- raio interior: $r_{\text{int}} = r_{\text{ext}} - t$

$$A = 2A^{\text{II}}(r = r_{\text{ext}}) - 2A^{\text{II}}(r = \alpha r_{\text{ext}}) = \pi r_{\text{ext}}^2 (1 - \alpha^2) \left(1 - \frac{1}{\pi} (2\gamma - \sin 2\gamma) \right)$$

$$W_{pl} = 2S_1 = 2(S_1^{\text{II}}(r = r_{\text{ext}}) - S_1^{\text{II}}(r = \alpha r_{\text{ext}})) = \frac{4}{3} r_{\text{ext}}^3 (1 - \alpha^3) (1 - (\sin \gamma)^3)$$

$$I_1 = 2I_1^{\text{II}}(r = r_{\text{ext}}) - 2I_1^{\text{II}}(r = \alpha r_{\text{ext}}) = \frac{\pi}{4} r_{\text{ext}}^4 (1 - \alpha^4) \left(1 - \frac{1}{2\pi} (4\gamma - \sin 4\gamma) \right)$$

$$b_1 = 2r_{\text{ext}} (1 - \alpha)$$

$$n_v = \frac{I_1 b_1}{A S_1} = \frac{3}{4} \frac{(1 - \alpha^4)(1 - \alpha)}{(1 - \alpha^2)(1 - \alpha^3)} = \frac{3}{4} \frac{\alpha^2 + 1}{\alpha^2 + \alpha + 1} = \frac{3}{4} \xi$$