

**Durabilidade de betões produzidos
com cimento reciclado**

Daniel Filipe Ferreira Leal

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em

Engenharia Civil

Orientadores:

Professor Doutor José Alexandre De Brito Aleixo Bogas

Doutora Sofia Alexandra de Carvalho Ferreira Real

Júri

Presidente: Professora Doutora Maria Cristina de Oliveira Matos Silva

Orientador: Professor Doutor José Alexandre De Brito Aleixo Bogas

Vogal: Professor Doutor João Paulo de Castro Gomes

Janeiro de 2021

(página intencionalmente deixada em branco)

DECLARAÇÃO

Declaro que o presente documento é um trabalho original da minha autoria e que cumpre todos os requisitos do Código de Conduta e Boas Práticas da Universidade de Lisboa.

(página intencionalmente deixada em branco)

Durabilidade de betões produzidos com cimento reciclado

Daniel Filipe Ferreira Leal

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Civil

Dissertação elaborada no âmbito do Projecto FCT EcoHydB

Eco – efficient hydraulic binders produced from waste cement –
based materials

Task 3 – Mechanical and durability characterization of concrete
produced with recycled low-carbon cement

Projeto FCT PTDC/ECI-CON/28308/2017



FCT Fundação
para a Ciência
e a Tecnologia

(página intencionalmente deixada em branco)

A ti, Avó.

(página intencionalmente deixada em branco)

AGRADECIMENTOS

Estes duros cinco anos estão a chegar ao fim. Momentos bons, outros menos bons, mas estou aqui quase como Engenheiro Civil, o que para mim me enche de orgulho.

Primeiro que tudo quero agradecer ao meu orientador, Professor José Alexandre Bogas, por toda a força e disponibilidade que me prestou nestes últimos meses. Quero agradecer igualmente à minha coorientadora, Dra. Sofia Real, por todas as dúvidas que me tirou e por nunca me ter deixado sem uma resposta.

Não quero deixar de agradecer às investigadoras Ana Chambel Carriço e Susana Hu por todo o apoio prestado no laboratório, e ao Professor Manuel Francisco Pereira pelo apoio prestado no Laboratório de Geociências e Geotecnologias do IST.

Ao meu colega de projeto Bruno Carvalho, por toda a ajuda durante o trabalho e que sem ele as coisas não funcionariam da mesma forma.

Ao Sr. Pedro Costa e Sr. Francisco Baptista, técnicos do Laboratório de Construção do IST, e ao Sr. Jorge Pontes, técnico do Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais do IST, por toda a disponibilidade no manuseamento dos equipamentos.

Quero também agradecer à minha família por me proporcionar este momento e por estar sempre presente, principalmente nos momentos mais difíceis, sem eles, eu não era a pessoa que sou hoje, um muito obrigado.

Por fim, agradecer aos meus amigos por toda a motivação e por estarem sempre presentes.

(página intencionalmente deixada em branco)

RESUMO

Uma das grandes prioridades atuais da indústria da construção é definir estratégias para o aumento da sustentabilidade, conservação dos recursos naturais e redução das emissões de gases de efeito de estufa, com especial foco em soluções que envolvam a reciclagem e reutilização de materiais. Nesse sentido, o Cimento Reciclado (CR) surge como uma via promissora em resposta ao elevado impacto ambiental do betão e mais especificamente da produção de clínquer, tendo sido alvo recente do desenvolvimento de vários trabalhos. Esses trabalhos têm-se focado essencialmente no estudo da capacidade de reidratação do cimento reciclado e na caracterização do seu comportamento mecânico em pastas e argamassas, sendo praticamente inexistentes os trabalhos em betão, especialmente relacionado com a análise da sua durabilidade.

O presente trabalho tem como objetivo principal analisar a influência de diferentes percentagens de incorporação de CR termoativado na durabilidade de betões produzidos com Agregado Natural (AN) e reciclado. O comportamento do betão foi analisado no estado fresco, através da trabalhabilidade e massa volúmica fresca, e no estado endurecido, em termos de massa volúmica seca, resistência à compressão, absorção capilar, permeabilidade ao oxigénio, resistência à penetração de cloretos e resistência à carbonatação. O estudo envolve a consideração de betões de diferente relação Água/Ligante (a/l) (0,35 a 0,65), teores de CR (5%, 15%, 30%, 40% e 100%) e tipos de CR (termoativados a partir de resíduos de pasta ou betão). Foram também consideradas diferentes adições minerais (Cinzas Volantes (Cz) e vários tipos de fíler), permitindo a análise comparativa da atividade dos CR, bem como a avaliação deste ligante em misturas ternárias. Além disso, foram ainda estudados betões com agregados obtidos de britagem primária e sujeitos a um tratamento térmico de beneficiação adicional.

Em geral, com a incorporação de CR ocorreu um decréscimo de massa volúmica e trabalhabilidade, sem grande repercussão na resistência mecânica e nas propriedades de durabilidade. O teor ótimo de CR foi de 5%. O CR foi mais eficiente do que adições minerais correntes na construção, atingindo desempenhos próximos do CEM I. Apesar do menor desempenho, conclui-se ser viável a utilização de até 30% de cimento reciclado produzido a partir de resíduos de betão.

Para percentagens de substituição entre 5% e 40% CR, verificou-se uma redução máxima de 8,5% na resistência à compressão aos 28 dias e de apenas 11% na resistência à penetração de cloretos, sem alteração ou até melhoramento das propriedades de transporte e resistência à carbonatação para condições correntes de exposição ambiental. Foi ainda possível produzir betões eco eficientes com 100% CR, da classe C25/30, com durabilidade comparável à dos betões de referência. O tratamento térmico adicional promovido aos agregados britados de betão foi efetivo no melhoramento da trabalhabilidade, resistência mecânica e durabilidade dos betões com Agregados Reciclados (AR).

PALAVRAS-CHAVE: Cimento reciclado termoativado; Betão com cimento reciclado; Absorção capilar; Permeabilidade ao oxigénio; Resistência à penetração de cloretos; Resistência à carbonatação.

ABSTRACT

Nowadays one of the biggest priorities in the construction industry is to define strategies to improve the sustainability, conservation of natural resources and reduction of greenhouse gas emissions, with special focus on material recycling and reuse. Therefore, Recycled Cement (RC) emerges as a promising solution in facing the high environmental impact caused by concrete and clinker production. Various research works have been developed in this domain, essentially focused on the rehydration and characterisation of RC, as well as on the mechanical behaviour of pastes and mortars produced with this binder. Nonetheless, only a few studies have been conducted in concrete with RC, especially regarding its durability analysis.

The aim of this work is to analyse the influence of the incorporation of different percentages of thermoactivated RC on the durability of concrete produced with natural and recycled concrete aggregates. The concrete behaviour was analysed in the fresh state, through slump and fresh density, and in the hardened state, through dry density, compressive strength, capillary absorption, oxygen permeability, chloride penetration resistance and carbonation resistance. This study contemplated different water/binder ratios (0.35 to 0.65), RC contents (5%, 15%, 30%, 40% e 100%) and RC types (thermoactivated from paste or concrete waste). Furthermore, various mineral additions were also considered (fly ash and various types of filler), which allowed a comparative analysis of the RC activity, as well as its evaluation in ternary mixtures. Moreover, concrete with recycled aggregates obtained from primary crushing and submitted to additional heat treatment was also studied.

In general, the incorporation of RC in concrete resulted in a decrease of density and slump, without a significant effect in the mechanical strength and durability properties. The optimum RC content was 5%. The RC was more efficient than the common mineral additions considered in the construction industry, reaching similar performance to that of CEM I. Despite its lower performance, it is concluded that the use of up to 30% of RC produced from concrete waste is viable.

For percentage replacement between 5% and 40% RC, a maximum reduction of 8.5% in the compression strength at 28 days and of only 11% in the chloride penetration resistance were found, without changing or even improving the transport properties and the carbonation resistance, for usual environmental exposure conditions. It was also possible to produce eco-efficient C25/30 concretes with 100% RC, with comparable durability to reference concrete. The additional thermal treatment of crushed concrete aggregates was effective in improving the workability, mechanical strength and durability of concrete with recycled concrete aggregates.

KEY-WORDS: Thermoactivated recycled cement; Concrete with recycled cement; Capillary absorption; Oxygen permeability; Chloride penetration resistance; Carbonation resistance.

(página intencionalmente deixada em branco)

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS.....	ix
RESUMO	xi
ABSTRACT	xiii
ÍNDICE DE FIGURAS	xvii
ÍNDICE DE TABELAS	xxi
LISTA DE ABREVIATURAS E SIMBOLOS	xxiii
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Considerações gerais.....	1
1.2. Objetivos e metodologias	2
1.3. Organização do trabalho	3
2. ESTADO DA ARTE	5
2.1. O potencial do cimento reciclado na indústria do betão.....	5
2.2. Reciclagem do betão	6
2.3. Características do cimento reciclado	8
2.4. Interação do cimento reciclado com as cinzas volantes	10
2.5. Incorporação do cimento reciclado em argamassas e betão	11
3. CAMPANHA EXPERIMENTAL	15
3.1. Descrição da campanha experimental	15
3.2. Caracterização dos materiais utilizados	16
3.2.1. Agregados naturais	16
3.2.2. Cimento e adições.....	18
3.2.3. Adjuvante	19
3.3. Produção e caracterização do cimento reciclado	20
3.3.1. Produção do betão e pasta de origem.....	20
3.3.2. Britagem e moagem dos provetes de betão e de pasta	21
3.3.3. Separação dos agregados da pasta	22
3.3.4. Peneiração do material moído e ativação térmica	22
3.3.5. Caracterização do cimento reciclado	23
3.4. Produção e caracterização dos agregados reciclados.....	25
3.5. Produção do betão	29
3.5.1. Formulação dos betões.....	29
3.5.2. Amassadura.....	30
3.5.3. Moldagem e compactação.....	31

3.5.4. Cura	32
3.6. Caracterização do betão no estado fresco.....	32
3.6.1. Abaixamento	32
3.6.2. Massa volúmica fresca	33
3.7. Caracterização do betão no estado endurecido	34
3.7.1. Massa volúmica seca.....	34
3.7.2. Caracterização mecânica	34
3.7.3. Durabilidade.....	35
4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	41
4.1. Caracterização do betão no estado fresco.....	41
4.1.1. Abaixamento	41
4.1.2. Massa volúmica fresca	44
4.2. Caracterização do betão no estado endurecido	47
4.2.1. Massa volúmica seca.....	47
4.2.2. Caracterização mecânica	48
4.2.3. Durabilidade.....	53
5. CONCLUSÕES.....	73
5.1. Conclusões finais.....	73
5.2. Desenvolvimentos futuros	77
BIBLIOGRAFIA	79
ANEXOS	87
Anexo 1. Resistência à compressão	87
Anexo 2. Absorção capilar.....	88
Anexo 3. Permeabilidade ao oxigénio.....	91
Anexo 4. Resistência à penetração de cloretos	92
Anexo 5. Resistência à carbonatação.....	93

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Areia fina	16
Figura 2 - Areia grossa	16
Figura 3 - Bago de arroz.....	16
Figura 4 - Brita 1	16
Figura 5 - Brita 2	16
Figura 6 - Curva granulométrica dos agregados.....	18
Figura 7 - Curva granulométrica do CEM I e adições	18
Figura 8 - Britadeira de maxilas do LC	21
Figura 9 - Britadeira de maxilas do GEOLAB.....	22
Figura 10 - Moinho de rolos lisos do GEOLAB	22
Figura 11 - Moinho de esferas de aço do GEOLAB.....	22
Figura 12 - Forno horizontal do LERM.....	22
Figura 13 - Peneiração no peneiro de 250 μ m	23
Figura 14 - Forno rotativo da Termolab	23
Figura 15 - Curva granulométrica do CRP, CRS e NT	23
Figura 16 - Análise de difração de raios X (DRX) de (a) CEM I, (b) NT, (c) CRP e (d) CRC	25
Figura 17 - Análise termogravimétrica (TG)	25
Figura 18 - Forno horizontal do LERM para produção de ART	26
Figura 19 - Curva do tratamento térmico do ART	26
Figura 20 - ART do forno rotativo, fração 8 - 12,5 mm	29
Figura 21 - ART do forno rotativo, fração 4 - 8 mm	29
Figura 22 – Betoneira de eixo horizontal com descarga de fundo.....	30
Figura 23 - Vibração do betão	32
Figura 24 - Acabamento das faces de betonagem	32
Figura 25 - Provetes na câmara húmida com HR superior a 95%	32
Figura 26 – Medição da massa do provete imerso	34
Figura 27 – Medição da massa do provete seco	34
Figura 28 – Cubo ensaiado com rotura satisfatória	35
Figura 29 – Provetes em estufa ventilada a 50 °C.....	36
Figura 30 – Esquema de ensaio	36
Figura 31 – Interior da célula de medição	37
Figura 32 – Unidade de controlo	37
Figura 33 – Medição da humidade e temperatura com recurso ao humidímetro	38

Figura 34 - Provetes no exsicador com a solução de $\text{Ca}(\text{OH})_2$	38
Figura 35 - Colocação dos provetes nas mangas de borracha	38
Figura 36 - Esquema de montagem, adaptado de LNEC E463 (2004).....	39
Figura 37 - Montagem do ensaio	39
Figura 38 - Provetes depois de aplicada a solução de nitrato de prata	39
Figura 39 - Marcação para medição da penetração dos cloretos	39
Figura 40 - Provetes depois de impermeabilizadas as faces	40
Figura 41 - Provetes partidos depois de aplicada a solução de fenolftaleína.....	40
Figura 42 - Abaixamento ao longo do tempo do 15P65.....	43
Figura 43 - Variação da massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	45
Figura 44 - Variação do abaixamento com o V_{vazios} com a incorporação de CRP	45
Figura 45 - Variação da massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação	46
Figura 46 - Variação da massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , com o tipo de agregado ($D_{\text{máx}}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP.....	46
Figura 47 - Variação da massa volúmica seca, ρ_{seca} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	48
Figura 48 - Variação da resistência à compressão, $f_{\text{cm},28\text{d}}$, com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	51
Figura 49 - Variação da resistência à compressão, $f_{\text{cm},28\text{d}}$, com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação.....	52
Figura 50 - Variação da resistência à compressão, $f_{\text{cm},28\text{d}}$, com o tipo de agregado ($D_{\text{máx}}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP.....	53
Figura 51 - Variação do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	55
Figura 52 - Variação do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação.....	59
Figura 53 - Variação do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , com o tipo de agregado ($D_{\text{máx}}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP.....	60
Figura 54 - Variação do coeficiente de permeabilidade ao oxigénio, K_{PO_2} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	61
Figura 55 - Variação do coeficiente de permeabilidade ao oxigénio, K_{PO_2} , com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação	62

Figura 56 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	63
Figura 57 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com a relação a/l em misturas CEM I e CRP de acordo com o presente estudo e outros autores (fib34, 2006; Real et al., 2017)	64
Figura 58 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação.....	65
Figura 59 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com o tipo de agregado ($D_{máx}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP.....	66
Figura 60 - Profundidade de carbonatação, x_{ca} , em função da Vt	67
Figura 61 - Variação do coeficiente de carbonatação, $K_{ca,0-91d}$, com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP	69
Figura 62 - Variação da profundidade de carbonatação, x_{ca} , entre betões de relação a/l de 0,65	69
Figura 63 - Variação da profundidade de carbonatação, x_{ca} , entre betões de igual trabalhabilidade .	69
Figura 64 - Variação do coeficiente de carbonatação, $K_{ca,0-91d}$, com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação.....	70
Figura 65 - Variação da profundidade de carbonatação, x_{ca} , com o tipo de agregado ($D_{máx}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP	71
Figura 66 - Absorção para os betões de a/l 0,35	90
Figura 67 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de CRP	90
Figura 68 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de CRS e CRC	90
Figura 69 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de 15% de adição	90
Figura 70 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de 30% de adição	90
Figura 71 - Absorção para os betões de a/l 0,55, $D_{máx}$ 12,5 mm e incorporação de CRP	90
Figura 72 - Absorção para os betões de a/l 0,62 e 0,65 e incorporação de CRP.....	90
Figura 73 - Profundidade de carbonatação com a Vt , para betões de a/l 0,55 e 15% de adição	93
Figura 74 - Profundidade de carbonatação com a Vt , para betões de a/l 0,55 e 30% de adição	93
Figura 75 - Profundidade de carbonatação com a Vt , para betões de a/l 0,55 e $D_{máx}$ 12,5 mm.....	93
Figura 76 - Profundidade de carbonatação com a Vt , para betões de a/l 0,62 e 0,65.....	93

(página intencionalmente deixada em branco)

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Caracterização dos agregados naturais.....	17
Tabela 2 - Caracterização do CEM I e adições.....	19
Tabela 3 - Caracterização do superplastificante (BASF).....	20
Tabela 4 - Composição do betão e pastas de origem	20
Tabela 5 - Testes de controlo de produção.....	21
Tabela 6 - Caracterização dos CR e NT	24
Tabela 7 - Caracterização do ARB e ART	28
Tabela 8 - Percentagem de pasta nos AR.....	29
Tabela 9 – Composição das misturas	31
Tabela 10 - Moldes e condições de cura dos provetes	33
Tabela 11 - Abaixamento e massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , dos betões estudados	42
Tabela 12 - Massa volúmica seca, ρ_{seca} , e resistência à compressão, $f_{cm,28d}$, dos betões estudados	47
Tabela 13 - Resultados obtidos dos ensaios de durabilidade	54
Tabela 14 – Coeficientes de absorção capilar, C_{abs} , para secagem a 60 °C	58
Tabela 15 - Teor de humidade de alguns provetes.....	67
Tabela 16 - Resultados da resistência à compressão aos 28 dias	87
Tabela 17 - Valores de absorção obtidos no ensaio de absorção capilar	88
Tabela 18 - Valores de absorção obtidos no ensaio de absorção capilar (continuação)	89
Tabela 19 - Valores obtidos do coeficiente de permeabilidade ao oxigénio	91
Tabela 20 – Valores obtidos do coeficiente de migração de cloretos	92

(página intencionalmente deixada em branco)

LISTA DE ABREVIATURAS E SIMBOLOS

Abreviaturas

AN	Agregado natural
AR	Agregado reciclado
ARB	Agregado reciclado britado
ART	Agregado reciclado britado tratado termicamente
BSE	Microscopia com eletrões retro difundidos
CamH	Câmara húmida
CamS	Câmara controlada
CR	Cimento reciclado
CRC	Cimento reciclado proveniente de betão com a/l de 0,55
CRP	Cimento reciclado proveniente de pasta com a/l de 0,55
CRS	Cimento reciclado proveniente de pasta com a/l de 0,35
Cz	Cinzas volantes
DRX	Análise de difração de raio X
FB	Fíler de betão
FC	Fíler calcário
GEOLAB	Laboratório de Geociências e Geotecnologias do IST
HR	Humidade relativa
LC	Laboratório de Construção do IST
LERM	Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais do IST
MIP	Porosimetria por intrusão de mercúrio
NT	Material não sujeito a tratamento térmico proveniente de pasta com a/l de 0,55
NTC	Material não sujeito a tratamento térmico proveniente de betão com a/l de 0,55
SEM	Microscopia eletrónica de varrimento (MEV)
SP	Superplastificante
TG	Análise termogravimétrica

Compostos Químicos

Al_2O_3	Alumina
CaO	Óxido de cálcio
Ca(OH)_2	Hidróxido de cálcio
CO_2	Dióxido de carbono
Fe_2O_3	Óxido de ferro
HNO_3	Ácido nítrico
MgO	Óxido de magnésio
NaOH	Hidróxido de sódio
N_2	Nitrogénio
SiO_2	Sílica

Simbologia

a/c	Relação água/cimento em massa
a/l	Relação água/ligante em massa
$D_{m\acute{a}x}$	Diâmetro máximo do agregado
ρ_{fresca}	Massa volúmica fresca
ρ_{seca}	Massa volúmica seca
$f_{cm,28d}$	Resistência média à compressão aos 28 dias
CV	Coefficiente de variação
C_{abs}	Coefficiente de absorção capilar
K_{PO_2}	Coefficiente de permeabilidade ao oxigénio
$D_{cl,RCMT}$	Coefficiente de migração de cloretos
X_{ca}	Profundidade de carbonatação
K_{ca}	Coefficiente de carbonatação

Unidades

m	Metro
cm	Centímetro
mm	Milímetro
μm	Micrómetro
nm	Nanómetro
h	Hora
min	Minuto
s	Segundo
ton	Tonelada
kg	Kilograma
g	Gramma
MPa	Megapascal
N	Newton
°C	Graus Celcius
L	Litro
V	Volt
A	Ampère

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações gerais

Nos dias de hoje, a proteção do ambiente assume cada vez mais importância, discutindo-se estratégias para o aumento da sustentabilidade, conservação dos recursos naturais e redução das emissões de gases de efeito de estufa. Nesse sentido, a indústria da construção tem dado especial foco a soluções envolvendo a reciclagem e reutilização de materiais.

Entre os vários materiais de construção, o betão é o mais utilizado na indústria da construção, sendo responsável por mais de 5% do total de emissões de dióxido de carbono (CO₂) geradas pelo homem (Kwon *et al.*, 2015). Essas emissões estão essencialmente concentradas na produção de cimento, representando cerca de 80 a 90% do total de emissões do betão (Letelier *et al.*, 2017).

Vários trabalhos têm sido desenvolvidos no sentido de utilizar Resíduos da Construção e Demolição (RCD) como AR em substituição de AN na produção de betão. No entanto, esta estratégia apesar de minorar o problema ambiental relacionado com o consumo de recursos naturais e a deposição em aterro, não afeta significativamente a redução de emissões de CO₂.

Com vista à redução efetiva das emissões de gases de efeito de estufa, é necessário encontrar soluções alternativas que intervenham diretamente ao nível do cimento, ou mais especificamente ao nível do clínquer. Estas alternativas poderão ser a captura e armazenamento de carbono nas cimenteiras, o desenvolvimento de novos cimentos de baixo carbono ou com reduzidas incorporações de clínquer, e a procura de combustíveis alternativos e níveis de maior eficiência energética (Lehne e Preston, 2018). Nesse sentido, o CR surge como uma via promissora em resposta a alguns destes problemas, tendo sido alvo recente do desenvolvimento de vários trabalhos (Bogas *et al.*, 2020; Serpell e Zunino, 2017; Marchon e Flatt, 2016; Shui *et al.*, 2014; Xuan e Shui, 2011; Splittgerber e Mueller, 2003).

Em 2016, foi iniciada uma linha de investigação no Departamento de Engenharia Civil do Instituto Superior Técnico (IST), que visa a produção e caracterização de CR. O trabalho até hoje desenvolvido, quer ao nível do IST quer a nível internacional, tem-se focado essencialmente no estudo da capacidade de reidratação do CR e na caracterização do seu comportamento mecânico em pastas e argamassas. Atualmente são praticamente inexistentes os trabalhos em betão que consideram a utilização deste tipo de cimento, especialmente relacionados com a análise da sua durabilidade, urgindo a realização de investigações futuras nesta área. Este trabalho foi realizado no âmbito de um projeto de investigação na área dos CR iniciado no IST em 2018 (Projeto FCT PTDC/ECI-COM-28308/2017), tendo decorrido em paralelo com a realização de outro trabalho de mestrado cujo objetivo visava a caracterização mecânica e de retração de betões com CR (Carvalho, 2021).

1.2. Objetivos e metodologias

O presente trabalho tem como objetivo principal analisar a influência de diferentes percentagens de incorporação de CR termoativado na durabilidade de betões produzidos com AN, bem como com AR. O comportamento do betão foi analisado no estado fresco, através da trabalhabilidade e massa volúmica fresca, e no estado endurecido, em termos de massa volúmica seca, resistência à compressão, absorção capilar, permeabilidade ao oxigénio, resistência à penetração de cloretos e resistência à carbonatação. De acordo com o objetivo referido foi dado maior ênfase às propriedades relacionadas com a durabilidade do betão.

O trabalho foi essencialmente desenvolvido em 3 etapas principais. Numa primeira fase procedeu-se à produção do CR. Inicialmente, foram produzidos pasta e betão de origem, que foram armazenados durante pelo menos 90 dias de modo a apresentarem níveis de hidratação elevados, compatíveis com os de betões existentes. Posteriormente, os materiais de origem foram submetidos a processos de britagem e moagem, seguido de termoativação, de modo a obter o CR. Este processo foi realizado de acordo com a metodologia desenvolvida em anteriores trabalhos realizados no IST. Em particular, analisa-se a utilização direta de CR obtidos a partir da fração cimentícia de resíduos de betão, o que obriga ao importante desafio de separação prévia dos vários constituintes do betão. Para tal, foi considerada a nova metodologia de separação desenvolvida e patenteada no IST.

A segunda fase envolveu a produção de betões com diferentes percentagens de substituição de CEM I por CR (5%, 15%, 30%, 40% e 100%), Cz, Fíler Calcário (FC), Fíler de Betão (FB) e Material Cimentício Não Termoativado (NT). A consideração de diferentes tipos de adições minerais permite a análise comparativa da atividade dos CR, bem como a avaliação do comportamento sinérgico do CR em misturas ternárias. Os betões foram produzidos com diferentes relações a/l, entre 0,35 e 0,65, abrangendo uma vasta gama de betões estruturais correntes.

Além disso, o betão foi produzido com dois tipos de AR: Agregado Reciclado Britado (ARB) e Agregado Reciclado Britado Tratado Termicamente (ART), de modo a obter um betão mais ecológico e com um AR de melhor qualidade. O tratamento térmico do agregado visa diminuir a quantidade de pasta aderida no agregado, aproximando as características dos AR à dos AN de origem utilizados na produção do betão. A estratégia utilizada neste trabalho tem como principal objetivo individualizar os vários constituintes dos detritos de betão existentes com vista à sua reutilização como produtos de qualidade superior a incorporar na produção de novos betões, associados a baixo consumo de recursos naturais e reduzidos níveis de emissões de CO₂.

Finalmente, a terceira fase do trabalho, que envolveu uma forte componente experimental, abrangeu a produção e caracterização do betão produzido no estado fresco e endurecido. As

diferentes relações a/l, as várias percentagens de substituição de CR e a incorporação de adições nem sempre foram consideradas em todos os ensaios referidos.

1.3. Organização do trabalho

O documento encontra-se dividido em cinco capítulos, sendo o primeiro referente ao presente capítulo de introdução.

No segundo capítulo apresenta-se o enquadramento e o estado de arte do tema abordado. Inicialmente são focados os problemas ambientais associados à produção do CEM I e aos RCD, destacando-se a necessidade de definir estratégias para a sua mitigação. De seguida, faz-se referência ao tratamento dos resíduos de betão, à produção e características do CR e à sua possível interação com as Cz. Finalmente, são apresentados alguns dos principais trabalhos publicados até ao momento e que envolvem a incorporação do CR em pastas, argamassas e betões, dando-se maior atenção aos escassos estudos de durabilidade.

O terceiro capítulo descreve a campanha experimental, nomeadamente os materiais utilizados, a produção das pastas e betões de origem, o processo de obtenção do CR, e finalmente a produção e os ensaios considerados na caracterização do betão no estado fresco e endurecido.

No quarto capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos durante a campanha experimental, sendo analisada a influência de diferentes percentagens de incorporação de CR na durabilidade do betão.

No quinto capítulo, apresentam-se as conclusões do presente trabalho e algumas sugestões de trabalhos a realizar no futuro.

No final, são ainda apresentadas as referências bibliográficas, bem como 5 anexos. Nos anexos 1 a 5 apresentam-se os resultados obtidos dos ensaios de resistência à compressão, absorção capilar, permeabilidade ao oxigénio, resistência à penetração de cloretos e resistência à carbonatação, respetivamente.

(página intencionalmente deixada em branco)

2. ESTADO DA ARTE

No presente capítulo, apresenta-se um breve enquadramento do tema abordado, bem como o estado de arte mais atual no domínio dos CR. Primeiramente, é abordado o tema da sustentabilidade na indústria da construção e o impacto ambiental da indústria do cimento e dos RCD. Em seguida, foca-se a importância do CR e apresentam-se alguns desenvolvimentos que têm sido atingidos ao nível da sua caracterização e comportamento do mesmo incorporado em pastas, argamassas e com menos expressão, em betão.

2.1. O potencial do cimento reciclado na indústria do betão

O sector da construção é dos que consome um maior número de recursos naturais, sendo também um importante gerador de resíduos sólidos urbanos. Em 1994, o Concelho Internacional da Construção - CIB definiu sete princípios para uma construção sustentável: redução do consumo de recursos; reutilização de recursos; utilização de recursos recicláveis; proteção da natureza; eliminação de tóxicos; aplicação de análise de ciclo de vida em termos económicos; ênfase na qualidade (Pacheco Torgal e Jalali, 2010).

Assim, para uma construção sustentável, é necessário desenvolver métodos que garantam a sobrevivência dos ecossistemas, sendo, para isso, importante reduzir as emissões de gases de efeito de estufa, conservar os recursos naturais e incentivar a reutilização dos materiais.

Neste âmbito, o betão ao ser o material mais utilizado na construção, é o principal responsável pelo elevado impacto ambiental desta indústria. Dentro dos constituintes do betão, o cimento assume mais de 80% do total de emissões (Letelier *et al.*, 2017), estando estas essencialmente concentradas na etapa de produção do clínquer.

Segundo a associação europeia do cimento (CEMBUREAU, 2019), em 2018, a produção de cimento foi de aproximadamente 4 mil milhões de toneladas, com a China a ser produtora de cerca de 54,5%. Isso torna a produção do cimento responsável por mais de 5% do total de emissões de CO₂ gerada pelo homem (Kwon *et al.*, 2015). Por sua vez, de acordo com a Diretiva 2009/29/CE do Parlamento Europeu, os países industrializados devem comprometer-se a reduzir as emissões de gases de efeito de estufa em 30% em relação aos níveis de 1990, até 2020, e em 60-80%, até 2050. O não cumprimento destes objetivos vai-se traduzir na aplicação de taxas ou coimas a breve prazo que comprometem a sustentabilidade económica da atual indústria do cimento. Como tal, é necessário recorrer a novas alternativas para a produção de cimentos de baixo carbono, associados a reduzida libertação de CO₂ durante a sua produção, quer por redução do teor de clínquer quer pela consideração de novos tipos de ligantes mais eco eficientes.

De acordo com Lehne e Preston (2018), existem cinco formas de reduzir as emissões de CO₂: a captura e armazenamento de carbono; os novos cimentos; a substituição do clínquer; os combustíveis alternativos; e a eficiência energética.

Como referido no capítulo 1., o presente trabalho foca-se no recente desenvolvimento e utilização de CR a partir de resíduos de betão, com impacte positivo significativo ao nível da gestão de resíduos, consumo de recursos naturais e emissões de CO₂.

De acordo com He *et al.* (2019), para produzir 1 kg de CEM I, são libertados cerca de 780 g de CO₂ para a atmosfera. No caso de 1 kg de CR, caso este seja termoativado a 800 °C, apenas são libertados cerca de 190 g de CO₂, correspondendo a uma redução de cerca 76%. No entanto, esta redução pode ser maior, caso este seja termoativado a 450 °C, libertando apenas 48 g de CO₂/kg de CR produzido, correspondendo a uma redução de 94% dos gases libertados na fase de produção. Valores ótimos de temperatura têm sido referidos para temperaturas de 600-700 °C (Bogas *et al.*, 2019, Real *et al.*, 2020, Shui *et al.*, 2009). Desse modo, demonstra-se o enorme potencial do CR na redução das emissões de CO₂ e dos gastos energéticos face à produção de CEM I.

Por outro lado, o volume de RCD tem aumentado devido ao envelhecimento das estruturas que chegaram ao fim da sua vida útil e devido a fenómenos naturais como tempestades e terremotos (Florea *et al.*, 2014).

Em 2018, os 27 países da União Europeia produziram cerca de 2,3 mil milhões de toneladas de resíduos, sendo 36% relacionados com a construção civil (EUROSTAT, 2018). Em países mais desenvolvidos, a reciclagem de RCD é regulamentada de tal forma que a taxa de reciclagem ultrapassa os 90%. Em países como o Japão e Singapura são reportadas taxas de reciclagem superiores a 99%, enquanto na Austrália atinge-se os 90%. Por sua vez, na Malásia menos de 50% dos RCD são reciclados (Mah *et al.*, 2018). Em Portugal, de acordo com a Diretiva 2008/98/CE, definiu-se o objetivo de se garantir mais de 70% de reciclagem em 2020, que se considera cumprido, embora deturpando o real conceito de reciclagem, visto que na realidade o que se garante é uma reutilização de baixo valor dos RCD, em soluções de enchimento, camadas de sub-base de pavimentos ou em recuperação paisagística.

Assim, a utilização de RCD, seja na utilização de AR ou na produção de CR, permite valorizar os resíduos de modo a que se atinja efetivamente a reciclagem e se progrida para sistemas ideais que respeitam uma economia circular.

2.2. Reciclagem do betão

A reciclagem do betão permite obter dois produtos principais a utilizar na indústria da construção: agregados e cimento. Os agregados reciclados, já bastante estudados, permitem reduzir o consumo de recursos naturais e a quantidade de material em vazadouro (Brito *et al.*, 2016). No

entanto, não permitem reduzir de forma significativa as emissões de CO₂ do betão, que resultam essencialmente da produção do cimento.

Os agregados reciclados têm vindo a ganhar importância na indústria da construção como substituição dos AN. Contudo, as possíveis aplicações de AR em projetos de infraestruturas dependem principalmente da qualidade dos mesmos. Essa qualidade depende da natureza e origem dos RCD e ainda do tratamento utilizado (Barbudo *et al.*, 2020). Os mesmos autores referem que, de modo a obter um AR de melhor qualidade e associado a menores consumos energéticos, o processo deve-se iniciar no momento da demolição, ao realizar uma demolição seletiva.

O agregado reciclado proveniente de betão pode ser usado aplicando apenas um processo de britagem, no qual se obtém o ARB. No entanto, nestas circunstâncias, o agregado apresenta elevada quantidade de pasta aderida, que contribui para a diminuição da sua massa volúmica, aumento da sua absorção de água e redução da sua resistência à fragmentação por Los Angeles (Akbarnezhad *et al.*, 2011). Assim, são obtidos agregados de pior qualidade que afetam as características de trabalhabilidade, resistência mecânica e durabilidade do betão (Akbarnezhad *et al.*, 2011).

Vários métodos têm sido propostos no sentido de melhorar a qualidade dos AR, por remoção da pasta aderida, embora ainda nenhum deles seja capaz de atingir elevados rendimentos sem grande impacto ambiental. Em geral, estes métodos consideram processos de tratamento mecânicos (britagem, moagem, peneiração), térmicos ou químicos (Al-Bayati *et al.*, 2016, Lotfi *et al.*, 2014, Tam *et al.*, 2007). A eficiência dos métodos mecânicos depende das características do agregado e da pasta e estão ainda associados a elevado consumo energético e algum impacto ambiental, para além de não permitirem, em geral, grandes rendimentos de remoção de pasta (Hu, 2019). Os métodos químicos envolvem a utilização de diferentes tipos de substâncias ácidas para remover a pasta de cimento (Tam *et al.*, 2007). No entanto estes métodos são ambientalmente menos limpos, destroem a pasta aderida e os agregados de natureza calcária, muito utilizados na produção do betão (Hu, 2019).

Nos métodos de tratamento térmico, o betão é previamente aquecido a temperaturas na ordem de 300 °C a 600 °C (Akbarnezhad e Ong, 2013), seguido de tratamento mecânico de moagem após arrefecimento. Este método, que foi adotado no presente trabalho, aproveita o facto dos constituintes do betão apresentarem diferentes coeficientes de expansão para que se promova a separação agregado-pasta (A116130, 2020, Nirya Razafinjato *et al.*, 2013). Este método é tanto mais eficiente quanto maior a diferença entre as características da pasta e dos agregados, sendo por isso mais adequado em betões com granito (Akbarnezhad e Ong, 2013). Por outro lado, este tipo de metodologia requer consumos de energia que podem ser elevados, e pode ainda promover a alteração das características físicas e mecânicas dos agregados (A116130, 2020). Temperaturas ótimas de tratamento de 400-500 °C são reportadas em US7258737B2 (2007).

Por sua vez, para a obtenção da fração cimentícia necessária à produção de CR existem ainda menos métodos desenvolvidos, sobretudo que estejam associados a níveis de eficiência aceitáveis. Em geral, tem-se procurado adaptar os métodos inicialmente idealizados para a separação dos agregados, mas a recuperação de pasta através dos mesmos é mais difícil (Hu, 2019). No entanto, é necessário investir na realização de investigação neste domínio, pois como salientado na literatura, a separação da fração cimentícia do betão é um dos principais desafios na produção de CR (Bogas *et al.*, 2019, Wang *et al.*, 2018). Neste sentido, muito recentemente foi desenvolvido no Departamento de Engenharia Civil do IST um método inovador de separação, que se encontra protegido através da patente A116130 (2020) e que foi igualmente considerado no presente trabalho.

2.3. Características do cimento reciclado

Na produção do CR, o resíduo de fração cimentícia é sujeito a termoativação de acordo com três etapas essenciais: a rampa de aquecimento, o tempo de residência e a taxa de arrefecimento. Shui *et al.* (2009) reportam que a taxa de aquecimento pode oscilar entre 5 °C/min e 10 °C/min. Por sua vez, segundo vários autores, a temperatura de residência no forno deverá variar entre os 500 °C e os 800 °C (Neto, 2019, Xuan e Shui, 2011). Carriço *et al.* (2020a) referem que, por razões técnicas e ambientais, as temperaturas ideais de tratamento deverão estar entre 600 °C e 700 °C. Num estudo realizado por Real *et al.* (2020), que envolveu a consideração de temperaturas entre 400 °C e 900 °C, verificou-se que a temperatura ótima correspondia a cerca de 650-700 °C, permitindo obter cimentos suficientemente desidratados e sem libertação significativa de CO₂.

Para que ocorram as reações necessárias, é sugerido que o tempo de permanência deve compreender-se entre 2 a 3 horas (Carriço *et al.*, 2020a, Gouveia, 2019). Após este tempo, diversos autores optam por um arrefecimento lento do material dentro do forno até à temperatura ambiente (Wang *et al.*, 2018, Xuan e Shui, 2011). Serpell e Zunino (2017) verificaram que um rápido arrefecimento do material através de ventiladores não providenciou melhorias significativas nas características do CR.

Diversos autores reportam que o CR apresenta maior exigência de água e maior calor de hidratação inicial relativamente ao CEM I (Bogas *et al.*, 2019, Serpell e Lopez, 2015, Xuan e Shui, 2011, Shui *et al.*, 2009).

Yu e Shui (2013) documentam que a incorporação de CR até 30% fez aumentar a relação a/l de 0,26 para 0,40. A maior necessidade de água do CR em comparação com o CEM I é atribuída à maior superfície específica, à maior absorção e efeito de aglomeração das partículas e ao CaO livre presente no CR (Balduco, 2019, Zhang *et al.*, 2018, Yu e Shui, 2013, Xuan e Shui, 2011, Shui *et al.*, 2010). Xuan e Shui (2011) e Shui *et al.* (2009) afirmaram que o aumento da temperatura de termoativação de um CR entre os 300 °C e os 900 °C aumenta a necessidade de água, o que resulta num aumento da relação

a/l de uma pasta de 0,48 para 0,68. Real *et al.* (2020) confirmam também que a necessidade de água aumentou com a temperatura e que esta pode ser até três vezes superior face ao CEM I.

Em relação ao tempo de presa, vários autores reportam que este tende a ser inferior nos CR. Yu e Shui (2013) relataram que, para incorporações de CR até 30%, o início e o fim de presa reduziram cerca de 80% e 71%, respetivamente. Shui *et al.* (2009) verificaram uma redução do tempo de presa com o aumento de temperatura. Entre as temperaturas de 300 °C e 900 °C, essa redução foi de 63% e 36%, respetivamente para o início e fim de presa. De acordo com Xuan e Shui (2011), a diminuição do tempo de presa deveu-se ao facto de os componentes desidratados do CR reagirem rapidamente com a água e estes poderem polimerizar.

No entanto, Bogas *et al.* (2020) referem que este pode ser superior ao de um CEM I, devido ao facto de parte dos produtos de hidratação formados ocorrer no interior das partículas de CR, não sendo capazes de contribuir para a coesão global da pasta. A pré-hidratação do CR durante o arrefecimento e armazenamento do mesmo (Carriço *et al.*, 2020b) pode ainda afetar o desenvolvimento inicial do tempo de presa. De acordo com Real *et al.* (2020), o tempo de presa aumentou com a temperatura de tratamento e foi pelo menos duas vezes superior ao do CEM I.

Yu e Shui (2013) observaram que as resistências mecânicas aumentaram com o incremento da percentagem de incorporação de CR termoativado a 650 °C até 10%. No entanto, para 12,5% e 15% de CR, estas decresceram, continuando estes valores a ser superiores em relação à pasta de referência, para a mesma relação a/l. O valor máximo de resistência à compressão aos 28 dias, de cerca de 76 MPa, foi obtido para uma pasta com incorporação de 10% de CR, com uma relação a/l de 0,3 e com 0,5% de Superplastificante (SP).

Bogas *et al.* (2020) referem que, para a mesma relação a/l de 0,72, a resistência mecânica aos 3 dias de uma pasta de CR termoativado a 700 °C foi semelhante à de uma produzida com CEM I (cerca de 14 MPa). No entanto, o mesmo não foi observado, aos 28 dias, tendo a resistência à compressão da pasta de CR (18MPa) sido cerca de 32% inferior à da pasta de referência (26,5 MPa). A maior resistência inicial do CR pode dever-se à maior superfície específica das suas partículas, à formação do polimorfo α' -C₂S de maior reatividade, quando termoativado acima dos 600 °C, sendo ainda ajudado pela rápida hidratação do CaO (Real *et al.*, 2020, Bogas *et al.*, 2020).

Shui *et al.* (2009) verificaram o aumento de resistência mecânica em pastas de CR com o aumento da temperatura até aos 800 °C. A essa temperatura, a resistência à compressão foi 60% inferior à da pasta de referência, com a mesma consistência. Uma possível justificação para a redução da resistência mecânica aos 900 °C foi apresentada por Lu *et al.* (2008). De acordo com os autores, a essa temperatura, o polimorfo β -C₂S que se forma apresenta elevada cristalinidade e baixa reatividade.

O grau de finura é também uma característica que influencia o comportamento mecânico de uma pasta de CR. Um grau de finura menor oferece uma maior superfície específica e assim as

propriedades mecânicas do CR aumentam devido ao seu maior grau de hidratação (Marchon e Flatt, 2016). No entanto, Neto (2019) mencionou que pastas produzidas com CR, com partículas entre os 45 e os 125 μm , apresentaram melhor resistência mecânica aos 28 dias do que pastas com CR de granulometria inferior a 45 μm , possivelmente devido à aglomeração das partículas mais finas e também à maior necessidade de água do mesmo. Shui *et al.* (2014) e Xuan e Shui (2011) asseguraram que secar o material a baixas temperaturas antes da sua moagem no moinho de bolas evita a aglomeração de partículas e obtém-se um maior grau de finura. De modo a reduzir a aglomeração das partículas, Yu e Shui (2013) optaram por dispersar as partículas após o tratamento térmico, com recurso a uma solução de etanol e poliacrilato de sódio, auxiliado por ultrasonicação.

Shui *et al.* (2009) realizaram uma análise de microscopia eletrónica de varrimento (SEM) a pastas de CEM I e de CR termoativado a 600 °C. Os autores observaram pequenos grupos de C-S-H e etringite em forma de agulha nos espaços entre as partículas de CR, bem como pequenas quantidades de C-S-H em forma de favo de mel à superfície das partículas de CR, sendo os produtos de hidratação de menor dimensão do que os da pasta original. Os autores constataram ainda que a polimerização dos produtos rehidratados não resultou na formação de uma estrutura densa, ao contrário do observado na pasta com CEM I.

Bogas *et al.* (2020) e Bandeira (2020) sugerem que as matrizes cimentícias com CR estão associadas a microestruturas compostas por duas fases bem distintas: uma relativa à porosidade interna das próprias partículas de CR e outra ao espaço entre estas. Bogas *et al.* (2020) afirmam também que, devido à formação de produtos de hidratação no interior das partículas de CR, a microestrutura externa do CR tem menor espaço e está associada a menor relação a/l, obtendo-se assim uma estrutura mais densa. Com base em análises de microscopia com eletrões retro difundidos ("Backscattering Electron" - BSE), porosimetria por intrusão de mercúrio (MIP) e adsorção de Nitrogénio (N_2), estes autores observaram ainda que, em idades iniciais, as pastas endurecidas de CR apresentam um maior volume de produtos hidratados, uma maior área de superfície específica e uma porosidade mais refinada, em relação a pasta de CEM I com igual relação a/l.

2.4. Interação do cimento reciclado com as cinzas volantes

De forma a contornar algumas das desvantagens do CR, tem sido estudada a sua interação com outras adições, nomeadamente as Cz, que são também objeto do presente trabalho. O objetivo é que a disponibilidade inicial de cal livre no CR possa contribuir para uma maior ativação das adições pozolânicas, fomentando a formação de C-S-H inicial. Por outro lado, adições finas e de superfície esférica como as cinzas volantes podem ainda ajudar na trabalhabilidade e exigência de água das misturas, que como referido é um dos principais problemas atribuídos aos CR (Carriço *et al.*, 2020, Gouveia, 2019).

Lu *et al.* (2009) estudaram a influência da incorporação de Cz e CR em pastas. Os autores observaram um aumento da trabalhabilidade de 67% ao aumentar a percentagem de substituição de 20% para 50% de Cz por CR termoativado a 650 °C. Um aumento de 40% para 65% de Cz, por substituição de CR termoativado a 650 °C, permitiu reduzir a relação a/l de 0,50 para 0,35 na obtenção de pastas de consistência normal (Yu e Shui, 2014). Bandeira (2020) concluiu que a incorporação de Cz permitiu aumentar a trabalhabilidade de argamassas produzidas com CR de forma mais eficiente do que em argamassas de referência com CEM I. Florea *et al.* (2014) observaram um pequeno aumento da trabalhabilidade em argamassas com 10% de CR (termoativado a 800 °C) e 10% de Cz em substituição de CEM I, quando comparado com a argamassa de referência.

Para uma pasta composta por 55% de Cz e 45% de CR, Yu e Shui (2014) obtiveram um valor de 61 MPa na resistência à compressão, sendo este superior ao de uma pasta de referência com CEM I (56,2 MPa). Para percentagens de Cz até 75%, a resistência diminuiu até cerca de 20 MPa.

No entanto, Shui *et al.* (2014) verificaram uma redução da resistência mecânica até aos 90 dias, inclusive, de pastas com percentagens de 10%, 20% e 30% de Cz em substituição de CR. Os autores justificam este fenómeno com o facto da reação do C₂S poder ser inibida na presença das Cz. Florea *et al.* (2014) verificaram que uma argamassa com 10% de CR e 10% de Cz em substituição de CEM I obteve resistência à compressão aos 7 dias 38% inferior face à argamassa de referência. No entanto, aos 28 dias a resistência à compressão foi apenas 18% inferior. Isso está de acordo com a reatividade mais lenta das Cz face ao CEM I.

Bandeira (2020) constatou coeficientes de absorção cerca de 3 vezes superiores com a substituição de 30% de CR por Cz, para a mesma relação a/l (0,60). O autor refere que, para misturas com CR de igual trabalhabilidade, a incorporação de 15% de Cz conduziu ao aumento do coeficiente de absorção. No entanto para 30% de Cz, o valor aproximou-se do obtido na argamassa sem adição de Cz, devido à redução atingida na relação a/l.

2.5. Incorporação do cimento reciclado em argamassas e betão

Na literatura, encontram-se alguns trabalhos referentes à caracterização mecânica de argamassas com incorporação de CR (Bandeira, 2020, Carriço *et al.*, 2020b, Bogas *et al.*, 2019, Neto, 2019, Gouveia, 2019, Serpell e Lopez, 2015, Florea *et al.*, 2014), sendo praticamente inexistentes os estudos que envolvem betões com CR (Letelier *et al.*, 2017, Qian *et al.*, 2020). Por sua vez, a análise de durabilidade de materiais de base cimentícia com incorporação de CR, quer envolvendo pastas, argamassas ou betões, é ainda um tema menos abordado, destacando-se apenas escassos trabalhos realizados nos últimos 2 anos (Bandeira, 2020, Qian *et al.*, 2020, Kalinowska-Wichrowska *et al.*, 2019).

Bandeira (2020) refere que, para a mesma relação a/l, a incorporação de 15% de CR não alterou muito a trabalhabilidade das argamassas (redução de 8%). No entanto, para percentagens de

substituição de 30% e 50%, a trabalhabilidade reduziu 37% e 45% em relação à argamassa de referência, respectivamente. Florea *et al.* (2014) afirmam que, para obter argamassas com espalhamento semelhante ao de uma argamassa de referência, a argamassa com 10% de CR termoativado a 800 °C não necessitou de SP. No entanto, para percentagens de incorporação de 20% e 30% de CR, foi necessário adicionar 0,12% e 0,24% de SP, da massa de ligante, respectivamente, para atingir o mesmo espalhamento.

Carriço *et al.* (2020b) relatam que em argamassas com até 20% de incorporação de CR, a trabalhabilidade e a resistência mecânica não foram muito afetadas. Inclusivamente, em idades iniciais, as resistências mecânicas foram superiores às argamassas de referência. No entanto, para incorporações de até 50% CR, a resistência mecânica diminuiu cerca de 12% a 23% em argamassas com igual a/l. Florea *et al.* (2014) investigou a incorporação em argamassas de CR proveniente de detritos de betão, verificando que não ocorreu perda significativa de resistência mecânica para incorporações de CR até 20%. A substituição de 10% de CEM I 42,5 por CR ou por material não termoativado conduziu a resistências ainda enquadráveis na classe de resistência 42,5.

Em argamassas com 100% de CR, Carriço *et al.* (2020b) investigaram a influência de diferentes temperaturas de termoativação entre os 400 °C e os 900 °C. Os autores verificaram que as melhores resistências mecânicas foram obtidas com CR tratados entre os 600 °C e os 800 °C, com a máxima resistência à compressão aos 28 dias a ser atingida com CR tratado a 800 °C (26,4 MPa).

Bogas *et al.* (2019) compararam a resistência mecânica de argamassas produzidas com CR proveniente de pasta e de betão, para diferentes graus de finura. Para o CR proveniente de pasta, a argamassa produzida com CR fino atingiu uma resistência mecânica aos 28 dias de 8,3 MPa, sendo esta 4,5 vezes superior ao de uma argamassa produzida com CR de menor finura. Para os CR provenientes de betão, a resistência mecânica aos 28 dias da argamassa com CR fino foi apenas 22% superior à do CR mais grosseiro. Bogas *et al.* (2019) destacaram ainda a importância do material de origem do CR, tendo reportado que a argamassa produzida com CR fino de pasta conduziu a uma resistência mecânica aos 28 dias, 89% superior, face ao CR fino proveniente de betão (sem separação prévia dos constituintes do betão).

Letelier *et al.* (2017) estudaram as características mecânicas de betões produzidos com AR tratados mecanicamente e com até 15% de CR. Os autores consideraram diferentes percentagens de AR e de CR em substituição de AN e de CEM I, respectivamente. A mistura com 20% de AR e 5% de CR termoativado a 400 °C e com dimensão máxima de 75 µm apresentou o melhor comportamento mecânico, tendo atingido uma resistência à compressão aos 28 dias de cerca de 28,6 MPa, cerca de 11% inferior face à mistura de referência.

Como referido, em termos de análise de durabilidade, são ainda praticamente inexistentes os trabalhos neste domínio.

Kalinowska-Wichrowska *et al.* (2019) analisaram a capacidade de absorção de argamassas com CR tratados a diferentes tempos de residência e temperaturas máximas de termoativação. Os autores consideraram temperaturas de 350 °C a 712 °C durante 30 a 90 minutos, tendo obtido a menor absorção de água, de cerca de 8,7% em massa, em argamassas com CR produzido a 712 °C durante 60 minutos. No entanto, os resultados obtidos não diferiram muito, com a maior absorção (9,6%) a ser obtida em argamassas com CR tratado a 500 °C durante 90 minutos.

Bandeira (2020) analisou a absorção capilar de argamassas produzidas com diferentes percentagens de incorporação de CR proveniente de pastas ou de betões de origem. O autor verificou que, para a mesma relação a/l, o coeficiente de absorção da argamassa com 15% de CR foi superior à de referência. No entanto, para 30% e 50% de substituição de CEM I por CR, o coeficiente foi menor. O autor justifica o menor coeficiente de absorção nas argamassas com maior percentagem de CR devido à porosidade mais refinada que foi atingida nas misturas com CR, apesar da porosidade global ter sido semelhante. O autor observa ainda que, em misturas de igual trabalhabilidade, o coeficiente de absorção foi 7 vezes superior nas argamassas com CR do que com CEM I. Este aumento significativo resultou da relação a/l das misturas com CR ser cerca do dobro das com CEM I.

Qian *et al.* (2020) analisaram betão de ultra elevado desempenho produzido com diferentes percentagens de CR. Os autores concluíram que, para percentagens de substituição de CR de 37,5% e 50%, ocorreu um efeito negativo na trabalhabilidade, resistência à compressão e resistência à penetração de cloretos. No entanto, para percentagens de incorporação de 12,5% e 25%, a resistência à penetração de cloretos aos 7 dias, medida pelo ensaio de migração acelerada de cloretos de acordo com a NTBuild 492 (1999), aumentou ligeiramente até cerca de 15% em relação ao betão sem CR. Qian *et al.* (2020) assegura ainda que a melhoria na resistência à penetração de cloretos para pequenas percentagens de incorporação se deveu ao facto da estrutura porosa ser otimizada com o efeito de nucleação das partículas finas do CR, resultando numa microestrutura mais densa.

(página intencionalmente deixada em branco)

3. CAMPANHA EXPERIMENTAL

De modo a estudar a influência da incorporação de diferentes percentagens de CR na durabilidade do betão, foi realizado um vasto trabalho experimental. No presente capítulo apresenta-se a descrição das diversas fases abrangidas neste trabalho, que envolve a caracterização dos materiais, a produção do betão e pasta de origem, a termoativação e obtenção do CR e finalmente a produção e caracterização do betão com incorporação de CR. Em relação a este último ponto é descrito a produção e condicionamento dos provetes, bem como os vários ensaios realizados ao longo do trabalho experimental.

O trabalho experimental foi realizado nos Laboratórios de Construção (LC) e de Geociências e Geotecnologias (GEOLAB) do Departamento de Engenharia Civil, Arquitectura e Georrecursos (DECivil) do IST. Este trabalho foi realizado no âmbito de um projeto de investigação na área dos CR iniciado no IST em 2018 (Projeto FCT PTDC/ECI-COM-28308/2017), tendo decorrido em paralelo com a realização de outro trabalho de mestrado cujo objetivo visava a caracterização mecânica e de retração de betões com CR.

3.1. Descrição da campanha experimental

Numa primeira fase, foi necessário produzir provetes de betão e de pasta de cimento de origem para, posteriormente, se proceder à sua reciclagem. Após pelo menos três meses de idade, os provetes de pasta foram submetidos a processos de britagem, moagem e peneiração, para depois serem termoativados e assim se obter o CR (designado CRP, para a pasta de a/l 0,55 e CRS para a pasta de origem de maior compacidade, com a/l de 0,35). Este procedimento foi realizado de acordo com o estudo de otimização efetuado em trabalhos anteriores desenvolvidos no IST pelo mesmo grupo de investigação. O cimento reciclado proveniente dos provetes de betão (CRC) seguiu o procedimento adotado no trabalho de Hu (2019), que se encontra protegido pela patente A116130 (2020). Este procedimento envolveu uma primeira fase de tratamento mecânico, semelhante ao realizado para o CR proveniente de pasta, seguido de uma metodologia de separação magnética que garantiu a separação parcial dos constituintes. A partir dos provetes de betão de origem, foram também produzidos 2 tipos de AR a incorporar em betões de maior ecoeficiência.

Após a ativação térmica do material, procedeu-se à produção dos provetes de betão, tendo sido realizadas diversas misturas com distintas relações a/l produzidas com diferentes percentagens de incorporação de CR e de outras adições, bem como vários tipos de agregado. No total, foram produzidas 28 misturas diferentes, implicando a realização de um vasto trabalho experimental.

Para a caracterização do betão no estado fresco, foram realizados os ensaios de abaixamento e massa volúmica fresca, de acordo com as normas NP EN 12350-2 (2002) e NP EN 12350-6 (2002), respetivamente. No estado endurecido, foram realizados ensaios de caracterização física, mecânica e

de durabilidade. Para a caracterização física, foi realizado o ensaio de massa volúmica seca, de acordo com a norma NP EN 12390-7 (2003), enquanto para a caracterização mecânica, realizou-se o ensaio de resistência à compressão, de acordo com a norma NP EN 12390-3 (2003).

Por fim, para a análise de durabilidade, que foi o principal objetivo do trabalho, foram realizados ensaios de absorção capilar (LNEC E393, 1993), permeabilidade ao oxigénio (LNEC E392, 2018), resistência à penetração de cloretos (LNEC E463, 2004 e NTBuild492, 1999) e resistência à carbonatação (LNEC E391, 1993).

3.2. Caracterização dos materiais utilizados

3.2.1. Agregados naturais

No presente trabalho, foram usados agregados finos e grossos naturais para a produção dos betões sem AR: dois tipos de areia siliciosa e três tipos de AN de origem calcária. Estes agregados foram usados na produção do betão de origem para obter o CR e na maior parte dos betões produzidos neste estudo.

As areias siliciosas, designadas por Areia fina (Figura 1) e Areia grossa (Figura 2), são provenientes de Pinhal do Conde no Seixal e da Herdade de Mesquita em Sesimbra, respetivamente. Os agregados naturais de calcário, designados por Bago de arroz (Figura 3), Brita 1 (Figura 4) e Brita 2 (Figura 5), são originários da Pedreira do Galo em Sesimbra. Todos os agregados foram fornecidos pela empresa Soarvamil – Sociedade de Areias de Vale de Milhaços, Lda.



Figura 1 - Areia fina



Figura 2 - Areia grossa



Figura 3 - Bago de arroz



Figura 4 - Brita 1

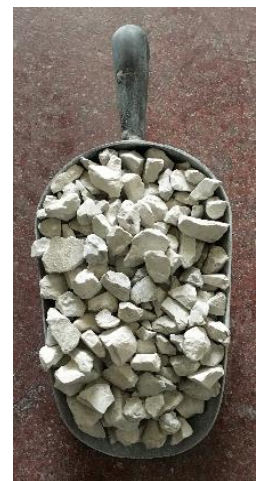


Figura 5 - Brita 2

As principais características físicas e geométricas dos agregados estão apresentadas na Tabela 1. A massa volúmica e absorção às 24 horas dos agregados foram determinadas de acordo com a norma NP EN 1097-6 (2003). A baridade seca e percentagem de vazios dos agregados foram medidas segundo a NP EN 1097-3 (2000). As características relativas às dimensões dos agregados: máxima e

mínima dimensão, fração granulométrica e módulo de finura foram determinadas de acordo com a norma NP EN 12620 (2004). O índice de achatamento dos agregados grossos foi calculado de acordo com a norma NP EN 933-3 (2011). O ensaio para determinação da fragmentação de Los Angeles foi realizado para as britas 1 e 2 de acordo com a norma NP EN 1097-2 (2011). Tanto o índice de achatamento como a fragmentação de Los Angeles foram classificados de acordo com o indicado na NP EN 12620 (2004). Todos os ensaios de caracterização dos agregados foram realizados no LC do IST.

Tabela 1 - Caracterização dos agregados naturais

Parâmetro	Documento normativo	Areia natural siliciosa		Agregado natural calcário		
		Areia fina	Areia grossa	Bago de arroz	Brita 1	Brita 2
Massa volúmica das partículas secas em estufa (kg/m ³)	NP EN 1097-6 (2003)	2598	2599	2669	2683	2650
Massa volúmica do material impermeável das partículas (kg/m ³)	NP EN 1097-6 (2003)	2608	2617	2698	2706	2683
Massa volúmica das partículas saturadas com superfície seca (kg/m ³)	NP EN 1097-6 (2003)	2602	2606	2680	2691	2662
Absorção de água às 24h (%)	NP EN 1097-6 (2003)	0,15	0,26	0,39	0,31	0,46
Baridade (kg/m ³)	NP EN 1097-3 (2000)	1588	1606	1424	1420	1462
Vazios (%)	NP EN 1097-3 (2000)	39,1	38,4	45,4	47,5	45,5
Máxima dimensão do agregado (mm)	NP EN 12620 (2004)	1	2	5,6	10	20
Mínima dimensão do agregado (mm)	NP EN 12620 (2004)	0,125	0,25	3,35	5,6	11,2
Fração granulométrica (di/Di)	NP EN 12620 (2004)	0/1	0/2	2/8	4/11,2	11,2/20
Categoria granulométrica	NP EN 12620 (2004)	G _{F85}	G _{F85}	G _{C85/20}	G _{C85/20}	G _{C90/15}
Módulo de finura	NP EN 12620 (2004)	1,9	3,5	5,7	6,4	7,0
Índice de achatamento	NP EN 933-3 (2011)	-	-	25,2	15,3	8,1
	NP EN 12620 (2004)	FI _{NR}	FI _{NR}	FI ₃₅	FI ₂₀	FI ₁₅
Fragmentação Los Angeles	NP EN 1097-2 (2011)	-	-	-	27,0	28,8
	NP EN 12620 (2004)	LA _{NR}	LA _{NR}	LA _{NR}	LA ₃₀	LA ₃₀

Uma boa combinação de agregados finos e grossos permite obter uma granulometria extensa e assim produzir um betão com maior compacidade granular. Na Figura 6, pode observar-se a curva

granulométrica de cada agregado. A análise granulométrica dos agregados foi realizada de acordo com o documento normativo NP EN 933-1 (2000).

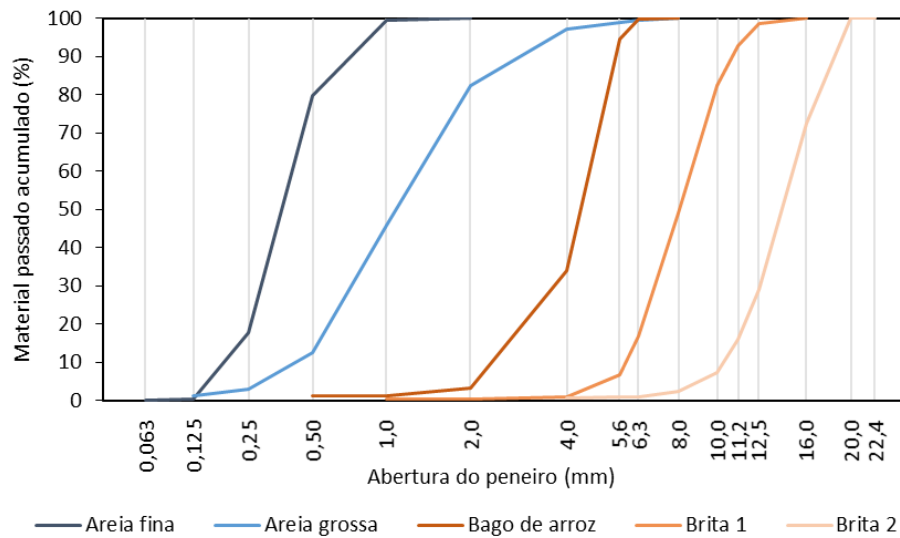


Figura 6 - Curva granulométrica dos agregados

3.2.2. Cimento e adições

O cimento utilizado na presente campanha experimental foi o CEM I 42,5 R, cedido pela empresa SECIL, e que foi produzido na fábrica de Outão em Setúbal. No presente trabalho, foram ainda utilizados três tipos de adições: Cz proveniente da central termoelétrica de Sines, FC cedido pela empresa Parapedra, e FB proveniente da fração mais fina (<125 μm) resultante do processo de separação do betão de origem com vista à produção de CR. Na Figura 7 é apresentada a curva granulométrica do cimento e das adições. Na Tabela 2, são apresentadas as principais propriedades físicas, mecânicas e químicas do cimento e adições.

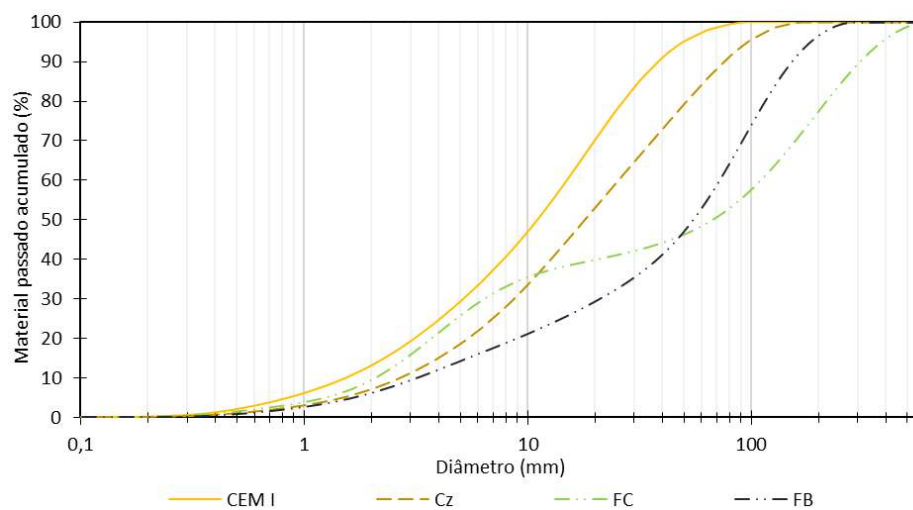


Figura 7 - Curva granulométrica do CEM I e adições

Tabela 2 - Caracterização do CEM I e adições

Parâmetro	Documento normativo	CEM I 42,5 R	Cinzas volantes	Filler calcário	Filler de betão
Massa volúmica (g/cm ³)	-	3,07 ^{a)}	2,30 ^{b)}	2,60 ^{b)}	2,63 ^{b)}
Superfície específica de BET (cm ² /g)	-	18134			
Resíduo de peneiração, 45 µm (%)	NP EN 196-6 (2010)	6,80	-	-	-
1 dia		16,8	-	-	-
Resistência à compressão da argamassa de referência (MPa)	NP EN 196-1 (2006)	28,8	-	-	-
2 dias		43,6	-	-	-
7 dias		57,0	-	-	-
28 dias					
Índice de atividade aos 28 dias (%)	NP EN 196-1 (2006)	-	74,9	-	-
Expansão (mm)	NP EN 196-3 (2005)	1	-	-	-
Resíduo insolúvel (%)	NP EN 196-2 (2006)	0,89	84,92	<0,52	18,77
Perda ao fogo (950 °C) (%)	NP EN 196-2 (2006)	2,48	2,69	42,96	28,71
SiO ₂ +Al ₂ O ₃ +Fe ₂ O ₃ (%)	NP EN 196-2 (2006)	19,64+5,34+3,05	56,52+22,70+7,02	0,42+0,18+0,10	20,61+2,55+0,97
CaO+MgO (%)	NP EN 196-3 (2005)	62,80+1,80	2,94+1,64	55,14+0,32	40,55+0,77
CaO livre (%)	NP EN 451-1 (2018)	0,70	-	-	-
Consistência normal (a/l)	NP EN 196-3 (2005)	0,31	-	-	-
Tempo de presa (min)	NP EN 196-3 (2005)	170	-	-	-
Início					
Fim		280	-	-	-

^{a)}Determinado com picnómetro a hélio; ^{b)} Determinado de acordo com a LNEC E64 (1979).

3.2.3. Adjuvante

Na produção dos betões, quando necessário, foi adicionado superplastificante de modo a corrigir a trabalhabilidade da mistura para níveis de abaixamento pretendidos, em geral enquadrados na classe S3 de acordo com a NP EN 206 (2017). O SP utilizado foi o MasterEase 5025, fornecido pela empresa BASF. A caracterização do SP apresenta-se na Tabela 3.

Tabela 3 - Caracterização do superplastificante (BASF)

Parâmetro	Superplastificante
Densidade relativa a 20 °C (g/cm ³)	1,058 ± 0,02
pH a 20 °C	5,3 ± 1
Viscosidade de Brookfield a 20 °C (cps)	<70
Teor de cloreto (%)	<0,1

3.3. Produção e caracterização do cimento reciclado

3.3.1. Produção do betão e pasta de origem

O betão de origem foi produzido com CEM I 42,5 R e uma relação a/l de 0,55. As pastas de origem foram produzidas com o mesmo tipo de cimento e duas relações a/l diferentes, 0,35 e 0,55. As composições de cada uma destas misturas apresentam-se na Tabela 4.

Tabela 4 - Composição do betão e pastas de origem (Real et al., 2019)

Material de origem	a/l	M _{cimento} (kg/m ³)	V _{água} (L/m ³)	V _{agreg. grossos} (L/m ³)	V _{agreg. finos} (L/m ³)
Betão do CRC	0,55	360	198	406	260
Pasta do CRS	0,35	1319	462	-	-
Pasta do CRP	0,55	1032	568	-	-

As pastas de cimento foram produzidas num recipiente de 50 L com um berbequim misturador, tendo sido adicionada metade da água e, lentamente, o cimento ao longo de 4 minutos. De seguida, foi adicionada a restante água, tendo-se misturado durante mais 4 minutos.

Para cada mistura foram moldados 3 cubos de 15 cm de aresta para posterior ensaio de resistência à compressão. O restante material foi moldado em provetes de 300x150x150 mm. Todos os provetes foram desmoldados após 24h de cura, tendo os cubos para ensaio sido colocados na câmara húmida com Humidade Relativa (HR) de 95% e os restantes provetes colocados em ambiente exterior, tendo sido aspergidos com água regularmente durante os primeiros 7 dias.

Na Tabela 5 são apresentados os resultados de abaixamento (NP EN 12350-2, 2002), massa volúmica fresca (NP EN 12350-6, 2002) e resistência à compressão aos 28 dias (NP EN 12390-3, 2003) das misturas produzidas.

Tabela 5 - Testes de controlo de produção (Real et al., 2019)

Material de origem	a/l	Abaixamento (mm)	Massa volúmica fresca (kg/m ³)	Resistência à compressão, $f_{cm,28d}$ (MPa)	CV _{fcm,28d} (%)
Betão do CRC	0,55	150	2350	46,2	5
Pasta do CRS	0,35	-	2070	79,5	-
Pasta do CRP	0,55	-	1840	41,1	7

3.3.2. Britagem e moagem dos provetes de betão e de pasta

O processo de britagem e moagem envolveu 4 fases. A primeira fase foi realizada no LC do IST e as restantes no Laboratório de Geociências e Geotecnologias (GEOLAB) igualmente do IST.

Esta fase foi iniciada 3 meses após a data de produção dos provetes armazenados em ambiente exterior, de forma a garantir um material suficientemente hidratado. Este processo foi efetuado recorrendo a uma britadeira de maxilas (Figura 8) com uma abertura de 2 cm.



Figura 8 - Britadeira de maxilas do LC

Na segunda fase, recorreu-se igualmente a uma britadeira de maxilas (Figura 9), mas com uma abertura de 1 cm. Antes da última fase, para se obter um material com grão mais fino, recorreu-se a um moinho de rolos lisos (Figura 10), tendo-se obtido partículas com até cerca de 5 mm.

Por fim, recorreu-se a um moinho horizontal de esferas de aço (Figura 11) para se obter um material mais fino e com melhores características para ser termoativado. Esta moagem, foi realizada com 525 esferas de aço com dimensões entre os 20 e os 30 mm de diâmetro durante 2 horas. Antes desta moagem, foi necessário secar o material para evitar a sua aglomeração e obtenção de grãos mais finos. A secagem, foi realizada no forno horizontal (Figura 12) do Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais (LERM) do IST durante 3 horas a cerca de 110 °C.

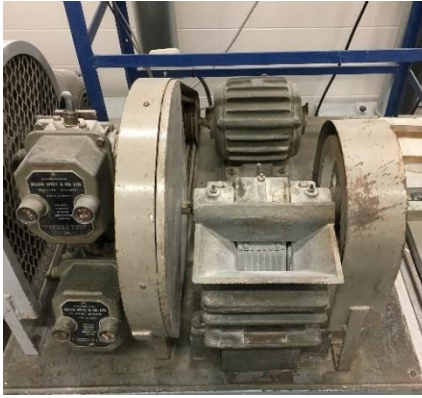


Figura 9 - Britadeira de maxilas do GEOLAB

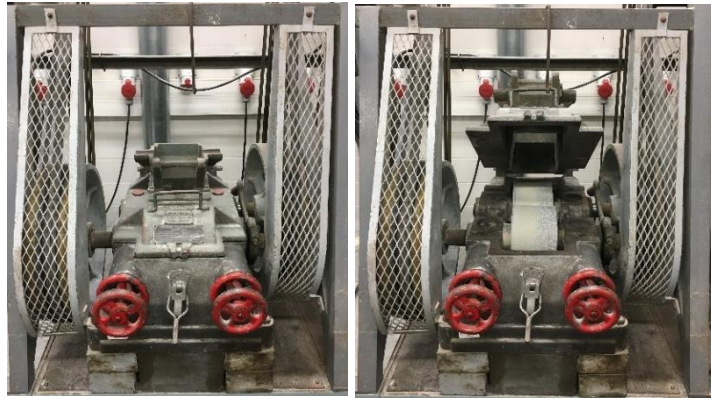


Figura 10 - Moinho de rolos lisos do GEOLAB



Figura 11 - Moinho de esferas de aço do GEOLAB



Figura 12 - Forno horizontal do LERM

3.3.3. Separação dos agregados da pasta

Como referido, para a separação dos constituintes do betão produzido, foi aplicado o processo de separação magnética desenvolvido no IST e protegido pela patente A116130 (2020), cuja descrição detalhada é apresentada em Hu (2019). Deste processo resultou a obtenção de uma fração cimentícia com 74% de cimento e 26% de agregado, percentagens em massa.

3.3.4. Peneiração do material moído e ativação térmica

Após a moagem do material procedeu-se à sua peneiração (Figura 13), de forma a obter partículas com dimensões inferiores a 250 μm .

Após este processo, o material foi termoativado num forno horizontal rotativo da Termolab (Figura 14). Tendo em conta a literatura analisada (Real *et al.*, 2020, Neto, 2019) e após ensaios prévios, optou-se por considerar uma taxa de aquecimento de 10 $^{\circ}\text{C}$ por minuto até 650 $^{\circ}\text{C}$, sendo interrompido por um patamar a 150 $^{\circ}\text{C}$ durante 1 hora. A temperatura máxima foi mantida durante 3h, seguido de arrefecimento no forno até à temperatura ambiente. Após o processo de termoativação, o material

foi imediatamente colocado em sacos selados de forma a evitar contato com a humidade ambiente, e assim evitar a sua pré-hidratação.



Figura 13 - Peneiração no peneiro de 250 μm



Figura 14 - Forno rotativo da Termolab

3.3.5. Caracterização do cimento reciclado

Na Figura 15, é possível observar que o tratamento térmico promove uma redução da dimensão das partículas. Na Tabela 6, apresentam-se as principais propriedades físicas e químicas determinadas para os diferentes CR.

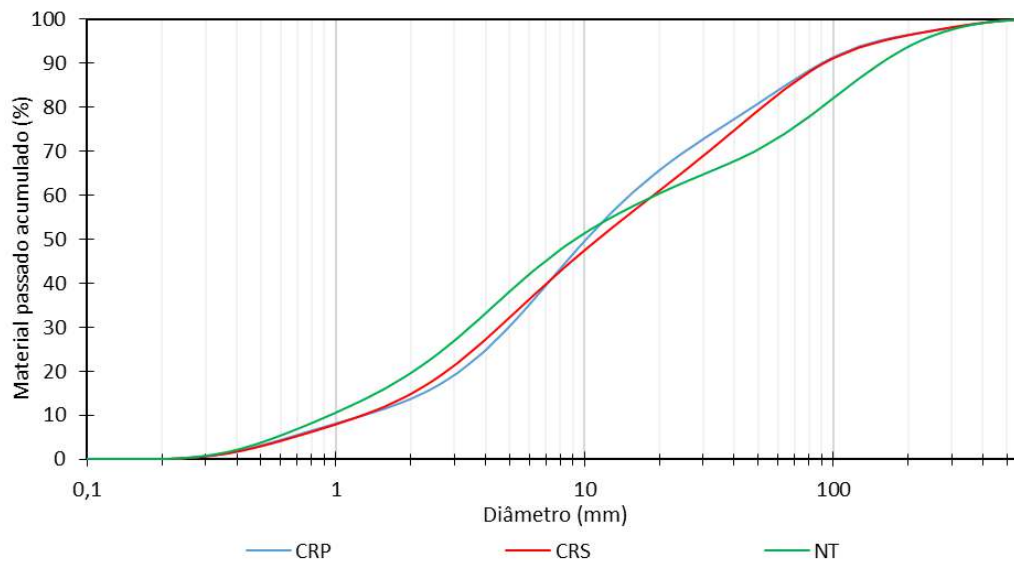


Figura 15 - Curva granulométrica do CRP, CRS e NT

Através de Análises de Difração de Raio-X (DRX), (Figura 16), confirma-se a identificação clara de C-S-H, CH e etringite no NT. Por sua vez, a partir de análises de Termogravimetria (TG), (Figura 17), foi possível estimar que o NT e o NTC (material Não Termoativado do betão de origem) encontravam-se suficientemente hidratados, apresentando um grau de hidratação superior a 75%.

Tabela 6 - Caracterização dos CR e NT

Parâmetro	Documento normativo	CRP	CRS	CRC	NT
Massa volúmica (g/cm ³)	LNEC E64 (1979)	3,005	-	2,964	2,445
Superfície específica de BET (cm ² /g)	-	156853	120574	78673	-
Resistência à compressão de pasta (MPa)	1 dia	3,5	0,8	2,4	-
	2 dias	12,2	4,0	9,9	-
	7 dias	15,2	-	13,5	-
	28 dias	18,3	10,2	19,3	-
Resíduo insolúvel (%)	NP EN 196-2 (2006)0	<0,52	-	-	0,8
Perda ao fogo (950 °C) (%)	NP EN 196-2 (2006)	8,41	-	-	20,65
SiO ₂ +Al ₂ O ₃ +Fe ₂ O ₃ (%)	NP EN 196-2 (2006)	19,14+5,13+3,00	20,68+5,34+3,12	-	14,78+3,97+2,49
CaO+MgO (%)	NP EN 196-3 (2005)	60,79+1,77	64,87+1,85	-	50,08+1,29
CaO livre (%)	NP EN 451-1 (2018)	13,94	-	-	-
Consistência normal (a/l)	NP EN 196-3 (2005)	0,74	0,64	0,50	-
Tempo de presa (min)	Início	290	570	375	-
	Fim	385	635	415	-

Ainda de acordo com o DRX, no CEM I, confirma-se a presença dos principais constituintes do clínquer, nomeadamente silicato tricálcico (C₃S) e larnite (β-C₂S). Em relação ao CRP, observa-se que o tratamento térmico foi efetivo, tendo-se promovido a desidratação do cimento sem descarbonatação significativa. No entanto, na análise de TG observou-se uma perda de massa entre os 400 °C e os 500 °C, que sugere a ocorrência de pré-hidratação do CR durante o tratamento térmico ou durante o armazenamento. O DRX confirma a desidratação do CRP e do CRC, tendo sido identificado α'-L-C₂S e CaO livre, resultante da despolimerização do C-S-H e desidroxilação do CH. Constatações semelhantes foram obtidas em trabalhos anteriores envolvendo CR semelhantes (Bandeira, 2020, Carvalho, 2020). Além disso, confirmou-se a pré-hidratação do CR, devido à existência de CH. Adicionalmente, no CRC, foi ainda identificado quartzo, devido à presença de areia residual proveniente do material de origem.

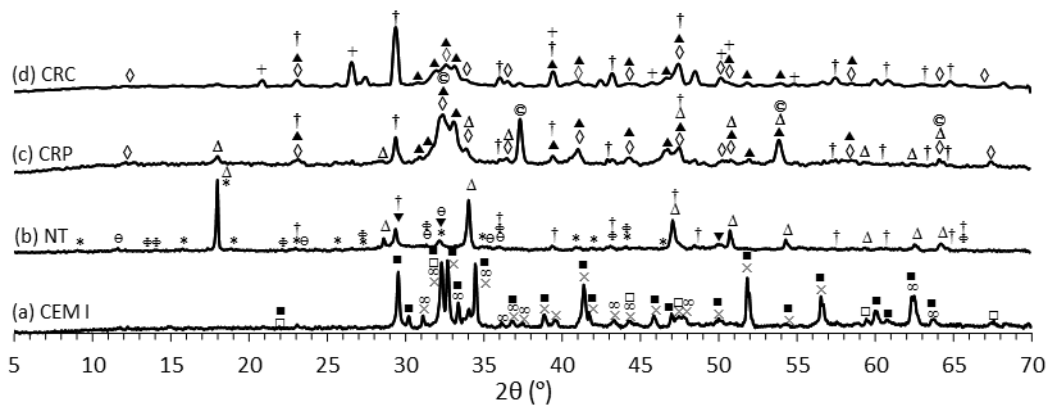


Figura 16 - Análise de difração de raios X (DRX) de (a) CEM I, (b) NT, (c) CRP e (d) CRC. Legenda: Δ CH (portlandite); \dagger CaCO_3 (calcite); $*$ AFt (ettringite); ∞ gypsum; \copyright CaO; \square C3S; \square C-S-H; \times β -C2S; \square α' -L-C2S; \square calcium aluminum iron oxide; \diamond C4AF (brownmillerite);

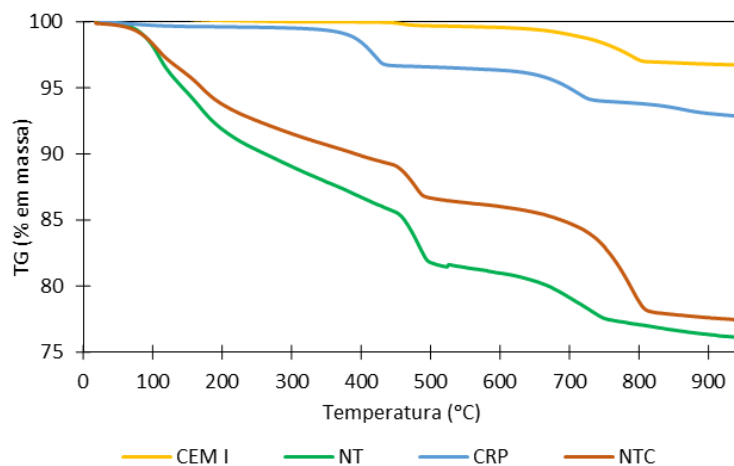


Figura 17 - Análise termogravimétrica (TG)

3.4. Produção e caracterização dos agregados reciclados

Os agregados reciclados foram obtidos a partir de betão de origem, tendo sido produzidos 2 tipos diferentes: ARB e ART.

Os ARB foram obtidos unicamente através de um processo de britagem simples, numa britadeira de maxilas com uma abertura de 2 mm, tendo de seguida sido submetidos a crivagem de forma a obter as frações de 2-4 mm, 4-8 mm e 8-12,5 mm.

Os ART também foram submetidos ao mesmo procedimento de britagem anteriormente descrito, mas em seguida foram sujeitos a tratamento térmico. Após a britagem, com base num estudo realizado por Hu (2019) e com o discutido na seção 2.2., procurou-se submeter os agregados a um tratamento térmico de 400 °C durante 3 horas, seguido de moagem autogénea, de forma a separar os agregados grossos da argamassa. No entanto, dado que não foi possível realizar uma otimização prévia da queima do forno (Figura 18), o tratamento térmico acabou por não ser tão efetivo como o esperado,

uma vez que os agregados não atingiram a temperatura programada, tendo apenas sido sujeitos a uma temperatura de cerca de 300 °C (Figura 19). Posteriormente, foi realizada uma moagem autogénea durante 15 min. Por fim, os ART foram crivados de forma a obter as frações 2-4 mm, 4-8 mm e 8-12,5 mm.



Figura 18 - Forno horizontal do LERM para produção de ART

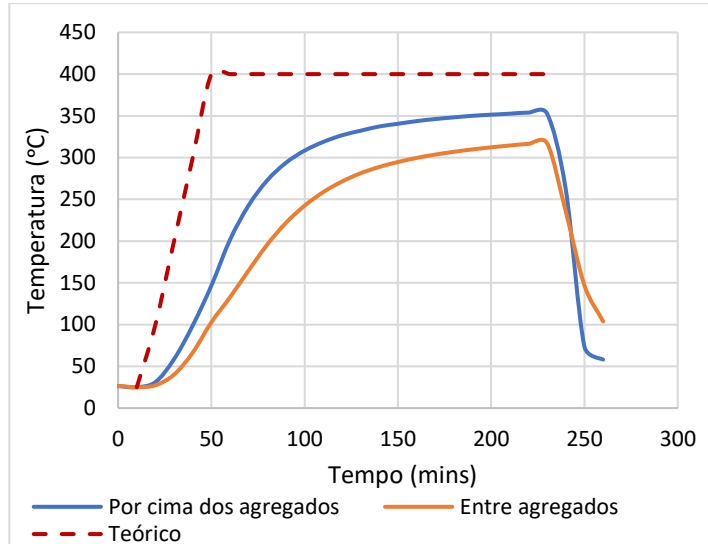


Figura 19 - Curva do tratamento térmico do ART

As principais características físicas e geométricas dos AR apresentam-se na Tabela 7. Os agregados reciclados foram caracterizados de acordo com os mesmos ensaios mencionados na seção 3.2.1., para os AN. Adicionalmente, a percentagem de material limpo de uma amostra de cada fração dos ART foi determinada com base em análise visual (Tabela 7). Considerou-se o agregado limpo, quando a pasta aderida no agregado era muito pouco significativa, conforme ilustrado na Figura 20 e Figura 21. De modo a estimar quantitativamente a percentagem de pasta presente no ARB e no ART, foi ainda realizado, para uma amostra de cada fração, um ensaio expedito de termogravimetria descontínua entre 350 °C e 550 °C. Com base na perda de massa medida para esta gama de temperatura numa amostra de ARB e ART e numa amostra de pasta de cimento, estimou-se assim a quantidade de pasta aderida (Tabela 7). Recorde-se que para esta gama de temperaturas ocorre a desidroxilação da fração cimentícia (Figura 17), bem como alguma desidratação parcial de produtos de hidratação remanescentes. Considera-se simplificada que os AR não apresentam perda de massa significativa para esta gama de temperaturas, conforme observado por Hu (2019), e que o nível de carbonatação da fração cimentícia foi semelhante na pasta e no betão. A perda de massa abaixo de 350 °C, conforme realizado por Hu (2019), não foi considerada visto que os materiais foram previamente sujeitos a temperaturas máximas de 300 °C durante o tratamento térmico.

Em média, os ARB apresentaram uma massa volúmica das partículas secas 15% inferior à dos AN, e a absorção dos ARB foi cerca de 16 vezes superior à dos AN para as frações acima de 4 mm, devido à presença de pasta aderida nos ARB. De acordo com a metodologia acima descrita, estimou-se uma percentagem em massa de pasta aderida nestes agregados entre cerca de 15 e 17% (Tabela 7). Confirma-se uma maior percentagem de pasta nos agregados com maior absorção de água, com uma maior percentagem de pasta na fração mais fina do ARB. Considerando a composição inicial do betão antes da moagem, dada na Tabela 4, e admitindo um grau de hidratação de 75% (Figura 17), a percentagem de massa de pasta seria cerca de 19,3%. Isso indicia que a maior fração de pasta deverá concentrar-se nas partículas muito finas inferiores a 2 mm. Na Tabela 7 indicam-se também os valores de percentagem em volume de pasta aderida, tendo em conta as massas volúmicas dos AR e assumindo 1310 kg/m^3 para a massa volúmica seca da pasta (para um grau de hidratação de 75%). O volume de pasta aderida varia entre cerca de 25% e 28% nos ARB.

De referir ainda que os ARB possuem um índice de achatamento ligeiramente superior e um coeficiente de Los Angeles 58% superior face aos AN.

O tratamento térmico seguido de moagem autógena a que os ART foram submetidos conduziu à melhoria das características destes agregados relativamente aos ARB. Em média, os ART apresentaram uma massa volúmica 2% superior à dos ARB, e a absorção total dos ART foi cerca de 10% a 24% inferior à dos ARB dependendo da fração granulométrica. De referir que, ao contrário dos ARB, a absorção total dos ART deve-se não só à absorção devido à porosidade da matriz cimentícia, mas também à reidratação das suas fases desidratadas. Assim, a absorção a considerar deve ser a indicada na Tabela 7 como “absorção na fração de agregado” descontada da parcela correspondente à reidratação.

A menor absorção de água nos ART resulta da presença de menos cerca de 23%, 15% e 28% de pasta aderida nos ART da fração 2-4 mm, 4-8 mm e 8-12,5 mm, respetivamente, de acordo com as estimativas do teor de pasta em massa indicadas na Tabela 7. Conforme indicado na Tabela 7, o volume de pasta aderida nos ART variou entre 20 e 22%. A redução de pasta não foi muito elevada, visto que conforme referido e indicado na Tabela 7, apenas em cerca de 55%, 39% e 27% dos ART foram atingidas partículas mais limpas, com reduzida quantidade de pasta aderida. Esta menor eficiência do método resultou dos agregados não terem sido submetidos a $400 \text{ }^\circ\text{C}$, conforme inicialmente pretendido. Ainda assim, demonstra-se que o método térmico permite melhorar a qualidade do agregado nas várias propriedades físicas analisadas. Acrescente-se que os ART possuem menor índice de achatamento, devido à moagem autógena a que foram sujeitos, bem como um coeficiente de Los Angeles 6% inferior, relativamente aos ARB.

Tabela 7 - Caracterização do ARB e ART

Parâmetro	Documento normativo	ARB			ART		
		Fração 2-4 mm	Fração 4-8 mm	Fração 8-12,5 mm	Fração 2-4 mm	Fração 4-8 mm	Fração 8-12,5 mm
Massa volúmica das partículas secas em estufa (kg/m ³)	NP EN 1097-6 (2003)	2216	2288	2290	2277	2334	2348
Massa volúmica do material impermeável das partículas (kg/m ³)	NP EN 1097-6 (2003)	2675	2622	2632	2688	2694	2677
Massa volúmica das partículas saturadas com superfície seca (kg/m ³)	NP EN 1097-6 (2003)	2387	2415	2420	2430	2467	2471
Absorção total de água à 1h (%)	NP EN 1097-6 (2003)	7,26	5,32	5,21	5,85	5,14	4,60
Absorção total de água às 24h (%)	NP EN 1097-6 (2003)	7,75	5,58	5,68	6,72	5,73	5,25
Absorção de água na fração de agregado às 24h (%)	NP EN 1097-6 (2003)	-	-	-	5,86	5,00	4,67
Absorção por reidratação da pasta às 24h (%)	NP EN 1097-6 (2003)	-	-	-	0,86	0,73	0,58
Material limpo (%massa)	-	-	-	-	55	39	27
Quantidade de pasta (%massa)	-	16,9	14,5	15,9	13,0	12,3	11,4
Quantidade de pasta (%volume)	-	28,4	25,2	27,6	22,4	21,8	20,2
Baridade (kg/m ³)	NP EN 1097-3 (2000)	1136	1167	1177	1247	1249	1291
Vazios (%)	NP EN 1097-3 (2000)	57,5	55,5	55,3	53,6	53,6	51,8
Índice de achatamento	NP EN 933-3 (2011)	-	27,2	16,5	-	12,6	5,5
	NP EN 12620 (2004)	FI _{NR}	FI ₃₅	FI ₂₀	FI _{NR}	FI ₁₅	FI ₁₅
Fragmentação Los Angeles	NP EN 1097-2 (2011)	-	-	42,5	-	-	40,0
	NP EN 12620 (2004)	LA _{NR}	LA _{NR}	LA ₅₀	LA _{NR}	LA _{NR}	LA ₄₀

Tendo em consideração as massas volúmicas secas dos AN e dos AR indicadas nas Tabela 1 e Tabela 7, respetivamente, e assumindo 1310 kg/m³ para a massa volúmica seca da pasta, é possível estimar também por esta via a percentagem de volume de pasta endurecida aderida nos ARB e ART. Na Tabela 8, apresentam-se os valores estimados assumindo ainda que os AN apresentam em média 2637 kg/m³ de massa volúmica seca (tendo em consideração a sua proporção na mistura, Tabela 4). Os valores estimados de percentagem em volume de pasta foram em média apenas cerca de 5% superiores

aos determinados pela termogravimetria simplificada (valores 5% inferiores a 13% superiores), confirmando a adequabilidade das duas metodologias consideradas para a estimativa do volume de pasta. De acordo com o presente método, verifica-se que a redução da percentagem de pasta do ARB face ao ART variou entre 17 e 21%.

Tabela 8 - Percentagem de pasta nos AR

Tipo de AR	% em volume de pasta		
	Fração 2-4 mm	Fração 4-8 mm	Fração 8-12,5 mm
ARB	31,7	26,3	26,1
ART	25,8	21,8	20,7

Em geral, conclui-se que a melhoria das propriedades dos ART não foi tão significativa como o verificado por Hu (2019). De facto, devido à necessidade de produção de grande quantidade destes agregados para produção dos betões, tornou-se necessário recorrer a um forno horizontal (Figura 18) em detrimento do forno rotativo (Figura 14). Por outro lado, como referido, foi considerado apenas 300 °C para o tratamento térmico. Ainda assim, conforme observável nas Figura 20 e Figura 21, em várias partículas foi possível atingir níveis de limpeza muito satisfatórios.



Figura 20 - ART do forno rotativo, fração 8 - 12,5 mm



Figura 21 - ART do forno rotativo, fração 4 - 8 mm

3.5. Produção do betão

3.5.1. Formulação dos betões

Numa primeira fase, de modo a avaliar a influência do CR na durabilidade do betão, foram produzidas diversas misturas com diferentes tipos e percentagens de incorporação de CR. Complementarmente, foram também realizadas misturas para avaliação da incorporação de Cz e de FC no betão, bem como misturas com material da pasta de a/l 0,55 Não Termoativado (NT) e FB proveniente do processo de separação. Os betões foram produzidos, para uma relação a/l de 0,35, com 450 kg/m³ de ligante e para as relações a/l de 0,55, 0,62 e de 0,65 com 360 kg/m³. Foi também definido para um Diâmetro Máximo de agregado ($D_{máx}$) de 20 mm e as seguintes proporções em volume de agregados de origem natural, tendo por base o método de Faury: 35% de brita 2; 13% de brita 1; 12% de bago de arroz; 23% de areia grossa; 17% de areia fina.

Por fim, de modo a obter um betão mais ecológico foi produzido betão com ARB e ART. De modo a obter um betão de referência, foi realizada uma mistura com AN. Devido à reduzida qualidade das frações acima de 12,5 mm do ART, com cerca de 15% de material limpo, foi adotado um $D_{máx}$ de 12,5 mm para esta fase de misturas. Nestes betões, os agregados foram utilizados nas proporções de 41% de brita 1, 12% de bago de arroz, 29% de areia grossa e 18% de areia fina, em volume. Nos betões com ARB e ART, o volume de agregados grossos substituído foi o mesmo. A massa de ligante utilizada foi de 390 kg/m³.

A composição dos vários betões foi determinada com base no Método de Faury modificado de modo a obter uma maior compacidade granular. Na Tabela 9 resumem-se as quantidades dos constituintes utilizados para os diferentes betões produzidos.

3.5.2. Amassadura

Os betões foram produzidos numa betoneira de eixo vertical com descarga de fundo e capacidade para a 80 L (Figura 22). Antes de se iniciar a betonagem, as paredes, o fundo e as pás da misturadora foram barradas com uma argamassa de cimento e areia fina de modo a garantir a estanqueidade da misturadora. Os agregados foram colocados da maior dimensão para a menor, juntamente com metade da água de amassadura. Após 2 minutos, a mistura repousou durante 1 minuto e de seguida foi adicionado o cimento e adições com a restante água, durante mais 4 minutos, perfazendo um total de 7 minutos de mistura. Nas composições em que foi necessário utilizar superplastificante, este foi adicionado com cerca de 10% da água.



Figura 22 – Betoneira de eixo horizontal com descarga de fundo

Tabela 9 – Composição das misturas

Mistura	a/l	M _{ligante} (kg/m ³)	Percentagem e tipo de CR/Adição	V _{água} (L/m ³)	SP (% da M _{ligante})	V _{agreg. finos} (L/m ³)	V _{agreg. grossos} (L/m ³)
R35	0,35	450	-	157,5	0,50%	270	406
15P35	0,35	450	15%CRP	157,5	1,00% ^{a)}	269	403
R55	0,55	360	-	198,0	-	266	382
30S55	0,55	360	30%CRS	198,0	0,35%	265	398
15C55	0,55	360	15%CRC	198,0	-	266	398
30C55	0,55	360	30%CRC	198,0	0,15%	265	397
5P55	0,55	360	5%CRP	198,0	-	266	400
15P55	0,55	360	15%CRP	198,0	-	266	399
30P55	0,55	360	30%CRP	198,0	0,40%	266	398
40P55	0,55	360	40%CRP	198,0	1,50% ^{a)}	263	394
15NT55	0,55	360	15%NT	198,0	-	264	396
15CZ55	0,55	360	15%Cz	198,0	-	264	396
15FC55	0,55	360	15%FC	198,0	-	265	398
15FB55	0,55	360	15%FB	198,0	-	265	398
30CZ55	0,55	360	30%Cz	198,0	-	262	393
30FC55	0,55	360	30%FC	198,0	-	264	396
30FB55	0,55	360	30%FB	198,0	-	264	396
15P15CZ55	0,55	360	15%CRP+15%Cz	198,0	0,20%	264	396
15P15FC55	0,55	360	15%CRP+15%FC	198,0	0,20%	264	397
R55D	0,55	390	-	214,5	-	296	334
ARTR55D	0,55	390	-	214,5	-	296	334
ART15P55D	0,55	390	15%CRP	214,5	-	295	333
ART30P55D	0,55	390	30%CRP	214,5	0,40%	294	332
ARBR55D	0,55	390	-	214,5	-	296	334
15P62	0,62	360	15%CRP	223,2	-	256	384
R65	0,65	360	-	234,0	-	252	378
15P65	0,65	360	15%CRP	234,0	-	252	377
100P65	0,65	360	100%CRP	234,0	3,75% ^{a)}	249	373

^{a)} Superplastificante descontado no V_{água}, segundo a NP EN 206 (2017).

3.5.3. Moldagem e compactação

Antes de se moldarem os provetes com o betão, foi aplicado óleo descofrante nos moldes. De modo a produzir provetes com uma boa compactação, foi necessário proceder a vibração com um vibrador de agulha (Figura 23), sendo este processo realizado de acordo com a NP EN 12390-2 (2009). Após a correta vibração do betão, procedeu-se ao acabamento da face de betonagem (Figura 24).



Figura 23 - Vibração do betão



Figura 24 - Acabamento das faces de betonagem

3.5.4. Cura

A desmoldagem dos provetes ocorreu após aproximadamente 24 h da betonagem. Todos os provetes foram colocados em câmara húmida com uma HR superior a 95% (Figura 25).

Após 7 dias de idade, a cura dos provetes variou consoante o ensaio a realizar. Na Tabela 10, são apresentados os tipos de provetes e as condições de cura para os diferentes ensaios realizados.



Figura 25 - Provetes na câmara húmida com HR superior a 95%

3.6. Caracterização do betão no estado fresco

Para a caracterização dos betões no estado fresco, foram realizados ensaios de abaixamento (NP EN 12350-2, 2002) e de massa volúmica fresca (NP EN 12350-6, 2002).

3.6.1. Abaixamento

O ensaio de abaixamento foi realizado logo após a amassadura do betão e consiste em encher um molde troncocónico com as seguintes dimensões: 200 mm no diâmetro da base, 100 mm no diâmetro do topo e altura de 300 mm. Este molde é preenchido em 3 camadas, cada uma delas com

25 pancadas distribuídas uniformemente. Após o enchimento do molde, este é removido na vertical e é medida a altura de abaixamento no ponto mais alto da massa de betão.

Tabela 10 - Moldes e condições de cura dos provetes

Ensaio	Provete	Condições de cura
Resistência à compressão (NP EN 12390-3, 2003)	Cubo de 150x150x150 mm	Após desmoldagem, na CamH até à idade do ensaio
Massa volúmica seca (NP EN 12390-7, 2003)	Cubo de 100x100x100 mm	Após desmoldagem, na CamH até à idade do ensaio
Absorção capilar (LNEC E393, 1993)	Provete de Φ 150x50 mm seccionado de cilindro de Φ 150x300 mm	Após desmoldagem, na CamH até aos 7 dias, seccionamento do cilindro, estufa a 50 °C até ao dia anterior à data do ensaio
Permeabilidade ao oxigénio (LNEC E392, 2018)	Provete de Φ 150x50 mm seccionado de cilindro de Φ 150x300 mm	Após desmoldagem, na CamH até aos 7 dias, seccionamento do cilindro, estufa a 50 °C até ao dia anterior à data do ensaio
Ensaio acelerado de resistência à penetração de cloretos (LNEC E463, 2004 e NTBuild492, 1999)	Provete de Φ 100x50 mm seccionado de cilindro de Φ 105x250 mm	Após desmoldagem, na CamH até aos 7 dias, seccionamento do cilindro, CamS até à data do ensaio
Ensaio acelerado de resistência à carbonatação (LNEC E391, 1993)	Provete de Φ 100x40 mm seccionado de cilindro de Φ 105x250 mm	Após desmoldagem, na CamH até aos 7 dias, seccionamento do cilindro, CamS até à data do ensaio

*CamH – Câmara Húmida com HR superior a 95%;

*CamS – Câmara Controlada a 20 ± 2 °C e $60 \pm 5\%$ HR.

3.6.2. Massa volúmica fresca

A massa volúmica fresca foi determinada logo após a amassadura e consiste em encher um recipiente metálico com 200 mm de diâmetro e 320 mm de altura em duas camadas, sendo cada camada vibrada com um vibrador de agulha. Para a realização do ensaio é necessário pesar o recipiente vazio e o recipiente com o betão já compactado. A massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , é determinada de acordo com a equação 1.

$$\rho_{fresca} = \frac{m_2 - m_1}{V} \text{ (kg/m}^3\text{)} \quad (1)$$

Em que: m_1 é a massa do recipiente (kg); m_2 é a massa do recipiente mais a massa do provete no recipiente (kg); V é o volume do recipiente (m^3).

3.7. Caracterização do betão no estado endurecido

3.7.1. Massa volúmica seca

O ensaio de massa volúmica seca foi realizado aos 28 dias de idade, de acordo com a NP EN 12390-7 (2003), em provetes cúbicos de 10 cm de aresta.

Após 24 horas da produção do betão, os provetes foram colocados em câmara húmida com HR superior a 95% até à idade do ensaio. Após retirados da câmara, foi medida a massa do provete imerso, m_w (Figura 26) e do provete saturado com a superfície seca, m_a . De seguida, os provetes foram secos em estufa a 100 °C até massa constante, tendo sido posteriormente pesados, m_{seca} (Figura 27). Dessa forma, foi possível calcular a massa volúmica seca do provete, ρ_{seca} através da equação 2.



Figura 26 – Medição da massa do provete imerso



Figura 27 – Medição da massa do provete seco

$$\rho_{seca} = \frac{m_{seca}}{\frac{m_a - m_w}{\rho_w}} \text{ (kg/m}^3\text{)} \quad (2)$$

Em que ρ_w é a massa volúmica da água, a 20 °C, tomada com 998 kg/m³.

3.7.2. Caracterização mecânica

Para a caracterização mecânica dos betões produzidos foi realizado o ensaio de resistência à compressão aos 28 dias de idade sobre cubos com 15 cm de aresta, de acordo com a NP EN 12390-3 (2003). Para cada mistura foram ensaiados 3 cubos.

Após a desmoldagem às 24 horas, os provetes foram curados em câmara húmida com HR superior a 95% até à data de ensaio. Para a realização do ensaio, recorreu-se a uma prensa mecânica modelo *TONI PACT 3000* com capacidade de carga até 3000 KN. A velocidade de carga a que os provetes cúbicos foram sujeitos foi de 13,5 kN/s a que corresponde 0,6 MPa/s (Figura 28).



Figura 28 – Cubo ensaiado com rotura satisfatória

A resistência à compressão do betão, f_c , foi calculada segundo a equação 3, sendo F a carga máxima à rotura (N) e A_c a área da seção transversal do provete (mm^2).

$$f_c = \frac{F}{A_c} \text{ (MPa ou N/mm}^2\text{)} \quad (3)$$

3.7.3. Durabilidade

Para a caracterização do betão em termos de durabilidade foram realizados os seguintes ensaios: absorção capilar (LNEC E393, 1993), permeabilidade ao oxigénio (LNEC E392, 2018), ensaio acelerado de resistência à penetração de cloretos (LNEC E463, 2004 e NTBuild492, 1999) e o ensaio de carbonatação acelerada (LNEC E391, 1993). Nos pontos em seguida descrevem-se estes ensaios.

3.7.3.1. Absorção capilar

Para o ensaio de absorção capilar, realizado de acordo com a especificação LNEC E393 (1993) e a recomendação Rilem TC 116-PCD (1999), foram seccionados provetes com $\Phi 150 \times 50$ mm de cilindros com $\Phi 150 \times 300$ mm. Os ensaios foram realizados com 28 dias de idade, tendo-se utilizado 3 provetes para cada mistura.

Após 24 horas, os cilindros foram desmoldados e condicionados em câmara húmida com HR superior a 95% durante 6 dias. Aos 7 dias os cilindros foram seccionados e os provetes obtidos foram colocados em estufa ventilada a 50°C durante 20 dias. Após 3 dias na estufa, estes foram embrulhados em papel celofane (Figura 29) de modo a evitar trocas com o exterior. Aos 27 dias de idade, os provetes foram retirados da estufa e deixados embrulhados em papel celofane de modo a atingirem a temperatura ambiente sem alteração do seu teor de humidade. O pré condicionamento foi realizado de acordo com a especificação LNEC E464 (2007).

Para a realização do ensaio, os provetes foram colocados com uma das suas faces em contacto com uma lâmina de água de 5 ± 1 mm de altura, estando apoiados em suportes descontínuos de modo

a que a face inferior do provete ficasse em contacto com a água. O tabuleiro foi coberto por uma campânula (Figura 30) de modo a evitar perdas de água por evaporação. As massas dos provetes foram registadas imediatamente antes do início do ensaio, aos 10, 20, 30 e 60 minutos, e às 3, 6, 24 e 72 horas após o início do ensaio.



Figura 29 – Provete em estufa ventilada a 50 °C



Figura 30 – Esquema de ensaio

A absorção capilar, A_c , de cada provete foi calculada através da equação 4:

$$A_c = \frac{M_i - M_0}{A} \quad (g/mm^2) \quad (4)$$

Em que: M_i é a massa do provete no instante i (g); M_0 é a massa inicial do provete (g); A é a área da seção do provete em contato com a água (mm^2).

Foi determinado o coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , que traduz a variação de volume de água absorvida por unidade de área e tempo ($m/min^{0.5}$), sendo determinado através da regressão linear da variação de absorção de água com a raiz quadrada do tempo, para o intervalo entre 20 minutos e 6 horas.

3.7.3.2. Permeabilidade ao oxigénio

O ensaio de permeabilidade ao oxigénio foi realizado de acordo com a especificação LNEC E392 (2018) e a recomendação Rilem TC 116-PCD (1999), sobre provetes de $\Phi 150 \times 50$ mm seccionados de cilindros com $\Phi 150 \times 300$ mm. Os ensaios foram realizados aos 28 dias de idade, considerando-se 3 provetes por cada composição. O condicionamento dos provetes foi igual ao efetuado para a absorção capilar, sendo realizado de acordo com a especificação LNEC E464 (2007).

Antes de colocar os provetes nas células de medição (Figura 31), foi colocada uma fita de alumínio nas laterais do provete e em seguida foi aplicada uma pressão de 7 bar nas câmaras de ar das células de medição, garantindo-se a estanqueidade lateral do provete para que o fluxo fosse unidirecional (Figura 31).

De seguida, para cada nível de pressão pretendido, e após se garantir a completa estabilização do fluxo, foi medido o tempo, com recurso a um cronómetro, que uma bolha demorou a percorrer um

determinado volume de tubo do permeâmetro (Figura 32). O permeâmetro é composto por 4 tubos com diferentes diâmetros, dependendo a sua utilização da permeabilidade do provete e pressão aplicada.



Figura 31 – Interior da célula de medição



Figura 32 – Unidade de controlo

As borrachas na parte inferior dos tubos, e parte dos tubos, foram preenchidos com uma solução de água destilada, detergente e glicerina de modo a se formarem bolhas.

O ensaio foi realizado com pressões diferenciais de 0,5, 1,5 e 2,5 bar para os betões mais permeáveis, nomeadamente os de relação a/l de 0,55, 0,62 e 0,65. Nos betões menos permeáveis, com a/l de 0,35, foram consideradas as pressões diferenciais de 1,5, 2,5 e 3,5 bar. Para cada pressão, foram realizadas 3 leituras consecutivas, espaçadas de 3 minutos, de modo a que estas tivessem uma diferença inferior a 0,5 segundos entre elas.

O coeficiente de permeabilidade, K_{PO_2} , foi determinado através da equação 5:

$$K_{PO_2} = \frac{4,04 \times 10^{-5} \times \frac{V_{tubo}}{T_{méd}} \times p_{atm} \times L}{A \times (p_{ensaio}^2 - p_{atm}^2)} \quad (m^2) \quad (5)$$

Em que: V_{tubo} é o volume do tubo de medição (m^3); $T_{méd}$ é a média de três medições consecutivas (s); p_{atm} é a pressão absoluta do fluido a saída do provete, considerada igual à pressão atmosférica (N/m^2); L é a espessura do provete (m); A é a seção transversal do provete (m^2); p_{ensaio} é a pressão absoluta do fluido à entrada do provete (N/m^2).

O valor do coeficiente de permeabilidade ao oxigénio para cada mistura é obtido através da média dos valores de cada provete. No final do ensaio, foi medido a temperatura e HR do provete com recurso a um humidímetro (Figura 33).



Figura 33 – Medição da humidade e temperatura com recurso ao humidímetro

3.7.3.3. Ensaio acelerado de resistência à penetração de cloretos

O ensaio da resistência à penetração de cloretos foi realizado de acordo com a norma NTBuild492 (1999) e a especificação LNEC E463 (2004), tendo-se utilizado provetes com $\Phi 100 \times 50$ mm seccionados de cilindros com $\Phi 100 \times 200$ mm. Os ensaios foram realizados aos 28 dias de idade, tendo-se considerado 3 provetes por cada composição.

Após 24h da produção do betão, os cilindros foram desmoldados e condicionados em câmara húmida com HR superior a 95% durante 6 dias. Aos 7 dias, os cilindros foram seccionados e os provetes obtidos foram colocados em câmara controlada com uma temperatura de 20 ± 2 °C e HR de $50 \pm 5\%$. Aos 28 dias, os provetes foram colocados durante 24h no exsicador com uma solução saturada de hidróxido de cálcio (Ca(OH)_2), sendo que nas primeiras 4 horas os provetes foram sujeitos a vácuo (Figura 34). Após as 24 horas, os provetes foram colocados em mangas de borracha e apertados com abraçadeiras metálicas de modo a os isolar e a não ocorrer a passagem de solução entre o provete e a manga (Figura 35).



Figura 34 - Provetes no exsicador com a solução de Ca(OH)_2



Figura 35 - Colocação dos provetes nas mangas de borracha

Num reservatório, foi colocada uma chapa metálica, o cátodo, e sobre essa chapa as mangas com os respetivos provetes. Dentro das mangas foram colocadas chapas metálicas perfuradas,

funcionado como ânodo. A solução de cloreto de sódio foi adicionada no interior da caixa e a de hidróxido de sódio no interior das mangas (Figura 36 e Figura 37).

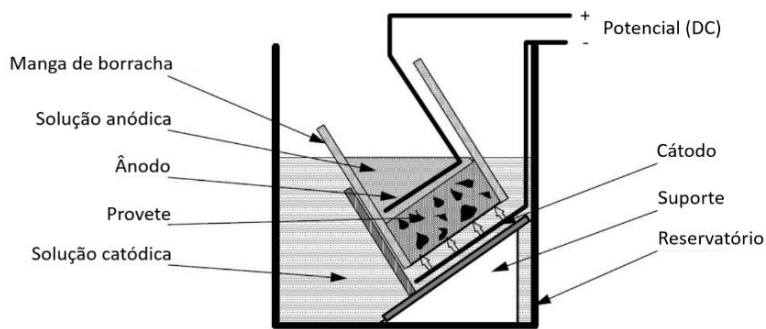


Figura 36 - Esquema de montagem, adaptado de LNEC E463 (2004)



Figura 37 - Montagem do ensaio

Após a montagem, foi ligada uma fonte de corrente com o pólo negativo na chapa inferior e o positivo nas chapas dentro das mangas. Inicialmente, aplicou-se uma diferença de potencial de 30 V e, quando necessário, de acordo com o valor do amperímetro, este valor foi corrigido.

Após 24 horas de ensaio, antes de desligar a corrente, foram registados os valores de intensidade de corrente e de temperatura. No final, os provetes foram retirados das mangas, seccionados em duas metades e pulverizados com uma solução de nitrato de prata (Figura 38). As medições foram realizadas com recurso a um paquímetro, em sete zonas do provete espaçadas de 1 cm e sem as leituras das extremidades (Figura 39).



Figura 38 - Provetes depois de aplicada a solução de nitrato de prata



Figura 39 - Marcação para medição da penetração dos cloretos

Após todas as medições efetuadas, utilizou-se a equação 6 para obter o valor do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$ (m^2/s):

$$D_{cl,RCMT} = \frac{0,0239 \times (273 + T) \times L}{(U - 2) \times t} \times \left(x_d - 0,0238 \times \sqrt{\frac{(273 + T) \times L \times x_d}{U - 2}} \right) \times 10^{-12} \quad (6)$$

Em que: T é o valor médio das temperaturas inicial e final da solução anódica (°C); L é a espessura do provete (m); U é o valor absoluto da voltagem aplicada (V); t é a duração do ensaio (horas); x_d é o valor médio da profundidade de penetração (mm).

O $D_{cl,RCMT}$ para cada um dos tipos de betões estudados, resultou da média dos resultados obtidos em cada provete.

3.7.3.4. Ensaio acelerado de resistência à carbonatação

Para o ensaio de resistência à carbonatação, foram utilizados provetes com $\Phi 100 \times 40$ mm, seccionados de cilindros com $\Phi 100 \times 200$ mm. Este ensaio foi realizado tendo por base a especificação LNEC E391 (1993).

Após 24h da produção do betão, os cilindros foram desmoldados e condicionados em câmara húmida com HR superior a 95% durante 6 dias. Aos 7 dias, os cilindros foram cortados e os provetes obtidos foram colocados em câmara condicionada com uma temperatura de 20 ± 2 °C e HR de $50 \pm 5\%$. Aos 28 dias de idade, as faces dos provetes foram seladas com uma tinta acrílica de modo a que o acesso do CO_2 ocorresse apenas através da superfície lateral do provete (Figura 40). Após a secagem do revestimento, os provetes foram colocados na câmara de carbonatação com uma concentração de $3 \pm 0,1\%$ de CO_2 , uma HR de $60 \pm 5\%$ e temperatura de 23 ± 3 °C.

Para este ensaio, foram analisadas 3 idades de carbonatação, 28, 56 e 91 dias após a entrada na câmara de carbonatação. Nas datas estabelecidas, foi retirado um provete para cada idade, seccionado em 4 metades, e posteriormente cada uma dessas metades foi pulverizada com solução de fenolftaleína a 0,2%. Finalmente mediu-se a profundidade de carbonatação com o auxílio de um paquímetro (Figura 41).



Figura 40 - Provetes depois de impermeabilizadas as faces



Figura 41 - Provetes partidos depois de aplicada a solução de fenolftaleína

O coeficiente de carbonatação, K_{ca} , foi determinado de acordo com a equação 7, tendo por base a regressão linear entre a profundidade de carbonatação, x_{ca} , e a raiz do tempo, \sqrt{t} .

$$x_{ca} = K_{ca} \times \sqrt{t} \quad (7)$$

4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Neste capítulo é realizada a apresentação e análise dos resultados obtidos na campanha experimental apresentada no capítulo 3. Inicialmente são apresentados e discutidos os resultados dos ensaios referentes ao betão no estado fresco, abrangendo o abaixamento e massa volúmica. Posteriormente discutem-se os resultados dos ensaios de caracterização do betão no estado endurecido, nomeadamente de resistência mecânica e massa volúmica seca, e sobretudo de durabilidade (absorção capilar, permeabilidade ao O₂, resistência à penetração de cloretos e resistência à carbonatação), que é o principal objetivo do trabalho. Os resultados são discutidos tendo em consideração diferentes composições, envolvendo distintas relações a/l (0,35 a 0,65), percentagens de incorporação de CR proveniente de pasta (CRP ou CRS) ou de betão (CRC) de origem (5% a 100%), teores e tipos de adições (Cz, FC, NT e FB), bem como com ARB e ART.

4.1. Caracterização do betão no estado fresco

Na Tabela 11 resumem-se os resultados dos ensaios de abaixamento e de massa volúmica fresca para os vários betões produzidos no presente trabalho. Na mesma tabela apresentam-se ainda as percentagens de SP utilizadas em cada composição e o volume de vazios estimados a partir do conhecimento da massa volúmica fresca experimental e da estimativa da massa volúmica fresca teórica.

4.1.1. Abaixamento

Em geral, conforme era o objetivo inicial, o abaixamento variou entre 100 e 150 mm, enquadrado na classe de consistência S3 segundo a NP EN 206 (2017). Para garantir este requisito inicial houve necessidade de incorporar SP em alguns dos betões. Ainda assim, alguns betões apresentaram abaixamentos fora deste intervalo, nomeadamente entre 90 mm e 190 mm.

A necessidade de incorporação de SP e a variação obtida de abaixamento justifica-se pela diferença significativa de exigência de água entre betões, e pelo facto de se ter objetivado a produção de betões de igual relação a/l. O limite inferior da classe de abaixamento foi geralmente cumprido, pois este é mais facilmente ajustado pela introdução adicional de adjuvante, ao passo que o limite superior não permite essa correção. No caso particular do betão de referência R65, com uma relação a/l muito elevada, atingiu-se mesmo uma mistura muito fluída, fora da gama de validade do ensaio de abaixamento.

Tabela 11 - Abaixamento e massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , dos betões estudados

Mistura	a/l	SP (%M _{ligante})	Abaixamento (mm)	ρ_{fresca} (kg/m ³)	V _{vazios} (L/m ³)
R35	0,35	0,50	150	2360	34
15P35	0,35	1,00 ^{a)}	100	2340	35
R55	0,55	-	150	2330	13
30S55	0,55	0,35	160	2260	38
15C55	0,55	-	120	2290	28
30C55	0,55	0,15	130	2270	33
5P55	0,55	-	130	2320	17
15P55	0,55	-	90	2290	27
30P55	0,55	0,40	110	2280	30
40P55	0,55	1,50 ^{a)}	190	2290	19
15NT55	0,55	-	110	2270	38
15CZ55	0,55	-	190	2280	26
15FC55	0,55	-	170	2310	17
15FB55	0,55	-	130	2300	21
30CZ55	0,55	-	180	2310	11
30FC55	0,55	-	150	2300	19
30FB55	0,55	-	140	2300	21
15P15CZ55	0,55	0,20	160	2300	14
15P15FC55	0,55	0,20	150	2300	17
R55D	0,55	-	140	2290	14
ARTR55D	0,55	-	170	2220	15
ART15P55D	0,55	-	110	2190	23
ART30P55D	0,55	0,40	130	2160	38
ARBR55D	0,55	-	130	2210	7
15P62	0,62	-	140	2260	26
R65	0,65	-	Muito fluido	2280	8
15P65	0,65	-	190	2230	28
100P65	0,65	3,75 ^{a)}	100	2220	24

^{a)} Superplastificante descontado na M_{água}, segundo a NP EN 206 (2017).

Destaca-se a elevada exigência de água dos betões com incorporação de CRP, o que está de acordo com reportado por outros autores envolvendo ensaios de caracterização de pastas (Bogas *et al.*, 2020, Real *et al.*, 2020, Bogas *et al.*, 2018) e argamassas (Bandeira, 2020, Carriço *et al.*, 2020b, Gouveia, 2019, Bogas *et al.*, 2019). Isso é atribuído à elevada área superficial, natureza porosa e disponibilidade de CaO livre no CR (Carriço *et al.*, 2020a, Balducco *et al.*, 2019, Shui *et al.*, 2009, seção 2.3.1.). De facto, com o aumento da percentagem de incorporação de CRP, até 15%, ocorreu um decréscimo da trabalhabilidade (Tabela 11). Para tores mais elevados de CRP houve mesmo a necessidade de adicionar elevadas quantidades de SP de modo a cumprir a classe S3, em especial para percentagens de CRP superiores a 30%.

Inclusivamente, verifica-se que para o betão com 15% CRP atingir abaixamento semelhante ao betão de referência, foi necessário aumentar a relação a/l de 0,55 para 0,62. Este aumento de 13% na quantidade de água de mistura, para apenas 15% de adição, traduz um dos principais desafios que

enfrenta a utilização de CR. Ainda assim, para teores de incorporação até 15% de substituição demonstra-se ser possível produzir betões trabalháveis, sem necessidade de adição de SP. Para teores de CRP superiores, demonstra-se também que o SP foi efetivo em compensar a redução de trabalhabilidade nestes betões. No entanto, em face dos elevados teores de SP adicionados, superior ao usualmente considerado nos betões correntes com apenas CEM I, os CR deverão estar associados a pontos de saturação do SP mais elevados. A porosidade e elevada área superficial dos CR deverão justificar esta tendência.

Complementarmente, avaliou-se ainda a perda de trabalhabilidade do betão produzido com 15% CRP (Figura 42). Durante os primeiros 15 minutos verificou-se uma redução rápida da trabalhabilidade, que pode ser atribuída à reação exotérmica de hidratação da elevada quantidade de CaO livre (14%, Tabela 6), bem como à absorção do CRP de natureza porosa. Isso dificulta o controlo de trabalhabilidade destes betões, sendo aconselhável a consideração de tempos de mistura superiores, de modo a impedir o desenvolvimento tardio dos fenómenos referidos. Para períodos superiores a 45 minutos, constata-se novamente uma maior taxa de redução de trabalhabilidade, que está relacionada com a evolução da hidratação e aproximação da fase de aceleração.

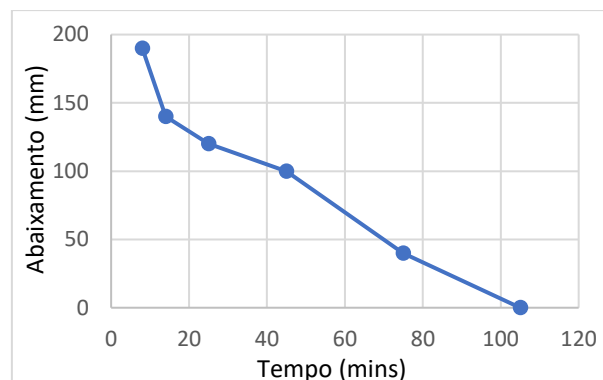


Figura 42 - Abaixamento ao longo do tempo do 15P65

A substituição de CEM I por CR provindo de betão (CRC) conduziu a abaixamentos superiores do que os betões de igual a/l, com menor teor de SP. Isso é atribuído à contaminação de agregado no CRC, que na verdade é constituído por 74% de cimento e 26% de agregado, em massa. Assim, para percentagens de substituição de 15% e 30% CRC, a relação a/l efetiva deverá ser de 0,57 e 0,60, respetivamente, o que permite o atingimento de maiores trabalhabilidades para um dado a/l do que nos betões com CRP.

A incorporação de 30% CRS conduziu a betões de maior abaixamento, para teores de SP ligeiramente inferiores, face aos betões com igual quantidade de CRP. Isso resulta da menor porosidade e área superficial do CRS provindo de pastas de maior compactidade, conduzindo a menores exigências de água (Bandeira, 2020).

Relativamente à substituição de CEM I por diferentes tipos de adições, tal como esperado, a incorporação de Cz contribui para o aumento do abaixamento, devido à sua menor superfície específica e elevada esfericidade, promovendo ainda um efeito de lubrificação sobre as restantes partículas sólidas (Bogas, 2011). A adição de até 30% de diferentes tipos de filer promoveu um efeito diferente na trabalhabilidade do betão. A adição de FC teve um efeito benéfico para incorporações até 15% e pouco significativo para maiores percentagens de adição, ao passo que o FB e o NT conduziram à redução do abaixamento. De facto, o NT ao ser um produto proveniente da pasta de cimento hidratada, apresenta maior porosidade e área superficial do que os restantes tipos de filer. Por sua vez, o FB ao apresentar na sua constituição grande percentagem de agregado fino, vai ter um comportamento intermédio do NT e do FC.

Nas misturas ternárias, a incorporação de Cz e FC em conjunto com o CRP permitiu aumentar o abaixamento face aos betões de igual quantidade de CRP e maior teor de SP. Isso justifica-se pelo efeito benéfico destas adições anteriormente referido.

A substituição de AN por ARB não afetou significativamente o abaixamento. Conforme analisado em 3.4., os ARB e o ARN apresentaram um índice de achatamento semelhante nas frações entre 4 e 12,5 mm. Assim, o maior efeito do ARB ocorre no controlo da trabalhabilidade, devido à absorção variável dos agregados (Lavado *et al.*, 2019). Por sua vez, a substituição de AN por ART conduziu a betões de melhor trabalhabilidade, em resultado da redução de 50% a 65% promovida no índice de achatamento após moagem autogénea (ver 3.4.). Desse modo, o tratamento realizado para melhoria da qualidade do agregado permite reduzir ligeiramente a quantidade de água da mistura para uma dada trabalhabilidade.

4.1.2. Massa volúmica fresca

As massas volúmicas frescas, ρ_{fresca} , variaram entre 2160 e 2360 kg/m³ (Tabela 11), sendo estes valores essencialmente dependentes da variação ocorrida na relação a/l, percentagem de incorporação de CR e tipo e teor agregado.

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Na Figura 43 apresenta-se a variação da ρ_{fresca} em função do teor de CRP, sendo possível confirmar, tal como esperado, que esta aumenta com a diminuição da relação a/l, devido à redução do teor de água na mistura.

A incorporação de CRP, em substituição do CEM I de maior massa volúmica, conduziu a uma redução natural da ρ_{fresca} . No entanto, a redução ocorrida não se justifica apenas pela diferença de massa volúmica do ligante e o conseqüente incremento da relação entre o volume de pasta e o volume do agregado nos betões com CRP. De facto, existe um rápido decréscimo da ρ_{fresca} logo a partir da

incorporação de 5% CRP. Isso resulta de se ter verificado um aumento progressivo dos vazios acidentais com o incremento da percentagem de substituição de CEM I por CRP (Figura 44). Este aumento de vazios é justificado pela maior exigência de água e maior perda de trabalhabilidade dos betões com CRP, conforme referido, o que dificulta a sua compactação. Isso permite também explicar a inversão da ρ_{fresca} ocorrida no betão com 40% CRP. A utilização de elevado teor de SP nestes betões melhorou a dispersão do CRP e do CEM I, facilitando a sua colocação e compactação. O mesmo se justifica em face da menor diferença observada entre os betões com 15% e 100% CRP, para a relação a/l de 0,65. Uma vez mais, a maior trabalhabilidade e reduzido volume de vazios do betão de referência R65 deu origem a um betão mais compacto de maior ρ_{fresca} . Naturalmente, no betão com 15% CRP de igual trabalhabilidade (15P62, Tabela 11), o aumento da relação a/l fez diminuir a ρ_{fresca} .

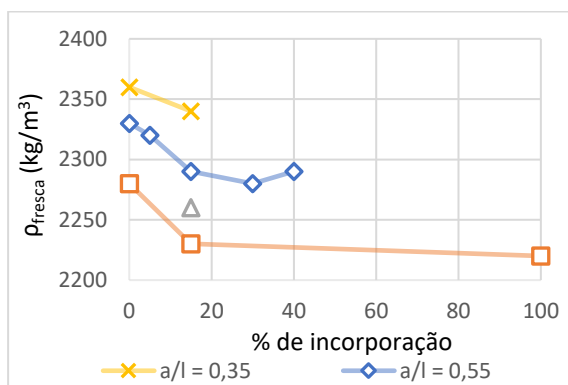


Figura 43 - Variação da massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

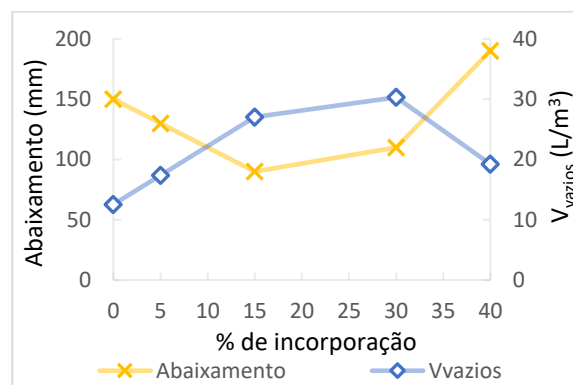


Figura 44 - Variação do abaixamento com o V_{vazios} com a incorporação de CRP

Influência do tipo de ligante

Na Figura 45 apresenta-se a variação da ρ_{fresca} com o tipo de ligante e a sua percentagem de substituição. Para qualquer tipo de ligante, a ρ_{fresca} foi inferior à do betão de referência, o que se deve à maior massa volúmica do CEM I e a ligeira diminuição do volume de pasta neste betão.

O betão com CRS e com CRC, apresentaram valores de ρ_{fresca} semelhantes aos dos betões correspondentes com CRP, o que se pode justificar pelas reduzidas diferenças de massa volúmica do ligante, bem como do teor de ar após compactação. Uma ligeira tendência de redução da ρ_{fresca} no betão com CRC pode ser atribuída à contaminação de agregado neste ligante, de menor massa volúmica do que o CRP (em especial para 30% de substituição, em que este fator já poderá assumir alguma importância).

Nos betões com Cz e NT, em geral a menor ρ_{fresca} corrobora a redução de massa volúmica destes constituintes face ao CEM I. A exceção ocorreu no betão com 30% Cz, cuja melhoria na trabalhabilidade terá permitido uma melhor compactação do mesmo. O NT possui uma massa volúmica superior às Cz o que deveria originar um betão com maior ρ_{fresca} . No entanto, a maior

trabalhabilidade no betão com Cz, reduziu o teor de vazios, justificando o ligeiro aumento de ρ_{fresca} . Nos betões com FC e FB, a maior ρ_{fresca} face aos betões com CRP pode ser explicada pela melhor trabalhabilidade e menor teor de vazios atingidos nestes betões em comparação com o CRP. As misturas ternárias apresentaram uma ρ_{fresca} superior ao 30% CRP devido ao menor volume de vazios atingidos nestes betões (Tabela 11).

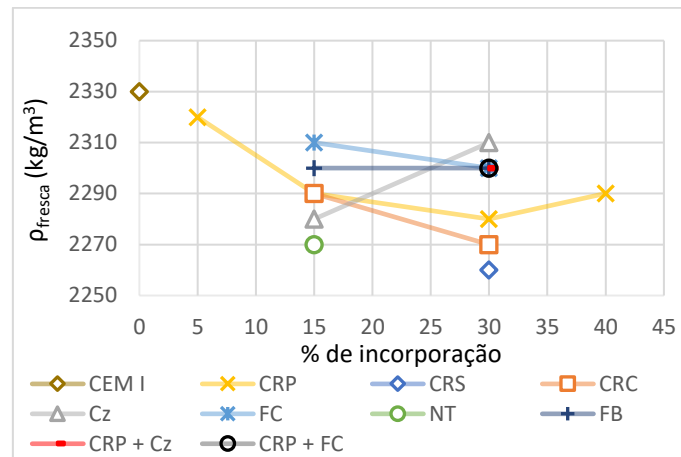


Figura 45 - Variação da massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação

Influência do tipo de agregado

Como seria de esperar, a substituição do AN por AR (nos betões com $D_{máx}$ de 12,5 mm) conduziu a uma diminuição proporcional de ρ_{fresca} , devido à menor massa destes constituintes (ver seção 3.4.). Constatações semelhantes são reportadas por outros autores (Lavado *et al.*, 2019, McNeil e Kang, 2013, Etxeberria *et al.*, 2007). Esta diminuição foi de 3,5% e 3% nos betões com ARB e ART, respetivamente. A redução de cerca de 20% no teor de pasta dos ART permitiu uma menor redução na massa volúmica deste agregado (2% superior face ao ARB). Note-se ainda que após a secagem é esperada uma maior redução da massa volúmica dos betões com AR face ao betão de referência com AN. Pelas razões já referidas, a incorporação de CRP nas misturas com ART fez diminuir a ρ_{fresca} .

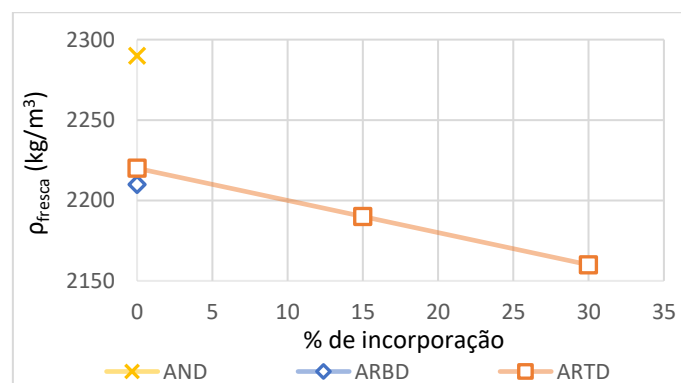


Figura 46 - Variação da massa volúmica fresca, ρ_{fresca} , com o tipo de agregado ($D_{máx}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP

4.2. Caracterização do betão no estado endurecido

4.2.1. Massa volúmica seca

As massas volúmicas secas, ρ_{seca} , variaram entre 2020 e 2330 kg/m³ (Tabela 12). Em geral, a evolução desta propriedade seguiu as tendências observadas para a massa volúmica fresca, visto que dependem ambas essencialmente dos mesmos fatores (compacidade, tipo de ligante e agregado), diferindo apenas no que se refere ao grau de hidratação atingido em cada mistura, com influência apenas na massa volúmica seca.

Tabela 12 - Massa volúmica seca, ρ_{seca} , e resistência à compressão, $f_{cm,28d}$, dos betões estudados

Mistura	a/l	ρ_{seca} (kg/m ³)	$f_{cm,28d}$ (MPa)	CV (%)
R35	0,35	2330	84,4	1
15P35	0,35	2310	90,0	4
R55	0,55	2220	52,2	1
30S55	0,55	2170	46,8	1
15C55	0,55	2190	52,0	1
30C55	0,55	2160	45,0	0
5P55	0,55	2220	53,2	3
15P55	0,55	2190	52,4	1
30P55	0,55	2170	47,8	2
40P55	0,55	2160	52,5	2
15NT55	0,55	2130	43,1	3
15CZ55	0,55	2190	44,2	0
15FC55	0,55	2190	42,9	1
15FB55	0,55	2150	43,1	3
30CZ55	0,55	2170	38,4	1
30FC55	0,55	2150	33,8	5
30FB55	0,55	2130	32,8	0
15P15CZ55	0,55	2160	44,3	3
15P15FC55	0,55	2170	40,9	2
R55D	0,55	2140	50,3	2
ARTR55D	0,55	2060	49,3	1
ART15P55D	0,55	2040	48,3	2
ART30P55D	0,55	2020	44,2	4
ARBR55D	0,55	2020	46,7	2
15P62	0,62	2110	44,6	2
R65	0,65	2100	39,8	3
15P65	0,65	2090	40,1	1
100P65	0,65	2090	33,2	2

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Tal como aconteceu na ρ_{fresca} , seria de esperar um aumento da ρ_{seca} com a diminuição da relação a/l, o que se observa na Figura 47, devido à menor porosidade das pastas apresentadas nos betões com maior relação a/l.

A redução da ρ_{seca} com o aumento da percentagem de incorporação de CRP é devido às razões apresentadas na ρ_{fresca} , destacando-se a menor massa volúmica do CRP e consequente aumento do volume de pasta.

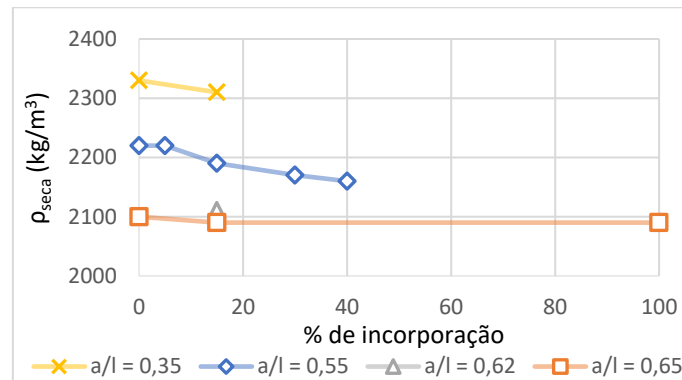


Figura 47 - Variação da massa volúmica seca, ρ_{seca} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

Por sua vez, nos betões com Cz, NT, FC e FB, ocorreu, em geral, uma maior redução de massa volúmica seca do que de massa volúmica fresca, indiciando a menor reatividade destas adições. Isso foi particularmente notório nos betões com filer, em que se verifica, inclusivamente, que ao contrário do ocorrido na ρ_{fresca} , os betões com FC e FB possuem menor ρ_{seca} do que o betão com CRP. Confirma-se assim uma maior perda de água nestes betões, associados a menores quantidades de água combinada em produtos de hidratação formados.

A substituição do AN por ARB fez reduzir a ρ_{seca} em 5,6%, sendo ligeiramente superior ao verificado para a ρ_{fresca} (3,7%). Isso resulta da maior diferença de massa volúmica entre as partículas secas de AN e ARB, face às partículas saturadas. Essa variação tornou-se menor nos betões com ART, pois estão associados a menor volume de pasta e, como tal, menor absorção (ver 3.4.).

4.2.2. Caracterização mecânica

Conforme se apresenta na Tabela 12, as resistências à compressão aos 28 dias, $f_{cm,28d}$, variaram entre 32,8 e 90,0 MPa, dependendo essencialmente da relação a/l, e em segundo plano de outros fatores, como a percentagem de incorporação de CRP, tipo de adição e tipo de agregado. No Anexo 1 apresentam-se os resultados de resistência mecânica para cada provete de cada composição.

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Na Figura 48 apresenta-se a variação da $f_{cm,28d}$, em função do teor de CRP, para diferentes relações a/l. Desde logo confirma-se que a relação a/l assume a maior importância, sendo responsável pelas maiores diferenças de porosidade e resistência dos betões.

Para idênticas relações a/l, a resistência não foi significativamente afetada pela incorporação de CRP, o que confirma a capacidade de reidratação deste ligante.

Para percentagens de incorporação até 15% de CRP verifica-se inclusivamente uma ligeira melhoria da resistência mecânica, em especial nos betões com a/l de 0,35 (6,6% de aumento). Neste betão, a introdução de SP facilita a dispersão das partículas de CRP, bem como a compactação do betão, tendo-se atingido teores de vazios similares aos do betão de referência R35. É ainda possível que para baixas percentagens de substituição, o CRP, de maior área superficial, contribua para a densificação da microestrutura por efeito de fíler e nucleação. O mesmo é reportado por Qian *et al.* (2020). Outros autores, envolvendo estudos sobre pastas (Yu e Shui, 2013) ou sobre betões (Letelier *et al.*, 2017) também referem resistências pelo menos semelhantes até cerca de 15% de substituição. No presente estudo, a resistência ótima foi atingida para 5% de substituição (2% superior ao de referência nas misturas com a/l de 0,55), que também está associado a menores valores de teor de ar acidental no betão (Figura 44).

Como referido, a resistência do betão é afetada pela porosidade global da matriz cimentícia (relação a/l), compactação do betão, desenvolvimento de produtos de hidratação e eventualmente outros efeitos de nucleação e de fíler. Em relação ao primeiro fator, a relação a/l foi mantida constante, enquanto a compactação do betão verificou-se ser tendencialmente superior nos betões sem CRP (4.2.). Desse modo, a maior contribuição do CR resulta dos últimos dois fatores.

Tal como aprofundado em estudos anteriores, sobre pastas (Bogas *et al.*, 2020) e argamassas (Bandeira, 2020), o cimento reciclado apresenta elevada capacidade de reidratação, desenvolvendo grande parte dos seus produtos de hidratação e da sua resistência mecânica em idades iniciais, devido à sua elevada superfície específica.

Em resultado da natureza porosa do CR, as matrizes cimentícias com este ligante estão associadas a microestruturas compostas por duas fases bem distintas; a relativa à porosidade interna das próprias partículas de CR e ao espaço externo entre estas (Bogas *et al.*, 2020, Bandeira, 2020). Neste caso, para uma dada relação a/l, parte da água é absorvida pelas partículas, o que faz diminuir a quantidade de água no exterior das mesmas. Assim, existe uma redução do a/l efetivo, com conseqüente diminuição da distância entre as partículas de CR, promovendo o desenvolvimento inicial de microestruturas externas mais densas.

Estes aspetos assumem maior importância em idades jovens, diluindo-se para idades superiores em que o desenvolvimento de produtos externos nas pastas com CEM I tende a ser maior (Neto, 2019). Ainda assim, tendo em consideração várias análises de caracterização microestrutural (SEM, BSE, MIP e adsorção N_2), Bogas *et al.* (2020) confirmam um maior refinamento da microestrutura em pastas com CR até aos 28 dias de idade, apesar da porosidade global ser pouco afetada.

Para percentagens superiores a 15% de substituição verifica-se uma redução progressiva da resistência, resultante da diluição da quantidade de CEM I. De facto, Real *et al.* (2020) verificaram resistências 28% inferiores em pastas com 100% CRP face a pastas de referência com apenas CEM I, existindo uma menor eficiência do CRP a longo prazo. Note-se que parte da hidratação ocorrida em produtos internos do CRP deverá contribuir de forma pouco significativa para a resistência e coesão entre partículas. Por outro lado, de acordo com Zhang *et al.* (2018), a resistência em idades avançadas pode ser também afetada pela menor capacidade mecânica das próprias partículas de CR. Como referido, os resultados obtidos de resistência mecânica são ainda afetados pelo maior teor de ar atingido nos betões com CRP.

No entanto, nos betões com 40% CRP ocorre novamente uma inversão na tendência de redução da resistência mecânica. Neste caso, a adição de SP contribui para uma melhor dispersão das partículas (tanto do CRP como do CEM I), fazendo com que a reidratação seja mais efetiva e se desenvolva de forma mais homogênea. De facto, a aglomeração do CR, tal como no CEM I, diminui a sua reatividade (Cariço *et al.*, 2019, Neto, 2019, Yu e Shui, 2003). Por outro lado, conforme discutido em 4.2., o abaixamento no betão com 40% de CRP foi também mais elevado o que contribuiu para uma redução dos vazios acidentais, e assim, um aumento da $f_{cm,28d}$.

Para a razão a/l de 0,65, a menor resistência da pasta com 100% de CRP, face à de CEM I, indica que é atingida uma menor compactidade na matriz cimentícia, quer devido ao possível desenvolvimento de produtos de hidratação de menor densidade ou em menor quantidade, quer devido à maior incorporação de vazios acidentais resultantes da menor trabalhabilidade e menor facilidade de compactação destas pastas (Tabela 11).

De referir ainda, que a capacidade de reidratação do CR e o conseqüente desenvolvimento de resistência mecânica deverá aumentar com o aumento de finura do CRP (Cariço *et al.*, 2020a, Bogas *et al.*, 2019), lembrando que neste trabalho a finura do CRP foi inferior à do CEM I.

Em betões de igual trabalhabilidade, a incorporação de 15% CRP obrigou ao aumento da relação a/l para 0,62, com conseqüente diminuição de $f_{cm,28d}$ em 14,5%. Ainda assim, conclui-se que até 15% de substituição de CEM I por CRP é possível produzir betões estruturais sem grandes conseqüências na sua trabalhabilidade e resistência mecânica.

Destaca-se o facto de até 40% de incorporação de CRP ter sido possível produzir betões correntes com classe de resistência C35/45 a C70/85, associados a relações a/l comuns entre 0,55 e

0,35, teores de ligante entre 360-450 kg/m³ e teores de CEM I de até cerca de 216-270 kg/m³. Salienta-se ainda o facto de ter sido possível produzir um betão da classe C25/30 com 100% de CRP, mesmo tendo em conta uma relação a/l elevada de 0,65. Tendo em consideração o estudo de Guedes (2019), isso pode significar uma redução superior a 150 kg de CO₂ por m³ de betão produzido (sendo que 1 m³ de betão pode estar associado à emissão de cerca de 300 kg de CO₂).

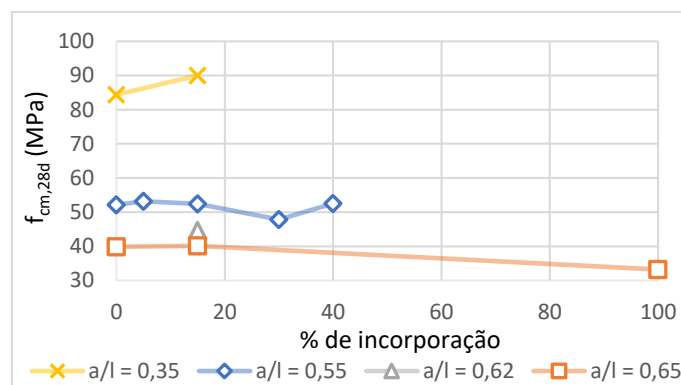


Figura 48 - Variação da resistência à compressão, $f_{cm,28d}$, com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

Influência do tipo de ligante

Como referido, a menor quantidade de fração cimentícia no CRC (74%, ver 3.3.5.), devido à existência de areia, faz aumentar a relação a/l efetiva do betão de 0,55 para 0,57 e 0,60, respetivamente para 15% e 30% de CRC, com conseqüente redução de $f_{cm,28d}$ (Figura 49). Ainda assim, para até 15% de substituição essa redução não é significativa. Salienta-se o facto dos betões com 30% CRC terem conduzido a resistências semelhantes à do betão com 15% CRP e a/l de 0,62, muito próximo do a/l equivalente de 0,60 neste betão.

Nos betões com 30% CRS, a resistência foi ligeiramente inferior à dos betões com 30% CRP. Por um lado, estes betões estiveram associados a um ligeiro incremento do teor de ar (Tabela 11). Por outro lado, a menor porosidade, área superficial e exigência de água do CRS faz com que a relação a/l da pasta entre partículas seja incrementada, diminuindo a coesão entre estas. Conforme observado na Tabela 6, o CRS está associado a maiores tempos de presa e reatividades aparentemente mais lentas.

Em relação à adição de Cz, conforme indicado na Tabela 2, estas estão associadas a um índice de atividade aos 28 dias anormalmente baixo, cumprindo no limite mínimo aceitável a exigência da norma NP EN 450-1 (2012). Assim, a sua incorporação fez reduzir a quantidade de produtos de hidratação formados, com conseqüente diminuição significativa de $f_{cm,28d}$. A maior contribuição destas adições, através da sua reatividade pozolânica, deverá ocorrer apenas a longo prazo.

Por sua vez, a substituição de CEM I pelas adições quase inertes FC, FB e NT, que atuam apenas por efeito de filer e eventual nucleação, conduziu a uma diminuição global da quantidade de produtos

de hidratação por diluição do teor de clínquer na mistura. Desse modo, ocorreu uma redução natural de $f_{cm,28d}$. Essa redução foi semelhante para os diferentes tipos de fíler, confirmando a natureza quase inerte dos mesmos.

A substituição de 15% de CEM I por adições faz corresponder a uma relação a/l equivalente de 0,65. Assim, comparando a resistência dos betões com 15% das adições analisadas face aos betões com CEM I e a/l de 0,65 (39,8 MPa), verifica-se que todas elas contribuíram para o aumento de resistência mecânica dos betões. As Cz tiveram um maior efeito do que os fíleres testados, o que pode resultar da sua maior reatividade, mas também da sua maior finura (Figura 7). Fica assim demonstrado que o fíler ajudou na resistência mecânica, por efeito de fíler e/ou nucleação.

Finalmente, nas misturas ternárias, a substituição de 15% CRP por igual quantidade de Cz e FC, fez reduzir o valor de $f_{cm,28d}$, o que está de acordo com o discutido nos pontos anteriores, obtendo-se resultados intermédios face aos betões com 30% de CRP e 30% de adições.

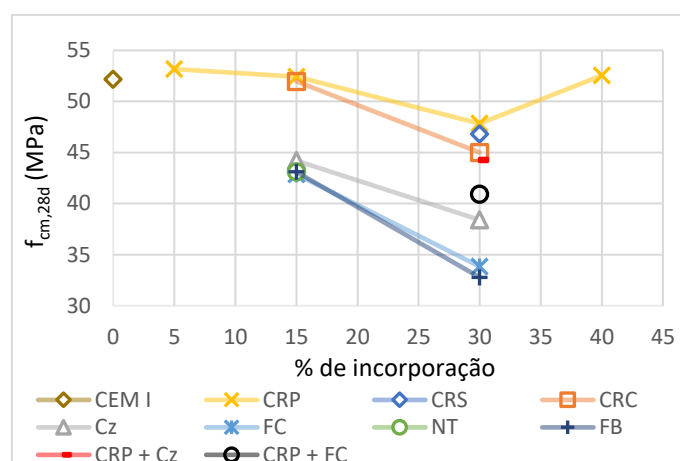


Figura 49 - Variação da resistência à compressão, $f_{cm,28d}$, com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação

Influência do tipo de agregado

Para a mesma relação a/l, a substituição de AN por ARB conduziu a uma redução de $f_{cm,28d}$ em cerca de 7% (Figura 50). Conforme observado em 3.4., os AR apresentaram resistência à fragmentação cerca de 2 vezes inferior, devido ao teor de pasta aderida na sua constituição.

Exteberría *et al.* (2007) refere que apenas para percentagens de substituição até 25% a resistência mecânica do betão não é significativamente alterada. Para percentagens até 100%, a resistência pode ser reduzida em 20-25%. Menores reduções são referidas por outros autores, dependendo das características do betão de origem do AR (McNeil e Kang, 2013). No presente trabalho, visto que o AR foi produzido com uma pasta de igual compacidade à utilizada na produção dos novos betões, a presença de pasta no ARB assumiu menor relevância. Ainda assim, é de esperar que após britagem e obtenção do ARB, a pasta aderida possa apresentar piores características do que a pasta incorporada no novo betão.

A importância da pasta é confirmada quando da incorporação de ART em substituição do ARB. Neste caso, a resistência à compressão foi apenas 2% inferior face à do betão de referência R55D. Como referido, o tratamento do agregado conduziu a uma diminuição de 20% no teor de pasta aderida. Apesar desta redução não ter sido muito elevada, é expectável que a pasta eliminada tenha sido a de mais fácil remoção, de pior qualidade e menos aderida ao agregado natural. Como tal, observou-se uma melhoria importante da resistência mecânica.

Finalmente, e conforme esperado em face dos restantes resultados, a incorporação de percentagens de CRP superiores a 15% nos betões com ART conduziu a uma redução proporcional da compactidade e da resistência mecânica.

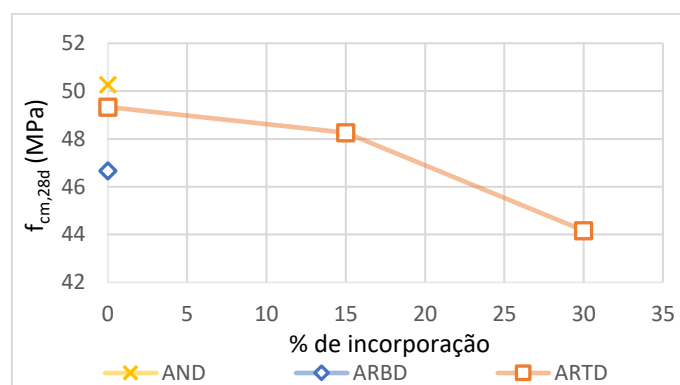


Figura 50 - Variação da resistência à compressão, $f_{cm,28d}$, com o tipo de agregado ($D_{máx}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP

4.2.3. Durabilidade

4.2.3.1. Absorção capilar

Os valores médios do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , variaram entre $27,7 \times 10^{-6}$ e $168,6 \times 10^{-6} \text{ m/min}^{0,5}$ (Tabela 13), sendo primeiramente afetados pela relação a/l e teor de humidade do betão, e com menos importância pelo teor de CR e tipo e teor de adição e agregado. No Anexo 2 apresentam-se os resultados e as curvas de absorção obtidas para cada composição.

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Conforme esperado, as misturas de maior a/l, associadas a maior porosidade e mais conectada, apresentaram coeficientes de absorção superiores (Figura 51).

Em geral constata-se um aumento do C_{abs} até 15% de substituição de CRP, seguido da sua redução para teores de CRP mais elevados, o que contraria a tendência observada na resistência à compressão.

Tabela 13 - Resultados obtidos dos ensaios de durabilidade

Mistura	a/l	C_{abs} (20min-6h) ($\times 10^{-6}$ m/min ^{0,5})	CV (%)	K_{PO_2} ($\times 10^{-18}$ m ²)	CV (%)	HR (%)	$D_{cl,RCMT}$ ($\times 10^{-12}$ m ² /s)	CV (%)	$X_{ca,28d}$ (mm)	$X_{ca,56d}$ (mm)	$X_{ca,91d}$ (mm)	$K_{ca,0-91d}$ (mm/ano ^{0,5})
R35	0,35	37,2	5	4,6	3	71,0	6,9	7	-	-	-	-
15P35	0,35	27,7	3	2,5	19	73,9	7,7	-	-	-	-	-
R55	0,55	89,6	3	23,5	5	80,6	17,6	6	4,7	5,8	7,7	15,5
30S55	0,55	106,6	7	35,7	14	75,5	20,5	4	5,7	6,9	7,8	17,1
15C55	0,55	96,1	2	35,9	21	76,0	14,7	5	5,0	6,1	7,6	15,8
30C55	0,55	113,5	4	39,0	11	72,9	16,7	2	5,9	8,4	10,5	21,2
5P55	0,55	113,2	3	28,8	5	69,2	16,5	2	3,9	5,7	7,4	14,6
15P55	0,55	119,2	4	35,9	10	66,7	19,6	1	5,1	5,9	7,0	15,1
30P55	0,55	98,5	5	28,5	10	73,4	19,8	3	5,5	7,1	8,0	17,3
40P55	0,55	66,7	7	13,7	2	77,2	18,9	6	3,3	4,0	4,7	10,1
15NT55	0,55	153,7	5	62,4	20	60,9	22,8	5	6,1	8,2	9,7	20,4
15CZ55	0,55	106,4	3	36,2	12	75,9	16,2	6	7,1	8,5	11,0	22,5
15FC55	0,55	146,7	4	59,2	22	73,8	20,8	6	7,1	10,0	11,5	24,2
15FB55	0,55	94,8	7	26,4	19	82,8	24,0	6	5,9	8,5	10,0	20,7
30CZ55	0,55	113,5	2	43,7	9	76,0	15,3	5	9,2	14,0	14,0	31,4
30FC55	0,55	160,3	14	67,7	5	71,8	33,5	5	11,4	14,9	17,3	36,8
30FB55	0,55	130,5	7	49,2	8	80,6	31,1	11	10,5	14,0	17,4	35,7
15P15CZ55	0,55	97,0	5	30,6	6	73,4	20,8	6	6,1	8,4	10,7	21,5
15P15FC55	0,55	132,1	7	45,4	16	74,7	23,6	1	6,3	7,8	10,4	20,8
R55D	0,55	94,9	7	-	-	-	17,5	6	2,1	2,2	-	-
ARTR55D	0,55	106,5	8	-	-	-	18,6	5	1,2	3,4	-	-
ART15P55D	0,55	97,2	6	-	-	-	18,3	4	1,8	1,7	-	-
ART30P55D	0,55	97,0	6	-	-	-	17,5	2	1,8	3,7	-	-
ARBR55D	0,55	110,8	12	-	-	-	19,9	2	2,2	3,5	-	-
15P62	0,62	132,8	10	49,3	6	74,8	23,0	3	5,6	6,5	-	-
R65	0,65	156,4	9	76,9	0	80,8	24,0	3	6,7	8,4	12,4	21,9
15P65	0,65	168,6	16	90,5	43	72,5	26,7	1	7,0	9,3	-	-
100P65	0,65	69,3	9	23,3	4	85,4	24,6	5	6,5	8,1	9,3	20,1

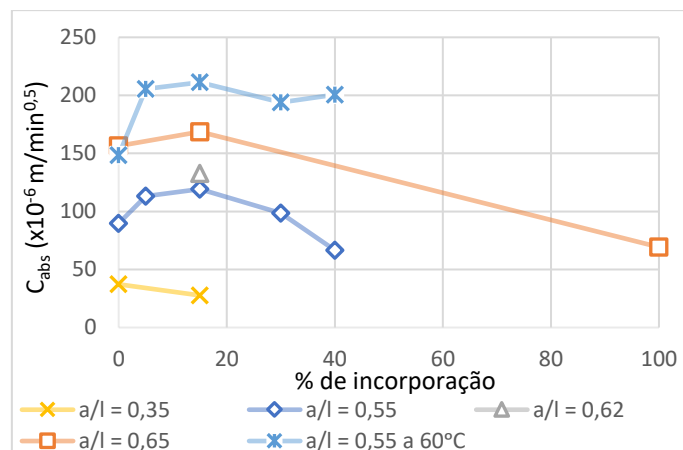


Figura 51 - Variação do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

Conforme discutido em 4.2.2., a microestrutura dos betões com CR tende a ser mais refinada, resultante da maior proximidade entre partículas de CR, devido à diminuição da relação a/l interpartícula. Por esse motivo, nas misturas com CR deverá ocorrer uma redução da porosidade capilar, em especial em idades iniciais, que como referido estão associadas a maior formação de produtos externos de hidratação nos CR.

Por outro lado, as matrizes comuns com CEM I estão apenas associadas a uma microestrutura resultante do desenvolvimento de produtos externos de hidratação. Neste caso, para idêntico a/l , a quantidade de água efetiva é superior e a microestrutura deverá ser menos densa nas idades iniciais (Bogas *et al.*, 2020). No entanto, exceto eventuais diferenças ao nível da taxa de hidratação, a porosidade global tende a ser idêntica nas matrizes com CEM I e CR. Ainda assim, visto que parte dessa porosidade é intrínseca das partículas de CR, a microestrutura externa torna-se necessariamente mais refinada nestes cimentos.

De facto, de acordo com o estudo de Bogas *et al.* (2020), envolvendo pastas de cimento de igual a/l sem SP, apesar da porosidade global ter sido semelhante, a quantidade de microporos abaixo de 50 nm foi superior nas pastas de CR do que nas de CEM I, confirmando-se o maior refinamento da microestrutura. Porém, essa diferença vai sendo progressivamente diluída ao longo do tempo, à medida que as partículas de CEM I vão sendo consumidas e aumentam os seus produtos externos de hidratação. Por outro lado, a densificação das partículas de CR vai sendo menos importante ao longo do tempo, o que está de acordo com a perda de resistência relativa face ao CEM I, observada em 4.2.2. para betões com elevada percentagem de incorporação de CRP.

Tendo em consideração estes aspetos, seria espectável que o C_{abs} dos betões com maior percentagem de CRP pudesse ser inferior, ou pelo menos idêntico ao dos betões com CEM I de igual a/l , visto que a microestrutura interpartícula pode ser mais densa. Bandeira (2020) confirmou essa

tendência em argamassas produzidas com 100% CRP face a argamassas de referência de igual a/l, conforme igualmente observado no presente trabalho para grandes percentagens de substituição.

Porém, Bandeira (2020) verifica também um ligeiro incremento de C_{abs} para 15% CRP, conforme detetado no presente estudo.

Por um lado, como sugerem os resultados de Bogas *et al.* (2020), a partir dos 28 dias a porosidade global tende a ser inferior nas misturas com CEM I, associadas a maior formação de produtos externos de hidratação do que os CRP. No entanto, os resultados de resistência mecânica indicam um ligeiro aumento de resistência nos betões com até 15% CRP, o que, como discutido em 4.2.2., indicia uma maior densificação da microestrutura nestes betões.

Mesmo admitindo que a porosidade interpartícula pode ser mais refinada nas pastas com CRP, a presença de partículas porosas pode aumentar a porosidade global e, como tal, a sua capacidade máxima de absorção. Acrescente-se ainda que, aos 28 dias, os resultados de Bogas *et al.* (2020) indicam que as diferenças de microestrutura entre pastas de CRP e de CEM I são pouco importantes. De facto, observa-se apenas o aumento da quantidade de poros de menor dimensão e redução do seu diâmetro crítico nas pastas com CRP, que por sua vez estão associadas a um ligeiro aumento da porosidade global. De acordo com Bogas *et al.* (2020), o aumento de porosidade global nos betões com CRP ocorre essencialmente ao nível dos grandes poros (menor compactação) e pequenos poros de dimensão inferior a 50 nm (porosidade interpartícula e intrapartícula).

Assim, tendo em consideração estes aspetos e os ensaios de resistência mecânica obtidos neste estudo, é admissível considerar que as misturas com até 40% CRP apresentam microestruturas semelhantes à dos betões com CEM I.

Por outro lado, como se sabe, a absorção capilar é fortemente condicionada pelo teor de humidade do betão, visto que os poros preenchidos por água deixam de participar neste mecanismo de ação (Real e Bogas, 2017, Bogas *et al.*, 2015). Na realidade, não são apenas os poros de reduzida dimensão que deixam de participar na absorção, mas também os poros mais largos cujo acesso se faz através destes poros de menor dimensão. Neste caso, para as mesmas condições de pré-condicionamento, verifica-se que os betões com CRP apresentaram menor HR (Tabela 13), reduzindo, em média, de cerca de 80% para 70% nos betões com até 30% de substituição. De acordo com Ollivier *et al.* (1995), para diferenças entre 80% e 70% de HR, a permeabilidade no betão pode aumentar em uma ordem de grandeza. Assim, os aspetos referidos, em especial este último, justificam a maior absorção e C_{abs} verificada nos betões com percentagens de substituição até 30% de CRP.

Devido ao seu menor desempenho mecânico, seria esperado que os betões com 30% de substituição apresentassem maior C_{abs} do que o betão com 15% CRP, para os quais foram medidas idênticas HR. No entanto, verificou-se uma tendência contrária que poderá estar associada, como referido, ao maior refinamento ocorrido na microestrutura interpartícula, sem que tenha ocorrido uma

alteração muito significativa da porosidade global. Isso permite também justificar a redução do C_{abs} verificado na mistura com 40% CRP, sendo inclusivamente inferior à do betão com CEM I de igual a/l e maior HR. Neste caso, este betão beneficia ainda de se atingir uma melhor dispersão das partículas de CEM I e de CRP, por adição de SP, fomentando o desenvolvimento de uma microestrutura mais densa.

Outros fatores, como a menor compactação atingida nos betões com percentagens de substituição superior a 5% de CRP e o ligeiro aumento do volume de pasta, contribuem também para o aumento do C_{abs} nos betões com CRP. Isso justifica, por exemplo, o facto dos betões com 5% CRP terem apresentado menor C_{abs} face aos betões com 15% CRP.

Por sua vez, nos betões com a/l de 0,35 verifica-se um menor C_{abs} após a incorporação de 15% de CRP. Neste caso, para além da pasta com CRP poder apresentar uma microestrutura interpartícula mais densa, estes betões foram também ensaiados com uma HR ligeiramente superior.

Finalmente, em relação aos betões com a/l de 0,65, constata-se um comportamento semelhante ao do betão 0,55, em que existe um acréscimo do C_{abs} para até 15% de CRP (de menor HR, Tabela 13) e uma subsequente redução do mesmo para maiores percentagens de substituição. Neste caso, destaca-se o valor significativamente inferior atingido no betão com 100% CRP, tendo sido inclusivamente menor ao do betão de referência com a/l de 0,55. Para tal, contribuíram os aspetos já referidos de densificação da microestrutura em torno das partículas de CRP e da significativa incorporação de SP, bem como o elevado teor de HR com que foi ensaiado. De facto, em especial nos betões com CRP, em que a microestrutura é mais refinada, para HR altas, grande parte da porosidade deixa de participar no mecanismo de absorção, sendo este fenómeno mais importante do que nos betões com CEM I de igual a/l, de porosidade mais grosseira.

De modo a tentar contornar a influência do teor de humidade, foram ainda realizados ensaios complementares de absorção capilar para provetes previamente secos em estufa a 60 °C, até massa constante. Estes ensaios foram realizados a aproximadamente 120 dias de idade, utilizando os mesmos provetes dos betões ensaiados aos 28 dias. Conforme observado na Tabela 14, a HR dos betões foi baixa, variando entre cerca de 20% e 30%. No entanto, ao contrário do que seria esperado, não ocorreu uma redução do C_{abs} com o aumento da percentagem de substituição de CRP, tendo-se verificado inclusivamente um ligeiro aumento da diferença face ao betão com CEM I. Isso pode ser justificado pelo facto de os betões terem sido ensaiados praticamente secos e com cerca de 120 dias de idade. Conforme referido anteriormente, em idades mais avançadas o desenvolvimento de produtos externos nos betões com CEM I aumenta e a porosidade global tende para valores inferiores aos dos betões com CRP de igual a/l. Por outro lado, mesmo que a microestrutura interpartícula dos betões com CRP seja mais densa, a baixa HR permite que as partículas porosas de CRP se tornem acessíveis e a absorção capilar aumente em resultado da maior porosidade global destes betões.

Tabela 14 – Coeficientes de absorção capilar, C_{abs} , para secagem a 60 °C

Mistura	a/l	$C_{abs} (20min-6h)$ ($\times 10^{-6} m/min^{0,5}$)	CV (%)	HR (%)
R55	0,55	148,43	2	26,70
5P55	0,55	205,53	3	21,40
15P55	0,55	211,20	2	32,30
30P55	0,55	193,94	2	18,80
40P55	0,55	200,48	2	29,90

Em relação aos betões de igual trabalhabilidade, o aumento da relação a/l de 0,55 para 0,62 conduziu a um aumento expectável do C_{abs} face ao betão com 15% CRP e a/l de 0,55. Porém, a diferença não foi muito elevada, o que se pode justificar pelo facto dos betões terem sido ensaiados com HR muito distinta.

Influência do tipo de ligante

Na Figura 52 observa-se que a taxa de absorção aumentou com o aumento da percentagem de incorporação das adições Cz, FC, FB e NT. A fraca atividade de qualquer um deste tipo de adições, tal como discutido na resistência mecânica, justifica esta tendência. De entre as adições referidas e tendo em conta as HR com que os provetes foram ensaiados (Tabela 13), confirma-se o melhor comportamento dos betões com Cz. Em relação às adições quase inertes, o FB manifestou o melhor comportamento, seguido do FC e do NT. Para tal, contribuiu o baixo HR atingido no NT e o elevado HR atingido no FB. Em face deste aspeto e dos resultados de resistência mecânica, estes betões deverão apresentar microestrutura semelhante.

Os betões com CRP, para valores de HR semelhantes (30% CRP), apresentaram naturalmente menor coeficiente de absorção (Figura 52), o que demonstra a maior reatividade e capacidade do CR como adição mineral.

Por sua vez, o betão com 15% CRC, cuja resistência mecânica tinha sido semelhante à dos betões com CRP (4.2.2.), apresentaram menor C_{abs} , o que se justifica pelo seu valor mais alto de HR. Estes resultados servem para demonstrar que em condições de HR idêntica, o betão com 15% CRP deveria ter absorção capilar próxima da do betão de referência, confirmando-se que esta propriedade não deverá ser prejudicada nos betões com CR, em condições de exposição usuais.

Para 30% CRC, em que a HR foi semelhante nos dois betões, confirma-se que estas misturas apresentaram menor taxa de absorção. Tal como referido, o betão 30% CRC está associado a uma relação a/l equivalente de 0,60, tornando os seus valores mais próximos do obtido no betão com 15% CRP de a/l de 0,62 (Tabela 13).

Tal como observado na resistência mecânica, o betão com 30% CRS (produzido a partir de uma pasta de origem de maior compacidade) apresentou um desempenho ligeiramente inferior ao do betão com 30% de CRP.

Face aos betões com 30% CRP, as misturas ternárias com 15% CRP e 15% Cz apresentaram valores idênticos de C_{abs} . Ao contrário do observado na resistência à compressão, as Cz foram capazes de substituir o CRP de forma igualmente eficiente. Como isso não se verifica entre o betão com 30% Cz e 30% CRP, é possível que exista um maior efeito sinérgico entre o CRP e as Cz que faça com que estas se tornem mais efetivas na mistura ternária. Essa tendência é observada por Gouveia (2019) em argamassas produzidas com diferentes teores de Cz e CR. Porém, em face dos valores obtidos de resistência mecânica e da proximidade dos resultados de absorção capilar entre betões, não é possível concluir com rigor sobre este efeito. Nas misturas ternárias com 15% Cz e 15% FC obtiveram-se valores intermédios dos obtidos para 30% CRP e 30% FC.

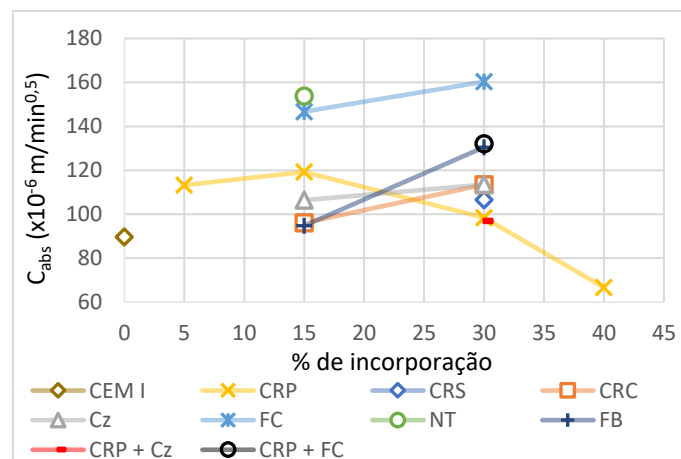


Figura 52 - Variação do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação

Influência do tipo de agregado

Nos betões sem CRP, a substituição de AN por AR fez aumentar o C_{abs} (Figura 53) devido ao teor de pasta presente nos AR. Tendências semelhantes são referidas por Guo *et al.* (2018). Neste caso, os betões com ARB, associados a maior volume de pasta aderida, apresentaram o maior valor de C_{abs} , sendo 17% superior face ao do betão de referência R55D. Por sua vez, nos betões com ART, cujo agregado possui menos aproximadamente 20% de pasta do que o ARB, a taxa de absorção foi mais próxima da obtida no R55D, tendo sido apenas 12% superior. Demonstra-se assim que o tratamento do agregado, e conseqüente eliminação da pasta aderida, contribui para a melhoria de desempenho dos betões com CR.

A adição de até 30% de CRP nos betões com ART permitiu reduzir o C_{abs} para valores semelhantes ao do betão de referência com AN. Isso prova, uma vez mais, que a incorporação de CR não deverá aumentar a taxa de absorção capilar dos betões.

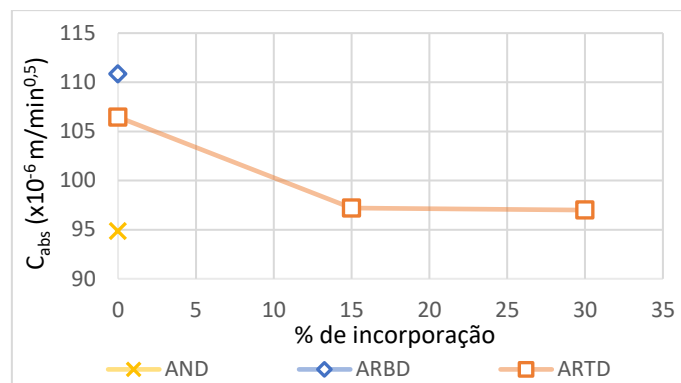


Figura 53 - Variação do coeficiente de absorção capilar, C_{abs} , com o tipo de agregado ($D_{máx}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP

4.2.3.2. Permeabilidade ao oxigénio

Conforme se apresenta na Tabela 13, os coeficientes de permeabilidade ao oxigénio, K_{PO_2} , variaram desde $2,5 \times 10^{-18}$ a $90,6 \times 10^{-18}$ m^2 , sendo esta diferença essencialmente influenciada pela relação a/l e pelo teor de humidade dos betões na altura do ensaio. No Anexo 3 apresentam-se os resultados do K_{PO_2} para cada provete de cada composição.

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Em geral, apesar de se tratar de propriedades de transporte diferentes que envolvem mecanismos de penetração distintos, a permeabilidade ao oxigénio seguiu a tendência observada na absorção capilar. No entanto, parece existir uma maior influência do teor de humidade do betão (Figura 54), promovendo variações mais acentuadas entre as diferentes composições. Isso também justifica-se pelo facto da permeabilidade ao gás ser mais sensível a pequenas variações de porosidade do betão do que a absorção capilar (Bogas, 2011).

Tal como na absorção capilar, nos betões com a/l de 0,55 verifica-se o aumento de K_{PO_2} para teores de até 15% CRP, diminuindo posteriormente para maiores percentagens de substituição. Para os resultados obtidos são atribuídas as mesmas razões referidas em 4.2.3.1., nomeadamente no que se refere à densidade da microestrutura, compactação do betão e influência do teor de humidade neste mecanismo de transporte. Em especial, destaca-se este último fator, tendo-se constatado que, apesar da maior compacidade dos betões com a/l de 0,55, a mistura com a/l de 0,65 e 100% CRP, associada a valores de HR até cerca de 20% superiores, apresentou menor K_{PO_2} .

Ainda assim, tendo em consideração valores idênticos de HR entre a mistura de referência R55 e o betão com a/l de 0,55 e 40% CRP, bem como entre R55 e o betão com a/l de 0,65 e 100% CRP, conclui-se que a incorporação de grandes dosagens de CRP contribuiu para o refinamento da microestrutura e redução da permeabilidade ao gás dos betões. Como referido, a incorporação de elevados teores de SP e a diminuição promovida na relação a/l interpartícula são fatores que terão

contribuído para a redução significativa do K_{PO_2} . Isso é igualmente confirmado na redução de 45% observada no betão com a/l de 0,35, após substituição de CEM I por CRP.

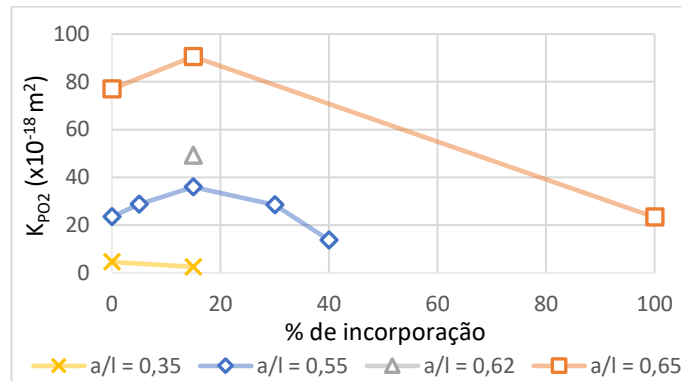


Figura 54 - Variação do coeficiente de permeabilidade ao oxigênio, K_{PO_2} , com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

Influência do tipo de ligante

Na Figura 55 apresenta-se a variação de K_{PO_2} para os betões produzidos com diferentes tipos e teores de adições. Tal como constatado anteriormente, a variação do K_{PO_2} segue a tendência do ensaio de absorção capilar.

Excluindo os resultados claramente influenciados pelo diferente teor de humidade dos provetes, e que já foram discutidos para a absorção capilar, o melhor desempenho é novamente evidenciado pelos betões com Cz, seguido dos betões com fíleres quase inertes.

Importa realçar que tanto as misturas com 15% de Cz, como com 15% de NT, FB ou FC (com a/l de 0,55 e relação Água/Cimento (a/c) de 0,65) apresentaram melhor comportamento em termos de taxa de absorção capilar e permeabilidade ao O_2 do que o betão de referência com a/l de 0,65 (igual a/c equivalente). Isso demonstra, uma vez mais, a ligeira contribuição de qualquer uma das adições utilizadas para o aumento de durabilidade dos betões. Ainda assim, a incorporação de CR provou sempre ser mais eficiente do que qualquer uma destas adições minerais, mostrando níveis de eficiência próximos do CEM I.

Novamente, a mistura ternária 15P15CZ55 apresentou valores muito próximos do betão com 30% CRP, existindo a hipótese de ocorrer uma melhor reatividade e participação das Cz nestas condições. O betão 15P15FC55 apresentou valores intermédios entre o obtido para 30% CRP e 30% FC, conforme seria de esperar.

Finalmente, nos betões com CR proveniente de betão verifica-se a mesma tendência observada na absorção capilar, face aos betões com CRP. A ligeira diminuição de K_{O_2} para 15% CRC e o aumento para 30% CRC seguem as mesmas justificações de 4.2.3.1.

A permeabilidade ao oxigênio não foi analisada nos betões com AR. No entanto, pelos mesmos motivos referidos para a absorção capilar, seriam esperadas maiores permeabilidades nos betões com AR, associados a maiores teores de pasta e agregados de pior qualidade.

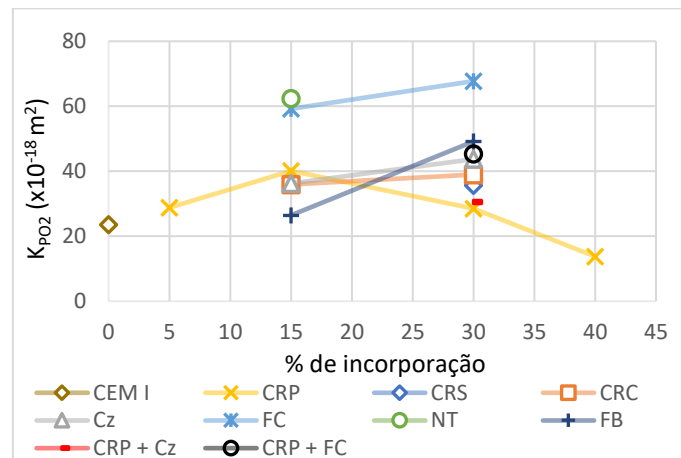


Figura 55 - Variação do coeficiente de permeabilidade ao oxigênio, K_{PO_2} , com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação

4.2.3.3. Ensaio acelerado de resistência à penetração de cloretos

Os coeficientes de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, variaram entre $6,9 \times 10^{-12}$ e $33,5 \times 10^{-12}$ m^2/s (Tabela 13), dependendo dos fatores já referidos, nomeadamente a relação a/l , teor e tipo de ligante e tipo de agregado. No Anexo 4 apresentam-se os resultados do $D_{cl,RCMT}$ para cada provete de cada composição.

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Exceto para 5% de substituição, o $D_{cl,RCMT}$ aumentou com a percentagem de incorporação de CRP de forma semelhante ao observado na absorção capilar, quando os provetes foram previamente secos. Em média, verifica-se um aumento geral do $D_{cl,RCMT}$ até 30% da percentagem de substituição, ocorrendo um ligeiro decréscimo para percentagens de substituição superiores (Figura 56), sendo que os valores de $D_{cl,RCMT}$ foram sempre ligeiramente superiores aos das misturas de referência. Esta tendência foi verificada independentemente da relação a/l , inclusivamente no betão com a/l de 0,35, em que nos anteriores ensaios realizados neste trabalho o betão com 15% CRP tinha manifestado melhor desempenho.

Dado que este ensaio não depende do teor de humidade, a porosidade global, que tende a ser superior nos betões com CRP, torna-se mais acessível. Por outro lado, a permeabilidade é mais afetada pelo diâmetro crítico dos poros do que a difusão (Halamickova *et al.*, 1995). Neste caso, assume menor relevância o possível maior refinamento da microestrutura interpartícula nos betões com CRP. Os betões podem ainda apresentar capacidade de fixação de cloretos ou composição da solução dos

poros diferente, embora o conhecimento atual não permita concluir sobre estes aspetos. Mais uma vez, os betões também parecem ter sido afetados pelas diferenças observadas ao nível da sua compactação (volume de vazios).

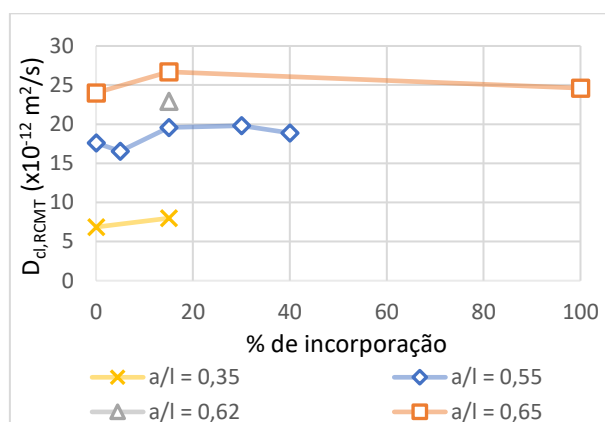


Figura 56 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

Em betões de elevada resistência, Qian *et al.* (2020) reportam reduções ligeiras do $D_{cl,RCMT}$, de 15% e 7%, para substituições de CEM I por CRP de 12,5% e 25%, respetivamente. Para 37,5% e 50% de substituição, o $D_{cl,RCMT}$ aumentou em 5% e 30%, respetivamente. Os autores atribuem estes resultados a uma eventual densificação por nucleação ocorrida até 25% de incorporação, resultante de uma menor finura e adequada dispersão do CRP. Para percentagens de incorporação superiores, o incremento do teor de vazios conduziu a uma redução geral do desempenho dos betões com CRP.

Do ensaio de migração de cloretos não se confirma uma maior densificação dos betões até 15% de substituição, ao contrário do sugerido nos resultados de resistência mecânica (4.2.2.). Os ensaios de resistência mecânica são mais dependentes da microestrutura interpartícula, que define a coesão entre as partículas. Neste caso, esta poderá ter sido densificada com a incorporação de até 15% CRP.

Como referido, a porosidade global tende a ser maior nos betões com maior percentagem de CRP, podendo-se refletir nas propriedades de transporte. Porém, tal como observado para a resistência mecânica, permeabilidade ao O_2 e absorção capilar, nos betões com mais de 30% CRP e elevada dosagem de SP são atingidas microestruturas mais densas.

A redução do $D_{cl,RCMT}$ entre as percentagens de 30% e 40% CRP, que deverá resultar da incorporação de SP, com consequente melhoria da dispersão das partículas, pode ter compensado parcialmente o aumento de porosidade global com o incremento da percentagem de incorporação de CRP.

O melhor desempenho foi observado no betão com 5% de CRP, coincidindo com o valor ótimo de incorporação deduzido dos ensaios de resistência mecânica. Neste caso, o $D_{cl,RCMT}$ foi 6,3% inferior ao da mistura de referência R55.

Ainda assim, independentemente da tendência geral de depreciação da resistência à penetração de cloretos com a incorporação de CRP, constata-se que os valores de $D_{cl,RCMT}$ foram apenas 3% a 12,5% superiores ao dos betões de referência com apenas CEM I, mesmo considerando relações a/l entre 0,35 a 0,65 e teores de CRP de 15% a 100%.

No betão de igual trabalhabilidade (15P62), com maior a/l (0,62), o aumento de $D_{cl,RCMT}$ foi de 30,7% face ao betão de referência com a/l de 0,55. Esta propriedade é muito afetada pela relação a/l, existindo uma aproximação ao betão de referência R65 (a/l de 0.65).

Na Figura 57, apresentam-se os valores de $D_{cl,RCMT}$ obtidos no presente estudo, em função da relação a/l, envolvendo o CEM I e o CRP (substituição de 5% a 100%), bem como as curvas reportadas por outros autores em betões de referência com CEM I. Em geral, os valores obtidos no presente trabalho para os betões com CEM I foram ligeiramente inferiores ao reportado por outros autores. Porém, tanto os betões com CEM I como com incorporação de CRP, seguiram uma tendência semelhante à das restantes curvas de outros autores. O ligeiro aumento do coeficiente de difusão nos betões com CRP enquadra-se dentro dos valores usais de $D_{cl,RCMT}$ verificado por outros autores. Apenas para baixas relações a/l, inferiores a 0,40, ocorreu um maior desvio nos betões com CRP.

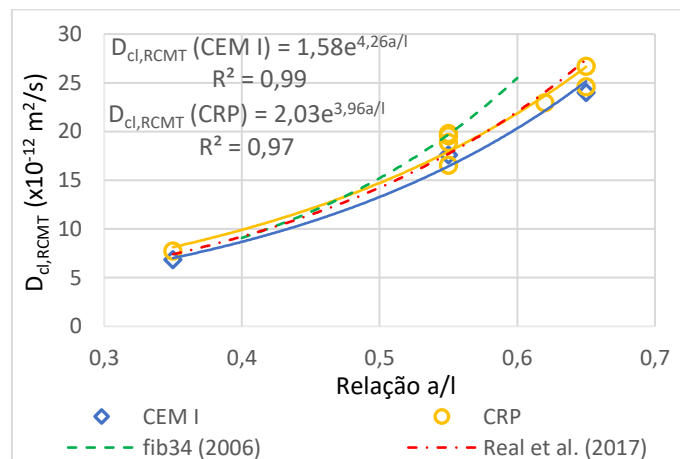


Figura 57 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com a relação a/l em misturas CEM I e CRP de acordo com o presente estudo e outros autores (fib34, 2006; Real et al., 2017)

Influência do tipo de ligante

Na Figura 58 apresenta-se a variação do $D_{cl,RCMT}$ com o tipo de ligante. Ao contrário do observado nos ensaios de absorção capilar e permeabilidade ao O_2 , a adição de Cz teve um efeito importante na redução do $D_{cl,RCMT}$, verificando-se coeficientes de migração 8% e 13% inferiores ao do betão de referência R55, para 15% e 30% Cz, respetivamente. A redução do coeficiente de migração nos betões com Cz é reportado por vários autores, sendo atribuído ao refinamento da microestrutura,

ao incremento da capacidade de fixação de cloretos (por aumento do teor de aluminatos) e à alteração da solução dos poros, com influência na migração de cloretos (Bogas, 2011, Mehta e Monteiro, 2006, Papadakis, 2000, Alonso *et al.*, 1994). Em função dos resultados obtidos nos restantes ensaios e em face do reduzido índice de atividade das Cz aos 28 dias (Tabela 2), conclui-se que a tendência observada deverá ser atribuída aos dois últimos fatores. Tal como observado em Real *et al.* (2015), a resistividade dos betões com Cz, que depende da composição dos poros, tende a aumentar para relações a/l de 0,55, originando a diminuição do $D_{cl,RCMT}$. No documento fib34 (2006) são igualmente sugeridos valores mais baixos de $D_{cl,RCMT}$ em betões com teores médios de 22% Cz, embora estes resultados sejam significativamente dependentes do tipo de Cz.

Porém, ao contrário do que seria esperado, a mistura ternária 15P15CZ55 apresentou valores ligeiramente mais elevados de $D_{cl,RCMT}$ do que os betões com 30% Cz ou 30% CRP. Não foi encontrada uma justificação para este resultado, nomeadamente tendo em conta o efeito benéfico da incorporação conjunta do CRP e da Cz observado na permeabilidade ao O_2 e absorção capilar.

Em relação aos betões com fíler, a adição de NT, FB e FC mostrou uma vez mais fraca reatividade, o que corrobora os restantes ensaios realizados no trabalho. Para 15% destas adições, o $D_{cl,RCMT}$ variou entre 21 e 24%, sendo apenas ligeiramente inferior ao do betão de referência R65, com idêntico a/c equivalente. O menor desenvolvimento de produtos de hidratação não só afeta a microestrutura como também reduz a capacidade de fixação de cloretos do betão (Bogas, 2011).

Tal como observado nos restantes ensaios, os betões com 30% de CR proveniente de pastas de maior compacidade (CRS) apresentaram valores de $D_{cl,RCMT}$ superiores ao do betão com 30% CRP.

Os betões com CR proveniente de betão (CRC), apresentaram $D_{cl,RCMT}$ semelhante ao dos betões com igual teor de CRP. O ligeiro aumento para teores de 30% CRC resulta do incremento do a/l efetivo para cerca de 0,60.

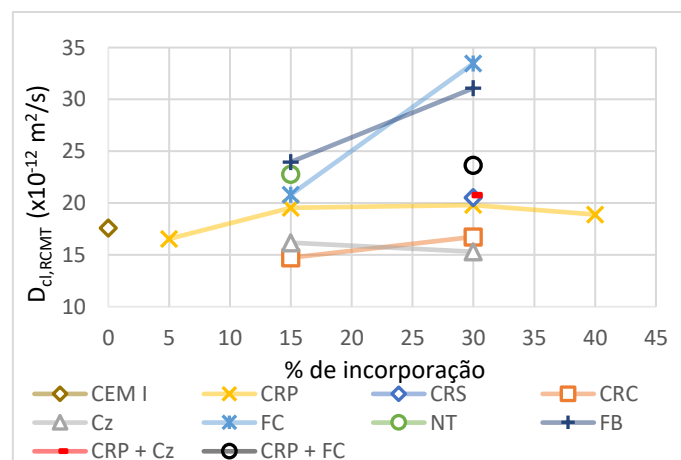


Figura 58 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação

Influência do tipo de agregado

Relativamente aos betões com $D_{m\acute{a}x}$ inferior a 12,5 mm, tal como na absorção capilar, ocorreu um aumento de $D_{cl,RCMT}$ com a substituição de AN por AR (Figura 59). O mesmo é reportado por Guo *et al.* (2018), especialmente em betões de elevado a/l.

A substituição de AN por ARB conduziu a um aumento de 12,5% no $D_{cl,RCMT}$, resultante da maior permeabilidade destes betões, associados a maior teor de pasta (Duan *et al.*, 2014). A utilização de ART permitiu aumentar a resistência à penetração de cloretos face ao betão com ARB, obtendo-se betões com $D_{cl,RCMT}$ apenas 6% superior ao do betão de referência R55D. Tal como observado noutras propriedades analisadas neste estudo, o tratamento térmico adicional realizado ao ARB mostrou ser eficaz no incremento das propriedades mecânicas e de durabilidade dos betões reciclados.

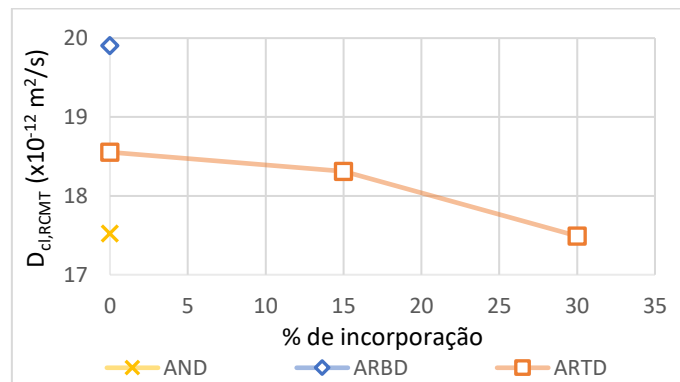


Figura 59 - Variação do coeficiente de migração de cloretos, $D_{cl,RCMT}$, com o tipo de agregado ($D_{m\acute{a}x}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP

4.2.3.4. Ensaio acelerado de resistência à carbonatação

Os coeficientes de carbonatação até aos 91 dias, $K_{ca,0-91d}$, variaram entre 10,1 e 36,8 mm/ano^{0,5} (Tabela 13), dependendo de fatores como a relação a/l, teor de humidade, tipo de ligante e tipo de agregado.

A importância do teor de humidade dos provetes na carbonatação reflete-se no desenvolvimento das curvas de carbonatação em função da raiz do tempo. Conforme se observa na Tabela 15, ocorreu um aumento sistemático da HR do betão para o interior do provete, o que faz com que a evolução da profundidade de carbonatação tenda a desviar-se progressivamente da relação teórica em função da raiz do tempo (Figura 60). De facto, em geral verifica-se um maior decréscimo da taxa de carbonatação após as primeiras idades do que aquilo que traduz a equação (7) (em função da \sqrt{t}). No Anexo 5 apresentam-se os gráficos da profundidade de carbonatação com a raiz do tempo das restantes composições.

Tabela 15 - Teor de humidade de alguns provetes

Mistura	a/l	Dias na câmara de carbonatação	Zona do provete	HR (%)
30FC55	0,55	91	Interior	82,1
			Exterior	80,5
R55D	0,55	28	Interior	84,0
			Exterior	80,0
ARTR55D	0,55	28	Interior	83,8
			Exterior	80,8
ARBR55D	0,55	28	Interior	84,4
			Exterior	82,6
R65	0,65	91	Interior	79,2
			Exterior	77,3
100P65	0,65	91	Interior	79,8
			Exterior	76,9

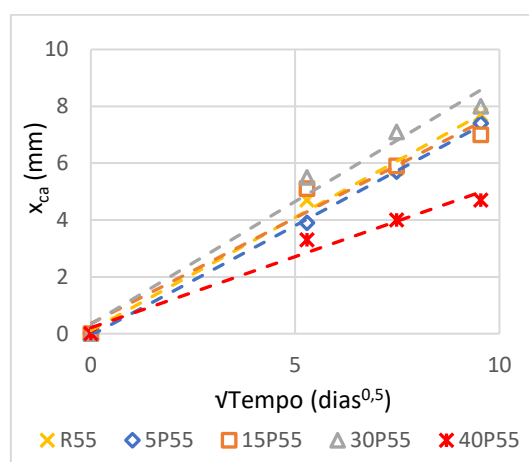


Figura 60 - Profundidade de carbonatação, x_{Ca} , em função da \sqrt{t}

O elevado teor de humidade dos provetes durante o ensaio deriva das condições de pré-condicionamento pouco severas (apenas 21 dias a cerca de 60% HR, ver 3.5.4.) e do maior teor de HR da câmara de carbonatação face ao inicialmente previsto (cerca de $65 \pm 5\%$).

Assim, face às taxas de carbonatação reportadas por outros autores em betões de referência de idêntico a/l (Real, 2019, Bogas, 2011), no presente estudo obtiveram-se velocidades de carbonatação inferiores. Em termos médios, para betões convencionais com a/l de 0,55 e 0,65, Real (2019) reporta $K_{Ca,0-91d}$ de 17 mm/ano^{0,5} e 36 mm/ano^{0,5}, respetivamente. Estas taxas de carbonatação foram até 39% superiores às verificadas no presente trabalho.

Influência da relação a/l e percentagem de incorporação de CRP

Conforme referido, a incorporação de CRP conduz a matrizes cimentícias com microestruturas mais refinadas, sem apresentar necessariamente menor porosidade global. Por outro lado, verifica-se que os provetes apresentaram HR na ordem dos 80% HR aos 90 dias, sem grande variação entre

diferentes betões. Isso faz com que se saliente ainda mais a participação de poros mais grosseiros e assumam menor importância a porosidade mais refinada ou conectada por poros de menor dimensão. Por outras palavras, nestas condições, as composições associadas a menor diâmetro crítico tenderão a apresentar um melhor comportamento face à carbonatação.

Tal como observado nas propriedades mecânicas ocorreu uma densificação da microestrutura para reduzidas percentagens de incorporação de CRP. Assim, em geral, verifica-se um aumento da resistência à carbonatação com a incorporação de CRP, exceto nos betões com 30% de CRP em que, pelos motivos já referidos, os betões atingiram menor densificação (Figura 61).

Destaca-se a elevada redução atingida no betão com 40% CRP (35% face ao betão de referência), tendo sido beneficiado pela adição de SP durante a mistura que contribuiu para uma melhor dispersão e efetivação do CRP e CEM I. Nos betões de a/l 0,65, importa também realçar a menor taxa de carbonatação verificada no betão com 100% CRP face ao betão de referência de igual composição (cerca de 8% inferior). Apesar do menor desenvolvimento de produtos de hidratação e menor $f_{cm,28d}$ do betão com 100% CRP, a sua microestrutura mais refinada permite justificar o seu melhor desempenho. Acrescente-se que o elevado teor de CH disponível nos CRP desde as idades iniciais permite que os betões com estas adições tenham teores elevados de material carbonatável (Real *et al.*, 2020).

No betão com a/l de 0,65, a incorporação de 15% CRP conduziu a matrizes menos densificadas, conforme também foi observado nos ensaios de absorção capilar, permeabilidade ao O_2 e resistência à penetração de cloretos, implicando um ligeiro aumento da profundidade de carbonatação (Figura 62).

O betão produzido com 15% CRP, de igual trabalhabilidade ao do betão de referência R55, apresentou um aumento, em média, de 13,4% na profundidade de carbonatação (Figura 63). O eventual refinamento da porosidade atingido com a incorporação de CR é compensado pela maior exigência de água deste ligante, obrigando ao aumento da relação a/l .

Influência do tipo de ligante

Os betões com CR produzido a partir de detritos de betão apresentaram maiores taxas de carbonatação do que os betões com CR provenientes de pasta. Estes ao se apresentarem contaminados com agregado, não só vão aumentar ligeiramente a relação a/c , como vão ainda reduzir a quantidade de material carbonatável. Assim, são observados aumentos progressivos da profundidade de carbonatação ao longo do tempo, traduzindo-se no aumento de $K_{ca,0-91d}$ em 4% e 18% face ao 15P55 e 30P55, respetivamente (Figura 64).

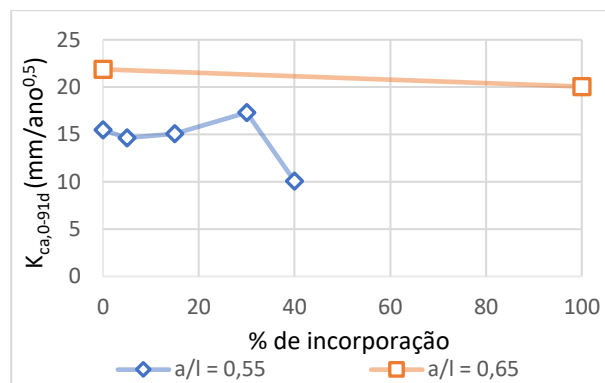


Figura 61 - Variação do coeficiente de carbonatação, $K_{ca,0-91d}$, com a relação a/l e diferentes percentagens de incorporação de CRP

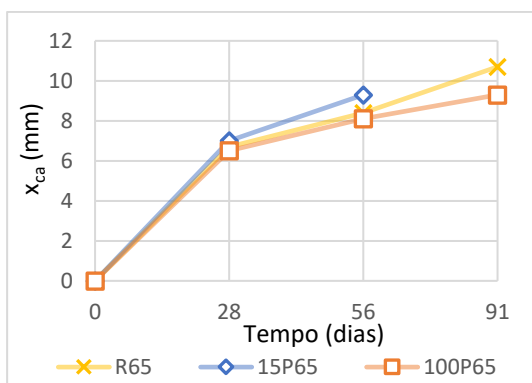


Figura 62 - Variação da profundidade de carbonatação, x_{ca} , entre betões de relação a/l de 0,65

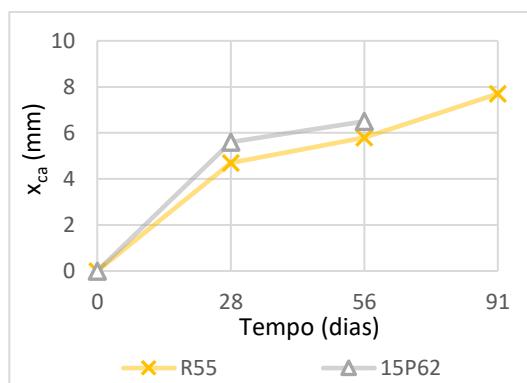


Figura 63 - Variação da profundidade de carbonatação, x_{ca} , entre betões de igual trabalhabilidade

A incorporação de fíler quase inerte, na forma de NT, FB e FC, vai promover o aumento da relação a/c para uma dada relação a/l , implicando um aumento esperado de $K_{ca,0-91d}$. Esse aumento tende a ser mais expressivo nos betões com FC, seguido de FB e NT. Tal se justifica pelo facto do material carbonatável decrescer de acordo com $FC < FB < NT$. A reduzida diferença entre os betões com FB e NT, apesar do FB conter elevada percentagem de agregado e, como tal, menos material carbonatável, justifica-se pelas reduzidas percentagens de substituição consideradas e pelo facto de ambas as adições se apresentarem parcialmente carbonatadas antes da sua incorporação no betão.

Conforme é referido na literatura (Bogas *et al.*, 2016), a incorporação de Cz conduziu ao aumento da taxa de carbonatação. Isso resulta das reações pozolânicas consumirem CH, competindo com a carbonatação no consumo de material carbonatável. Assim, o eventual refinamento proporcionado pelo desenvolvimento de C-S-H adicional é compensado pela redução de material carbonatável e pela diminuição, principalmente em idades iniciais, do teor de produtos de hidratação que resultariam da fração de cimento substituída por Cz (Lagerblad, 2005). Desse modo, a incorporação de 15% e 30% de Cz conduziu a um aumento do $K_{ca,0-91d}$ em 31% e 51% face ao betão de referência R55, respetivamente. A reatividade lenta das Cz permite justificar o rápido aumento da

profundidade de carbonatação até aos 7 dias, quando comparado com as restantes composições e face à evolução teórica, traduzida por \sqrt{t} .

O betão com a mistura ternária composta por 15% Cz e 15% CRP apresentam um comportamento intermédio do betão com 30% Cz e 30% CRP. Por um lado, a incorporação de 15% CRP em substituição de cimento não afeta ou até melhora a resistência à carbonatação (permitindo um comportamento ligeiramente superior ao do betão com 15% Cz, 15CZ55). Por outro lado, a incorporação de 15% de Cz aumenta a taxa de carbonatação pelos motivos já referidos.

No entanto, de acordo com os resultados obtidos, não é possível concluir da melhor efetivação da Cz na presença do CRP, conforme poderia ser espectável em face da maior disponibilidade de CH em idade inicial nestes ligantes. As misturas com CRP e FC apresentaram um comportamento intermédio do obtido nos betões com apenas CRP ou FC.

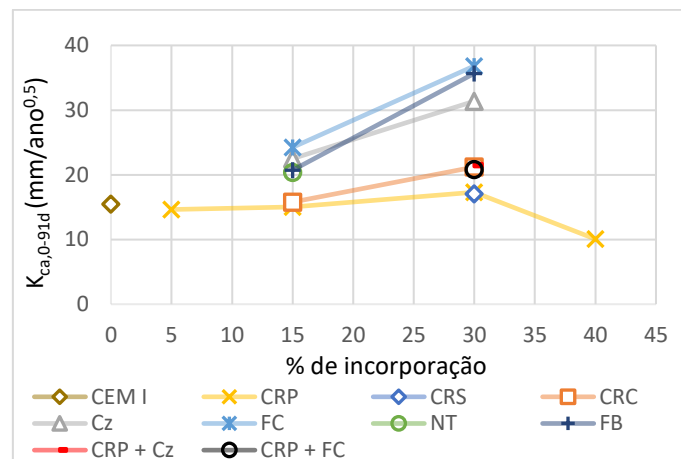


Figura 64 - Variação do coeficiente de carbonatação, $K_{ca,0-91d}$, com o tipo de ligante e diferentes percentagens de incorporação

Influência do tipo de agregado

A resistência à carbonatação não variou muito com o tipo de agregado (Figura 65), pois a qualidade da pasta dos AR é semelhante à da pasta utilizada na produção dos betões (idêntico a/l de 0,55). Por outro lado, as baixas profundidades de carbonatação atingidas até à idade de ensaio analisada, que foram inferiores a 4 mm, são muito afetadas pelo betão na superfície, não permitindo analisar o efeito de se incorporar AR grosso de dimensão maioritariamente superior a 4 mm.

As reduzidas diferenças obtidas entre betões apenas permitem confirmar o efeito benéfico de se introduzir baixas dosagens de CRP em substituição de CEM I.

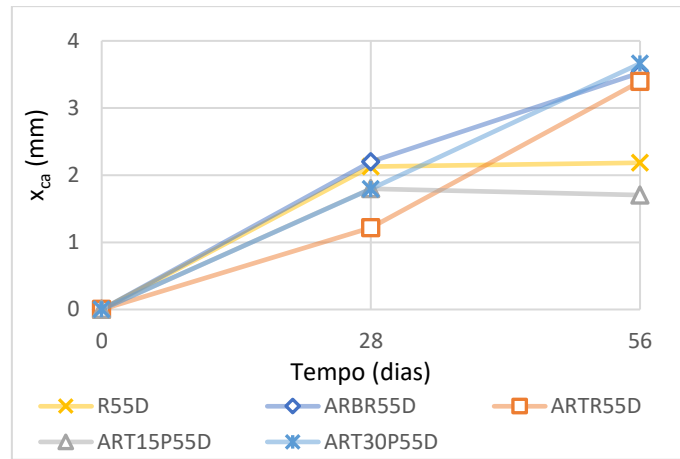


Figura 65 - Variação da profundidade de carbonatação, x_{ca} , com o tipo de agregado ($D_{máx}$ 12,5 mm) e diferentes percentagens de incorporação de CRP

(página intencionalmente deixada em branco)

5. CONCLUSÕES

Neste capítulo resumem-se as conclusões obtidas ao longo do presente trabalho, que teve como principal objetivo a análise de durabilidade de betões de diferente relação a/l produzidos com distintos tipos e percentagens de incorporação de CR, e tipos de AR.

Para tal, foram considerados betões com relação a/l entre 0,35 e 0,65, abrangendo as gamas de resistência mais comuns nos betões estruturais. Os betões foram analisados para CR termoativados a partir de pastas com a/l de 0,55 (CRP) e a/l de 0,35 (CRS), bem como a partir de betões com a/l de 0,55, obrigando à aplicação de uma metodologia inovadora de separação, que foi desenvolvida e patenteada no âmbito do projeto de investigação em que se insere este trabalho. O comportamento destes betões foi confrontado com o de misturas produzidas com outras adições minerais correntes, nomeadamente Cz e vários tipos de fíler (FC e fíler proveniente de resíduos de pasta Não Tratada (NT) ou de resíduos de betão (FB)), de modo a avaliar o potencial do CR em substituição de CEM I. Finalmente, foi ainda considerado a produção de betões com ARB e com os mesmos agregados submetidos a um tratamento térmico de beneficiação (ART), para redução da quantidade de pasta aderida e melhoramento do seu desempenho. Para além da caracterização no estado fresco e da resistência mecânica, os betões foram analisados em termos das suas principais propriedades de transporte (absorção capilar e permeabilidade ao oxigénio), resistência à penetração de cloretos e resistência à carbonatação. Este trabalho, que contou com uma importante componente experimental, foi realizado no âmbito do projeto FCT, EcoHydB - PTDC/ECI-CON/28308/2017.

No final do capítulo apresentam-se algumas propostas de desenvolvimentos futuro que visam a continuação dos trabalhos de investigação neste domínio.

5.1. Conclusões finais

No presente trabalho foi produzido CR a partir da termoativação de pastas e betões tratados a 650 °C (CRS, CRP e CRC), tendo-se constatado uma adequada capacidade de reidratação em todos estes ligantes. As pastas e betões de origem apresentavam coeficientes de hidratação superiores a 75%, justificando a sua consideração como representativos de detritos de betão antigos.

Procedeu-se ao tratamento térmico e mecânico, por abrasão, de AR inicialmente obtidos por um processo de moagem primária. Ao contrário do inicialmente definido, foi apenas possível tratar os agregados a temperaturas máximas de cerca de 300 °C. Esse procedimento permitiu reduzir o teor de pasta aderida no agregado, em média, de 29% em percentagem de massa e 20% em percentagem de volume. Como consequência, verificou-se um decréscimo de 10% a 24% na absorção de água, 54% a 67% no índice de achatamento e 6% no coeficiente de Los Angeles, face aos ARB.

Os vários betões foram produzidos para a classe de consistência alvo S3, ajustando-se a trabalhabilidade com a adição de SP. Confirma-se a elevada exigência de água do CR, conduzindo a

uma redução importante da trabalhabilidade face aos betões de referência com apenas CEM I, de igual relação a/l. Estes betões estão ainda associados a rápida perda de trabalhabilidade, aconselhando-se maiores tempos de mistura para o melhor controlo desta propriedade.

Para dosagens de até 15% CR, foi necessário aumentar a relação a/l em 13% de modo a obter betões de igual trabalhabilidade. Este aumento conduziu a uma ligeira depreciação das várias propriedades analisadas. Teores de CR superiores a 15% exigiu a incorporação adicional de SP, de modo a compensar este aspeto. O ponto de saturação de SP tende a ser mais elevado nestes cimentos.

A massa volúmica fresca e seca dos betões foi essencialmente afetada pela relação a/l e nível de compactação. Verificou-se um aumento proporcional do teor de vazios com o incremento da percentagem de substituição de CEM I por CR, em especial para percentagens superiores a 5%. A menor trabalhabilidade destes betões dificulta a sua compactação. A variação entre a massa volúmica fresca e seca nos betões com CRP foi semelhante à dos betões de referência, sugerindo níveis semelhantes de hidratação e desenvolvimento de microestrutura nos dois tipos de betões.

Para percentagens de incorporação de CR variáveis entre 5% e 100%, foram produzidos betões C25/30 a C70/85, sendo possível abranger a gama mais usual de classes de resistência nos betões estruturais. Acrescenta-se que a resistência mecânica foi pouco afetada pela incorporação de CR, confirmando-se a capacidade de reidratação deste ligante. Isso demonstra a viabilidade técnica de se incorporar CR na produção de betão estrutural em substituição de CEM I.

Conclui-se que para teores de CR até 15%, a resistência mecânica foi semelhante a ligeiramente superior à dos betões de referência, sem afetar significativamente a sua trabalhabilidade e colocação. O valor ótimo de resistência foi atingido para 5% de substituição.

Para percentagens superiores a 15%, ocorreu uma redução de até 17% na resistência mecânica, dependendo da relação a/l, teor de CR e adição de SP. Essa redução foi de apenas até 8,5% para percentagens de substituição inferior a 40%, dentro da gama usualmente considerada em betões com adições. A introdução de SP, que contribuiu para uma melhor dispersão do CEM I e do CR, permitiu aumentar de forma relevante a efetividade do ligante.

A redução da relação a/l interpartícula contribuiu para o refinamento da microestrutura da matriz cimentícia, reduzindo as suas propriedades de transporte. No entanto, os coeficientes de absorção e de permeabilidade ao O₂ aumentaram com a percentagem de incorporação de CR até 15%, reduzindo posteriormente para maiores teores de CR. Isso resultou essencialmente das elevadas diferenças de teor de humidade entre os vários betões ensaiados, contribuindo também o menor teor de vazios nos betões com CR. Porém, em condições severas de secagem, que permite a disponibilização da rede porosa mais refinada da pasta com CR, mas eventualmente associada a maior porosidade global, ocorreu um aumento efetivo da absorção e permeabilidade do betão. Ainda assim,

em face dos resultados obtidos neste estudo, pode-se concluir que os betões com CR foram capazes de desenvolver microestruturas semelhantes à dos betões com CEM I.

Exceto para 5% de substituição, ocorreu um aumento generalizado do coeficiente de migração com a incorporação de CRP, independentemente da relação a/l. Neste ensaio deverá ter ocorrido uma maior participação da porosidade global do betão. Ainda assim, para 5% CR, o $D_{cl,RCMT}$ foi reduzido em 5% face aos betões de referência. Por sua vez, para as restantes percentagens de substituição (15% a 100%), o aumento máximo no $D_{cl,RCMT}$ foi inferior a 12,5%. Nos betões com teores de incorporação superiores a 30% e adição de SP foram atingidas microestruturas mais densas que conduziram a um menor aumento de $D_{cl,RCMT}$.

Em geral, conclui-se que o coeficiente de migração nos betões com CR foi da mesma ordem de grandeza do reportado na literatura em betões correntes com CEM I.

A resistência à carbonatação dos vários betões foi influenciada pelo seu teor de humidade, que no presente estudo foi elevado. Isso condicionou a evolução da profundidade de carbonatação em função da raiz do tempo e a obtenção de coeficientes de carbonatação inferiores ao reportado por outros autores em betões de composição semelhante.

O elevado teor de humidade e o refinamento da microestrutura interpartícula justifica o melhor desempenho observado nos betões com até 15% CR, bem como nos betões com teores superiores a 30% CR e incorporação simultânea de SP.

Por aplicação do método de separação, desenvolvido no âmbito do projeto EcoHydB, foi possível produzir CR a partir de betão (CRC) com 74% de cimento e apenas 26% de contaminação de agregado, em massa. Para este rácio de contaminação, correspondeu um aumento na relação a/c equivalente dos betões com 15% CRC e 30% CRC de 0,55 para 0,57 (3,6%) e 0,60 (9%), respetivamente. Esta variação permitiu conduzir a betões de maior trabalhabilidade, menor resistência mecânica e menor desempenho nas propriedades de durabilidade analisadas, para idêntica relação a/l. No entanto, essa variação teve apenas algum significado para 30% CRC. Na resistência à carbonatação, a contaminação de agregado contribuiu também para a redução do teor de material carbonatável.

Conclui-se que a reciclagem de cimento a partir de betão existente é viável e a sua incorporação no betão até pelo menos 30% de substituição permite a produção de betões estruturais de durabilidade comparável à dos betões correntes da mesma classe de resistência.

Os cimentos reciclados produzidos a partir de pastas de maior compacidade (CRS) revelaram desempenho ligeiramente inferior ao dos termoativados a partir de pastas de maior a/l. A menor porosidade e maior área superficial destes cimentos conduziu a maiores trabalhabilidades e menores propriedades mecânicas e de durabilidade para um dado a/l.

Face aos betões com igual percentagem de incorporação de CR, a adição de Cz permitiu melhores trabalhabilidades para um dado a/l, tornando-se interessante a sua incorporação conjunta

com o CR de modo a permitir um melhor controlo desta propriedade. No entanto, esta adição revelou ser bastante menos ativa do que o CR, pelo menos até 28 dias de idade. Isso conduziu a menores resistências mecânicas e maiores coeficientes de absorção e de permeabilidade ao gás face aos betões com igual teor de CR. Melhores desempenhos a longo prazo são esperados com estas adições.

Ao contrário do verificado em outros ensaios, a Cz teve um efeito importante na redução do $D_{cl,RCMT}$, conduzindo a desempenhos até 13% superiores face ao betão de referência. O aumento da capacidade de fixação e a alteração da composição dos poros terão contribuído para estes resultados. No entanto, a adição de Cz conduziu a uma redução significativa da resistência à carbonatação, apresentando um desempenho semelhante ao das adições quase inertes.

Nas misturas ternárias com Cz, em que se tentou explorar o eventual efeito sinérgico entre a Cz e o CR, observou-se uma melhoria das propriedades de transporte (absorção e permeabilidade). Porém, essa melhoria não foi confirmada na resistência à compressão e coeficiente de migração de cloretos. Desse modo, não foi possível concluir em rigor sobre o aumento de efetividade das cinzas na presença do CR, face ao observado no CEM I.

A incorporação de Fíler Calcário (FC), Fíler proveniente da fração fina de resíduos de Betão (FB) e fíler diretamente resultante da moagem de pasta antiga (NT), teve apenas um ligeiro impacto na melhoria das propriedades do betão, estando de acordo com a natureza quase inerte destas adições. Ainda assim, demonstra-se a ligeira contribuição destas adições, possivelmente por efeito físico de fíler e nucleação, na melhoria das propriedades analisadas. Os betões com FB e NT apresentaram melhor resistência à carbonatação do que com FC, dado apresentarem maior teor de material carbonatável.

As misturas ternárias produzidas com FC e CR apresentaram comportamentos intermédios dos obtidos em betões com igual dosagem de apenas um destes constituintes.

O cimento reciclado provou sempre ser mais eficiente do que qualquer uma destas adições minerais, atingindo eficiências próximas do CEM I. Assim, demonstra-se a maior reatividade e maior potencial do CR como material de substituição do CEM I, face a outras adições minerais utilizadas na construção.

A substituição de AN por AR conduziu a variações esperadas nas propriedades de resistência mecânica e durabilidade. A reduzida profundidade de carbonatação e as diferenças pouco significativas entre betões não permitiu concluir sobre a influência do AR nesta propriedade.

A trabalhabilidade não foi afetada pela introdução de ARB, mas foi significativamente melhorada com a substituição de AN por ART, associado a uma maior esfericidade das suas partículas.

A substituição de AN por ARB e ART conduziu a uma redução na resistência mecânica de 7% e de apenas 2%, respetivamente. Para estes resultados contribuiu o facto do AR apresentar pasta de igual compacidade à utilizada na produção dos novos betões reciclados.

Face ao betão de referência, a remoção de pasta no ART permitiu diminuir a redução de resistência mecânica e diminuir o aumento dos coeficientes de absorção e migração de cloretos, em 71%, 30% e 52%, respetivamente.

Conclui-se que o tratamento térmico e mecânico dos agregados reciclados primários de ARB foi efetivo na melhoria de trabalhabilidade e aumento da resistência mecânica e durabilidade dos betões com eles produzidos. A melhoria de desempenho teria sido superior caso se tivesse considerado um tratamento térmico mais efetivo a 400 °C, conforme inicialmente planeado.

A incorporação de até 40% de substituição de CR permitiu a produção de betões da classe C35/45 a C70/85 com teores de CEM I inferiores a 216-382,5 kg/m³, para relações a/l de 0,35 a 0,55. Assumindo que o fabrico deste cimento pode implicar uma redução de emissões de CO₂ superior a 60% face ao CEM I, garante-se uma diminuição de pelo menos 20% no impacte ambiental da produção de betão estrutural, para níveis de resistência mecânica e durabilidade semelhantes.

Destaca-se ainda o facto de ter sido possível produzir betões com 100% CR, enquadráveis na classe de resistência C25/30, associados a uma redução estimada de emissões de CO₂ superior a 50%.

5.2. Desenvolvimentos futuros

Encontrando-se a investigação neste domínio ainda numa fase inicial e constituindo o presente trabalho um dos primeiros estudos realizados no âmbito da durabilidade de betões produzidos com cimentos reciclados, são ainda vários os tópicos que urge explorar ou que exigem investigação adicional. Entre outros sugerem-se os seguintes desenvolvimentos futuros relacionados com o domínio de investigação do presente trabalho:

- Análise de alternativas que visem a redução dos aspetos negativos associados à elevada exigência de água dos CR;
- Produção de CR proveniente de diferentes origens de RCD e sua aplicação e caracterização em materiais de base cimentícia;
- Caracterização física, mecânica e de durabilidade de materiais de base cimentícia produzidos apenas com constituintes reciclados;
- Análise de durabilidade de betões com CR em ambiente de exposição real;
- Análise de vida útil dos betões com CR e aferição dos modelos existentes para betões correntes produzidos com CEM I;
- Aplicação à indústria da produção laboratorial de CR
- Análise de ciclo de vida dos novos cimentos reciclados, bem como de produtos de construção derivados dos mesmos.

(página intencionalmente deixada em branco)

BIBLIOGRAFIA

Publicações escritas

AKBARNEZHAD, A., ONG, K. C. G. Separation processes to improve the quality of recycled concrete aggregates (RCA). *Handbook of Recycled Concrete and Demolition Waste* 10, pp 246-269. 2013;

AKBARNEZHAD, A., ONG, K. C. G., ZHANG, M. H., TAM, C. T., FOO, T. W. J. Microwave-assisted beneficiation of recycled concrete aggregates. *Construction and Building Materials* 25, pp 3469-3479. 2011;

ALONSO, C., ACHA, M., ANDRADE, C., SAGRERA, J.L. Incidencia de la adición de cenizas volantes en la durabilidad de las estructuras de hormigón armado. *Hormigón y Acero, Asociación Científico-Técnica del hormigón estructural* 194, pp 43-52. 1994;

AL-BAYATI, H. K. A., DAS, P. K., TIGHE, S. L., BAAJ, H. Evaluation of various treatment methods for enhancing the physical and morphological properties of coarse recycled concrete aggregate. *Construction and Building Materials* 112, pp 284-298. 2016;

BANDEIRA, J. Retração de argamassas produzidas com cimento reciclado. *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa.* 2020;

BALDUSCO, R., NOBRE, T., ANGULO, S., QUARCIONI, V., CINCOTTO, M. Dehydration and rehydration of blast furnace slag cement. *Journal of Materials in Civil Engineering* 31, 8. 2019;

BARBUDO, A., AYUSO, J., LOZANO, A., CABRERA, M., LÓPEZ-UCEDA, A. Recommendations for the management of construction and demolition waste in treatment plants. *Environmental Science and Pollution Research* 27, pp 125–132. 2020;

BOGAS, J. A. Caracterização de betões estruturais com agregados leves de argila expandida. *Tese de Doutoramento em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa.* 2011;

BOGAS, J. A., CARRIÇO, A., PEREIRA, M. F. C. Caracterização mecânica de argamassas produzidas com cimento reciclado de baixo carbono termicamente reactivado. *Encontro Nacional de Betão Estrutural (BE2018), LNEC, Lisboa.* 2018;

BOGAS, J. A., CARRIÇO, A., PEREIRA, M. F. C. Mechanical characterization of thermal activated low-carbon recycled cement mortars. *Journal of Cleaner Production.* 2019;

BOGAS, J. A., CARRIÇO, A., TENZA-ABRIL, A. J. Microstructure of thermoactivated recycled cement pastes. *Cement and Concrete Research* 138. 2020;

BOGAS, J. A., GOMES, M. G., REAL, S. Capillary absorption of structural lightweight aggregate concrete. *Materials and Structures* 48, pp 2869-2883. 2015;

BOGAS, J. A., REAL, S., FERRER, S. Biphasic carbonation behaviour of structural lightweight aggregate concrete produced with different types of binder. *Cement and Concrete Composites* 71, pp 110-121. 2016;

BRITO, J. DE, FERREIRA, J., PACHECO, J., SOARES, D., GUERREIRO, M. Structural, material, mechanical and durability properties and behaviour of recycled aggregates concrete. *Journal of Building Engineering* 6, pp 1-16. 2016;

CARRIÇO, A., BOGAS, J. A., GUEDES, M. Thermoactivated cementitious materials – A review. *Construction and Building Materials* 250. 2020a;

CARRIÇO, A., REAL, S., BOGAS, J. A., PEREIRA, M. F. C. Mortars with thermo activated recycled cement: Fresh and mechanical characterisation. *Construction and Building Materials* 256. 2020b;

CARVALHO, B. Caracterização mecânica de betões produzidos com cimento reciclado. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2021;

CARVALHO, M. Caracterização de pastas produzidas com cimento reciclado sujeito a diferentes temperaturas de termoativação. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2020;

DUAN, Z. H., POON, C. S. Properties of recycled aggregate concrete made with recycled aggregates with different amounts of old adhered mortars, *Materials and Design* 58, pp 19-29. 2014;

ETXEBERRIA, M., VÁZQUEZ, E., MARÍ, A., BARRA, M. Influence of amount of recycled coarse aggregates and production process on properties of recycled aggregate concrete. *Cement and Concrete Research* 37, pp 735-742. 2007;

fib34. Bulletin 34—Model code for service life design. Lausanne: Prepared by CEB/FIP Working Group 5.6 on LWAC. FIB. 2006;

FLOREA, M. V. A., NING, Z., BROUWERS, H. J. H. Activation of liberated concrete fines and their application in mortars. *Construction and Building Materials* 50, pp 1-12. 2014;

GOUVEIA, M. F. Incorporação de adições em argamassas produzidas com cimento reciclado. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2019;

GUEDES, T. Avaliação do ciclo de vida na produção de cimento reciclado. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2019;

GUO, H., SHI, C., GUAN, X., ZHU, J., DING, Y., LING, T.-C., ZHANG, H., WANG, Y. Durability of recycled aggregate concrete - A review. *Cement and Concrete Composites* 89, pp 251-259. 2018;

HALAMICKOVA, P., DETWILER, R. J., BENTZ, D., P., GARBOCZI, E. J. Water permeability and chloride ion diffusion in portland cement mortars: Relationship to sand content and critical pore diameter. *Cement and Concrete Research* 25, 4, pp 790-802. 1995;

HE, Z., ZHU, X., WANG, J., MU, M., WANG, Y. Comparison of CO₂ emissions from OPC and recycled cement production. *Construction and Building Materials* 211, pp 965-973. 2019;

HU, S. Separação de constituintes do betão visando a obtenção de cimentos reciclados. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2019;

KALINOWSKA-WICHROWSKA, K., KOSIOR-KAZBERUK, M., PAWLUCZUK, E. The Properties of Composites with Recycled Cement Mortar Used as a Supplementary Cementitious Material. *Materials* 13, 64. 2019;

KWON, E., AHN, J., CHO, B., PARK, D. A study on development of recycled cement made from waste cementitious powder. *Construction and Building Materials* 83, pp 174-180. 2015;

LAGERBLAD B. Carbon dioxide uptake during concrete life cycle – State of the art. *Materials Science*. 2005;

LAVADO, J., BOGAS, J. A., BRITO, J. DE, HAWREEN, A. Fresh properties of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials* 233. 2020;

LEHNE, J., PRESTON, F. Making Concrete Change. *Innovation in Low-carbon Cement and Concrete*. Chatham House Report. 2018;

LETELIER, V., TARELA, E., MUÑOZ, P., MORICONI, G. Combined effects of recycled hydrated cement and recycled aggregates on the mechanical properties of concrete. *Construction and Building Materials* 132, pp 365-375. 2017;

LOTFI, S., DEJA, J., REM, P., MRÓZ, R., ROEKEL, E. V., VAN DER STELT, H. Mechanical recycling of EOL concrete into high-grade aggregates. *Resources, Conservation and Recycling* 87, pp 117-125. 2014;

LU, L., HE, Y., HU, S. Binding materials of dehydrated phases of waste hardened cement paste and pozzolanic admixture. *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.* 24, pp 140-144. 2009;

LU, L., HE, Y., HU, S. Structural characteristics of dehydrated phase of hardened cement paste and its rehydrating ability. *Journal of the Chinese Ceramic Society* 36(10), pp 1343-1347. 2008;

MAH, C. M., FUJIWARA, T., HO, C. S. Environmental Impacts of Construction and Demolition Waste Management Alternatives. *Chemical Engineering Transactions*. 2018;

MARCHON, D., FLATT, R. J. Mechanisms of cement hydration. In *Science and Technology of Concrete Admixtures*, pp 129–145. 2016;

MCNEIL, K., KANG, T. H.-K. Recycled Concrete Aggregates: A Review. *International Journal of Concrete Structures and Materials* 7, 1, pp 61-69. 2013;

MEHTA, P. K., MONTEIRO, P. J. M. *Concrete: Microstructure, Properties and Materials*. Third edition, Mc Graw Hil. 2006;

NETO, G. Argamassas com resíduos de materiais cimentícios de diferentes finuras. Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2019;

NIRY RAZAFINJATO, R., BEAUCCOUR A.-L., HÉBERT R. L., NOUMOWÉ A., LEDESERT B. A., BODET R. Thermal stability of different siliceous and calcareous aggregates subjected to high temperature. *MATEC Web of Conferences* 6, 07001, published by EDP Sciences. 2013;

OLLIVIER, J. P., MASSAT, M., PARROT, L. Parameters influencing transport characteristics, in: Kropp, Hilsdorf (Eds.), *Rilem Report 12 – Performance Criteria for Concrete Durability: State of the Art Report by Rilem Technical Committee TC 116- PCD, Performance of Concrete as a Criterion of its Durability*, E&FN Spon, pp 33-96. 1995;

PACHECO TORGAL, F., JALALI, S. *A Sustentabilidade dos Materiais de Construção*. Universidade do Minho. Escola de Engenharia. 2010;

PAPADAKIS, V. G. Effect of supplementary cementing materials on concrete resistance against carbonation and chloride ingress. *Cement and Concrete Research* 30, 2, pp 291-299. 2000;

QIAN, D., YU, R., SHUI, Z., SUN, Y., JIANG, C., ZHOU, F., DING, M., TONG, X., HE, Y. A novel development of green ultra-high performance concrete (UHPC) based on appropriate application of recycled cementitious material. *Journal of Cleaner Production* 261. 2020;

REAL, S., BOGAS, J. A., FERRER, B. Service life of reinforced structural lightweight aggregate concrete under chloride-induced corrosion. *Materials and Structures* 50, 101. 2017;

REAL, S., BOGAS, J. A. Oxygen permeability of structural lightweight aggregate concrete. *Construction and Building Materials* 137, pp 21-34. 2017;

REAL, S., BOGAS, J. A., PONTES, J. Chloride migration in structural lightweight aggregate concrete produced with different binders. *Construction and Building Materials* 98, pp 425-436. 2015;

REAL, S., CARRIÇO, A., BOGAS, J. A., GUEDES, M. Influence of the Treatment Temperature on the Microstructure and Hydration Behavior of Thermoactivated Recycled Cement. *Materials* 13. 2020.

REAL, S., CARRIÇO, A., BOGAS, J. A. Production of source materials. Report EcoHydB/R1, DTC nº12/2019, CERIS, Lisbon, Portugal. 2019;

REAL, S. Durabilidade e desempenho térmico de betões estruturais de agregados leves produzidos com diferentes tipos de materiais cimentícios. Tese de Doutoramento em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico. Universidade de Lisboa. 2019;

Rilem TC 116-PCD. Permeability of concrete as a criterion of its durability. Recommendations. Tests for gas permeability of concrete, determination of the capillary absorption of water of hardened concrete. *Materials and Structures* 32, pp 174–179. 1999;

SERPELL, R., LOPEZ, M. Properties of mortars produced with reactivated cementitious materials. *Cement and Concrete Composites* 64, pp 16-26. 2015;

SERPELL, R., ZUNINO, F. Recycling of hydrated cement pastes by synthesis of $\alpha'_H\text{-C}_2\text{S}$. *Cement and Concrete Research* 100, pp 398-412. 2017;

SHUI, Z., LU, J., TIAN, S., SHEN, P., DING, S. Preparation of new cementitious system using fly ash and dehydrated autoclaved aerated concrete. *Journal Wuhan University of Technology, Materials Science Edition*, pp 726–732. 2014;

SHUI, Z., XUAN, D., CHEN, W., YU, R., ZHANG, R. Cementitious characteristics of hydrated cement paste subjected to various dehydration temperatures. *Construction and Building Materials*, pp 531–537. 2009;

SPLITTGERBER, F., MUELLER, A. Inversion of the Cement Hydration as a New Method for Identification and/or Recycling? *Chemistry of Cement Durban*, pp 1282–1291. 2003;

TAM, V., TAM, C., LE, K. N. Removal of cement mortar remains from recycled aggregate using pre-soaking approaches *Resources. Conservation and Recycling* 50, pp 82–101. 2007;

WANG, J., UM, M., LIU, Y. Recycled cement. *Construction and Building Materials*, 190, pp 1124-1132. 2018;

XUAN, D. X., SHUI, Z. H. Rehydration activity of hydrated cement paste exposed to high temperature. *Fire and Materials*, pp 481–490. 2011.

YU, R., SHUI, Z. Efficient reuse of the recycled construction waste cementitious materials. *Journal of Cleaner Production* 78, pp 202-207. 2014;

YU, R., SHUI, Z. Influence of agglomeration of a recycled cement additive on the hydration and microstructure development of cement based materials. *Construction and Building Materials* 49, pp 841-851. 2013;

ZHANG, L., JI, Y., HUANG, G., LI, J., HU, Y. Modification and enhancement of mechanical properties of dehydrated cement paste using ground granulated blast-furnace slag. *Construction and Building Materials* 164, pp 525-534. 2018.

Documentos normativos

Diretiva 2008/98/CE do Parlamento Europeu e do Conselho, 2008;

Diretiva 2009/29/CE do Parlamento Europeu e do Conselho, 2009;

LNEC E64. Cimentos. Determinação da massa volúmica. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1979. 2 p;

LNEC E391. Betões. Determinação da resistência à carbonatação. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1993. 2 p;

LNEC E392. Betões. Determinação da permeabilidade ao oxigénio. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 2018. 4 p;

LNEC E393. Betões. Determinação da absorção de água por capilaridade. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1993. 2 p;

LNEC E463. Betões. Determinação do coeficiente de difusão dos cloretos por ensaio de migração em regime não estacionário. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 2004. 8 p;

LNEC E464. Betões. Metodologia prescritiva para uma vida útil de projeto de 50 e de 100 anos face às ações ambientais. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 2007;

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

NP EN 196-2. Métodos de ensaio de cimentos. Parte 2: Análise química dos cimentos. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2006;

NP EN 196-3. Métodos de ensaio de cimentos. Parte 3: Determinação do tempo de presa e da expansibilidade. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2005;

NP EN 196-6. Métodos de ensaio de cimentos. Parte 6: Determinação da finura. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2010;

NP EN 206:2013+A1. Betão. Especificação, desempenho, produção e conformidade. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2017;

NP EN 450-1. Cinzas volantes para betão. Parte 1: Definição, especificações e critérios de conformidade. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2012;

NP EN 451-1. Métodos de ensaio das cinzas volantes. Parte 1: Determinação do teor de óxido de cálcio livre. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2018;

NP EN 933-1. Ensaio das propriedades geométricas dos agregados. Parte 1: Análise granulométrica. Método de peneiração. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2000;

NP EN 933-3. Ensaio das propriedades geométricas dos agregados. Parte 3: Determinação da forma das partículas - Índice de achatamento. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2011;

NP EN 1097-2. Ensaio para determinação das propriedades mecânicas e físicas dos agregados. Parte 2: Método para determinação da resistência à fragmentação. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2011;

NP EN 1097-3. Ensaio para determinação das propriedades mecânicas e físicas dos agregados. Parte 3: Método para determinação da massa volúmica e dos vazios. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2000;

NP EN 1097-6. Ensaio das propriedades mecânicas e físicas dos agregados. Parte 6: Determinação da massa volúmica e da absorção de água. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2003;

NP EN 12350-2. Ensaio do betão fresco. Parte 2: Ensaio de abaixamento. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2002;

NP EN 12350-6. Ensaio do betão fresco. Parte 6: Massa volúmica. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2002;

NP EN 12390-2. Ensaio do betão endurecido. Parte 2: Execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2009;

NP EN 12390-3. Ensaio do betão endurecido. Parte 3: Resistência à compressão dos provetes de ensaio. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2003;

NP EN 12390-7. Ensaio do betão endurecido. Parte 7: Massa volúmica do betão endurecido. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2003;

NP EN 12620. Agregados para betão. Instituto Português da Qualidade (IPQ), 2004;

NTBuild492. Concrete, mortar and cement based repair materials: Chloride Migration Coefficient from non-steady state migration experiments. Published by NORDTEST, 1999.

Páginas Web

BASF. MasterEase 5025. <https://www.master-builders-solutions.basf.pt/pt-pt/produtos/masterease/masterease-5025> (Acedido em maio de 2020);

CEMBUREAU. Activity Report 2019. <https://cembureau.eu/media/1967/activity-report-2019.pdf> (Acedido em junho de 2020);

EUROSTAT. Produção de resíduos por atividade económica. <https://ec.europa.eu/eurostat/databrowser/view/ten00106/default/table?lang=en> (Acedido em setembro de 2020);

JORNAL OFICIAL DA UNIÃO EUROPEIA. Diretiva 2009/29/CE do Parlamento Europeu e do Conselho. <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/PT/TXT/PDF/?uri=CELEX:32009L0029&from=pt> (Acedido em abril de 2020).

Patente

A116130. Processo de separação dos componentes de resíduos de betão endurecido para obtenção de cimento reciclado. BOGAS, J. A., PEREIRA, M. F. C., GUEDES, A. M., CARRIÇO, A., HU, S., SOUSA, R. 2020;

US7258737B2. Method for recycling concrete waste. CHANG, C.-F. 2007.

ANEXOS

Anexo 1. Resistência à compressão

Tabela 16 - Resultados da resistência à compressão aos 28 dias

Mistura	$f_{c,28d}$ (MPa)	Mistura	$f_{c,28d}$ (MPa)
	84,2		39,1
R35	83,6	30CZ55	38,1
	85,3		38,0
	92,8		32,9
15P35	85,3	30FC55	36,2
	92,0		32,4
	52,9		32,7
R55	52,1	30FB55	32,7
	51,5		32,9
	46,5		44,0
30S55	46,7	15P15CZ55	42,9
	47,2		45,9
	52,3		39,7
15C55	51,0	15P15FC55	41,3
	52,6		41,8
	45,1		49,4
30C55	45,1	R55D	51,8
	44,8		49,6
	53,8		48,3
5P55	50,7	ARTR55D	49,8
	55,0		49,9
	53,2		48,8
15P55	52,6	ART15P55D	48,8
	51,5		47,2
	48,8		41,8
30P55	47,7	ART30P55D	46,4
	47,0		44,3
	53,4		48,0
40P55	51,0	ARBR55D	46,1
	53,2		45,9
	44,3		43,4
15NT55	41,2	15P62	45,1
	43,8		45,3
	44,3		41,5
15CZ55	44,3	R65	38,9
	44,0		39,1
	43,2		40,2
15FC55	42,0	15P65	40,8
	43,4		39,4
	43,7		33,5
15FB55	41,3	100P65	33,7
	44,3		32,4

Anexo 2. Absorção capilar

Tabela 17 - Valores de absorção obtidos no ensaio de absorção capilar

Mistura	Absorção (kg/m ²)							
	10mins	20mins	30mins	60mins	3h	6h	24h	72h
R35	0,36	0,44	0,50	0,61	0,84	1,00	1,46	1,92
	0,33	0,40	0,45	0,56	0,80	0,95	1,41	1,87
	0,33	0,40	0,45	0,55	0,75	0,91	1,31	1,74
15P35	0,23	0,29	0,33	0,41	0,57	0,69	1,02	1,34
	0,22	0,29	0,33	0,41	0,56	0,68	1,01	1,31
	0,23	0,29	0,33	0,42	0,58	0,71	1,04	1,34
R55	0,56	0,74	0,86	1,10	1,61	2,04	3,30	3,97
	0,52	0,70	0,83	1,08	1,60	2,05	3,33	3,92
	0,54	0,71	0,83	1,05	1,54	1,97	3,19	3,77
30S55	0,64	0,84	0,99	1,27	1,84	2,37	3,98	4,69
	0,70	0,92	1,08	1,38	2,03	2,61	4,27	4,89
	0,68	0,87	1,00	1,25	1,81	2,33	3,84	4,58
15C55	0,61	0,79	0,92	1,17	1,70	2,16	3,59	4,37
	0,59	0,78	0,90	1,15	1,70	2,18	3,64	4,48
	0,56	0,74	0,85	1,13	1,67	2,17	3,68	4,44
30C55	0,69	0,89	1,04	1,33	1,96	2,53	4,16	4,61
	0,75	0,98	1,13	1,44	2,11	2,72	4,41	4,76
	0,64	0,84	0,96	1,23	1,85	2,41	4,07	4,49
5P55	0,72	0,94	1,08	1,39	2,01	2,57	4,19	4,53
	0,73	0,97	1,11	1,42	2,07	2,63	4,05	4,38
15P55	0,67	0,88	1,02	1,32	1,99	2,55	4,20	4,75
	0,72	0,94	1,09	1,40	2,08	2,64	4,18	4,55
	0,76	1,00	1,15	1,47	2,19	2,81	4,56	5,07
30P55	0,68	0,89	1,04	1,35	1,92	2,43	3,96	4,69
	0,63	0,83	0,96	1,24	1,75	2,24	3,68	4,46
	0,50	0,68	0,81	1,09	1,59	2,06	3,50	4,40
40P55	0,45	0,58	0,66	0,83	1,20	1,51	2,46	3,48
	0,48	0,60	0,69	0,85	1,21	1,52	2,45	3,52
	0,54	0,69	0,79	0,99	1,40	1,75	2,78	3,90
15NT55	0,76	1,00	1,17	1,54	2,36	3,07	4,83	5,03
	0,82	1,09	1,30	1,71	2,66	3,45	5,27	5,46
	0,81	1,06	1,26	1,66	2,58	3,32	4,99	5,16
15CZ55	0,70	0,91	1,06	1,34	1,94	2,41	3,66	4,44
	0,71	0,92	1,06	1,35	1,95	2,46	3,72	4,25
	0,74	0,96	1,11	1,41	2,04	2,56	3,93	4,62
15FC55	0,81	1,06	1,23	1,60	2,41	3,11	4,78	4,95
	0,91	1,19	1,39	1,81	2,69	3,45	4,75	4,87
	0,83	1,08	1,26	1,64	2,44	3,16	4,76	4,89
15FB55	0,46	0,60	0,70	0,91	1,39	1,84	3,17	3,83
	0,49	0,66	0,78	1,02	1,58	2,09	3,53	4,06
	0,55	0,71	0,84	1,09	1,66	2,18	3,63	4,14
30CZ55	0,78	1,00	1,14	1,45	2,09	2,61	3,84	4,37
	0,76	0,99	1,15	1,47	2,11	2,63	3,85	4,39
	0,85	1,10	1,27	1,59	2,25	2,81	4,06	4,54

Tabela 18 - Valores de absorção obtidos no ensaio de absorção capilar (continuação)

Mistura	Absorção (kg/m ²)							
	10mins	20mins	30mins	60mins	3h	6h	24h	72h
30FC55	0,80	1,07	1,26	1,66	2,59	3,47	5,08	5,22
	0,74	0,99	1,17	1,55	2,43	3,25	4,92	5,06
30FB55	0,62	0,82	0,96	1,26	1,92	2,56	4,15	4,38
	0,88	0,93	1,12	1,41	2,16	2,85	4,64	4,87
	0,72	0,94	1,10	1,47	2,26	2,99	4,69	4,93
15P15CZ55	0,65	0,83	0,96	1,19	1,73	2,14	3,25	3,96
	0,68	0,89	1,04	1,31	1,88	2,32	3,55	4,23
	0,70	0,90	1,04	1,32	1,91	2,38	3,68	4,38
15P15FC55	0,74	0,96	1,12	1,44	2,16	2,75	4,36	4,74
	0,76	1,02	1,21	1,57	2,40	3,12	4,86	5,13
	0,74	0,96	1,13	1,47	2,21	2,82	4,54	4,93
R55D	0,51	0,71	0,80	1,05	1,57	2,04	3,42	3,99
	0,53	0,72	0,80	1,04	1,54	2,00	3,44	4,33
	0,57	0,79	0,88	1,15	1,74	2,28	3,76	4,23
ARTR55D	0,61	0,83	0,93	1,21	1,82	2,36	3,98	4,92
	0,73	1,00	1,11	1,43	2,11	2,69	4,41	5,07
	0,63	0,85	0,93	1,18	1,73	2,22	3,77	4,79
ART15P55D	0,68	0,90	1,00	1,26	1,79	2,29	3,75	4,64
	0,65	0,86	0,95	1,19	1,72	2,17	3,63	4,88
	0,78	1,01	1,12	1,39	1,99	2,52	4,15	5,01
ART30P55D	0,67	0,89	1,01	1,29	1,88	2,41	3,94	5,09
	0,64	0,83	0,95	1,19	1,72	2,21	3,69	4,93
	0,61	0,80	0,91	1,14	1,67	2,14	3,60	4,89
ARBR55D	0,78	1,05	1,21	1,56	2,29	2,91	4,65	5,29
	0,68	0,92	1,04	1,34	1,96	2,52	4,20	5,03
	0,54	0,72	0,83	1,08	1,61	2,09	3,53	4,61
15P62	0,69	0,90	1,05	1,35	2,03	2,64	4,40	5,03
	0,80	1,06	1,26	1,65	2,50	3,27	5,06	5,35
	0,74	0,96	1,13	1,45	2,17	2,83	4,59	4,94
R65	0,97	1,27	1,49	1,94	2,94	3,84	5,55	5,78
	0,85	1,11	1,28	1,66	2,51	3,27	5,29	5,66
	0,83	1,07	1,24	1,60	2,42	3,16	5,00	5,34
15P65	0,81	1,06	1,24	1,62	2,46	3,25	5,31	5,64
	0,97	0,79	1,53	2,00	3,05	4,02	5,97	6,17
	0,81	1,07	1,25	1,61	2,44	3,26	5,34	5,67
100P65	0,56	0,72	0,81	1,00	1,41	1,74	2,79	4,04
	0,56	0,70	0,81	1,01	1,45	1,81	2,88	4,17
	0,52	0,64	0,73	0,89	1,24	1,53	2,38	3,51

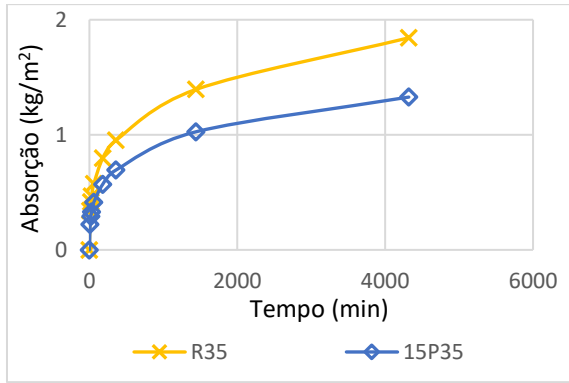


Figura 66 - Absorção para os betões de a/l 0,35

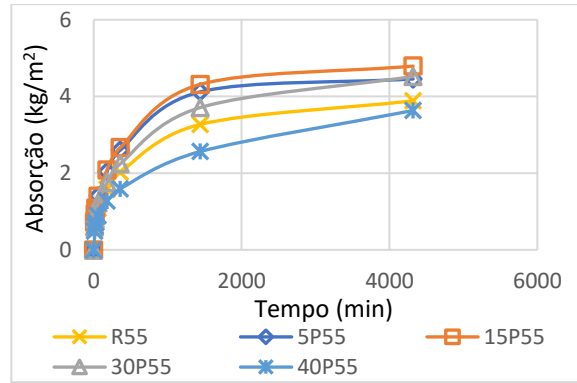


Figura 67 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de CRP

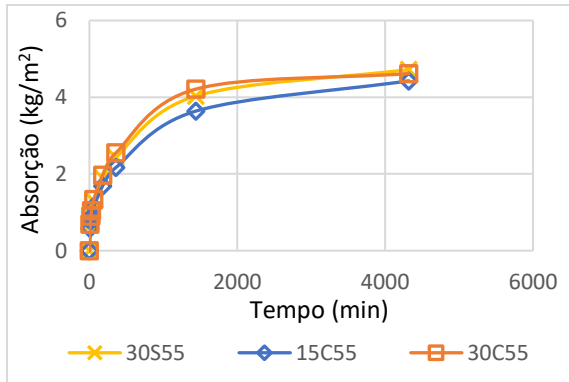


Figura 68 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de CRS e CRC

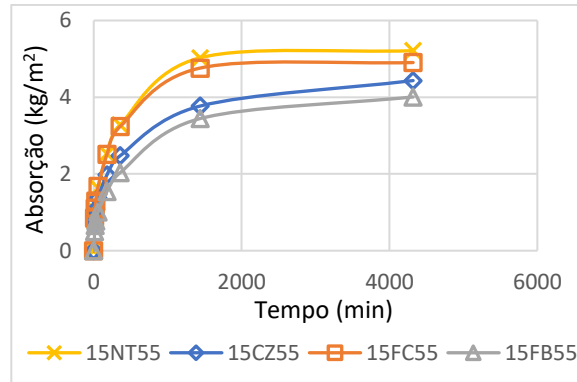


Figura 69 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de 15% de adição

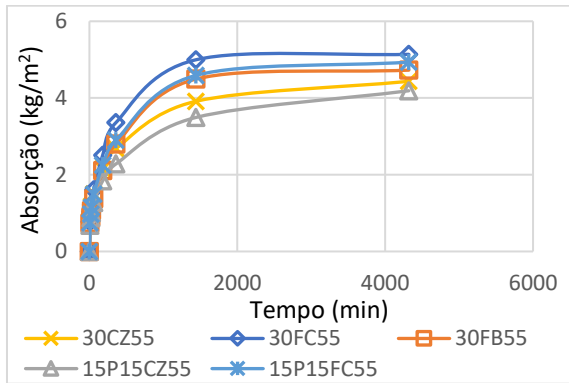


Figura 70 - Absorção para os betões de a/l 0,55 e incorporação de 30% de adição

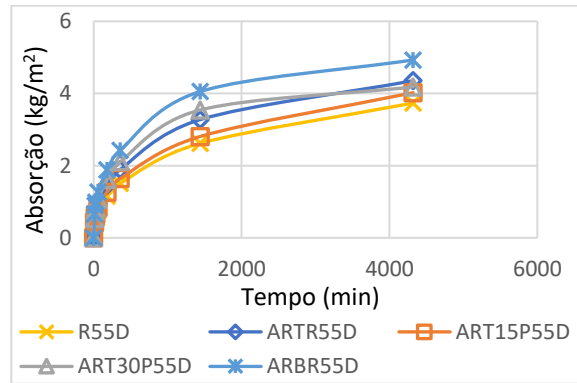


Figura 71 - Absorção para os betões de a/l 0,55, D_{máx} 12,5 mm e incorporação de CRP

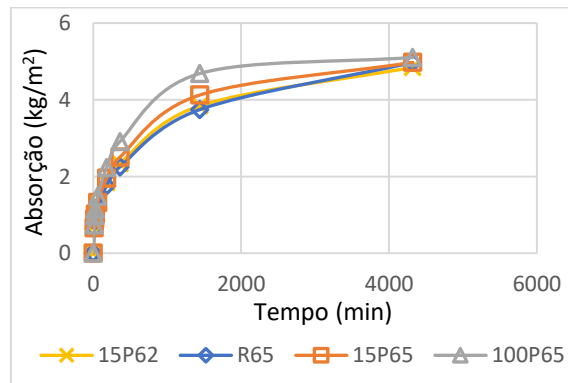


Figura 72 - Absorção para os betões de a/l 0,62 e 0,65 e incorporação de CRP

Anexo 3. Permeabilidade ao oxigênio

Tabela 19 - Valores obtidos do coeficiente de permeabilidade ao oxigênio

Mistura	K _{PO2} (x10 ⁻¹⁸ m ²)	Mistura	K _{PO2} (x10 ⁻¹⁸ m ²)
	4,8		40,7
R35	4,5	15FC55	69,5
	4,4		67,4
15P35	3,0		22,2
	2,0	15FB55	23,5
	24,5		33,6
R55	24,3		39,7
	21,8	30CZ55	48,9
	41,2		42,6
30S55	36,8		70,9
	29,2	30FC55	64,6
	28,3		43,6
15C55	43,5	30FB55	52,2
	34,5		51,7
30C55	43,5		29,9
	27,2	15P15CZ55	28,7
5P55	30,3		33,2
	32,3		50,9
15P55	39,6	15P15FC55	49,9
	25,2		35,4
30P55	28,2		52,1
	32,0	15P62	46,5
	13,4		76,8
40P55	14,1	R65	77,1
	75,0		129,1
15NT55	49,8	15P65	51,9
	41,1		22,4
15CZ55	36,7	100P65	24,3
	30,9		

Anexo 4. Resistência à penetração de cloretos

Tabela 20 – Valores obtidos do coeficiente de migração de cloretos

Mistura	$D_{cl,RCMT}$ ($\times 10^{-12}$ m ² /s)	Mistura	$D_{cl,RCMT}$ ($\times 10^{-12}$ m ² /s)
	7,2		14,2
R35	7,1	30CZ55	15,8
	6,2		15,9
15P35	8,1		35,6
	7,7	30FC55	33,2
	8,1		31,6
R55	16,3	30FB55	27,6
	18,9		34,6
	17,6		19,6
30S55	21,4	15P15CZ55	22,5
	20,9		20,2
	19,3		23,2
15C55	15,5	15P15FC55	23,9
	13,7		23,8
	14,9		16,1
30C55	16,5	R55D	18,9
	16,5		17,5
	17,2		17,4
5P55	16,1	ARTR55D	19,3
	16,9		19,0
	16,6		17,3
15P55	19,4	ART15P55D	18,6
	19,7		19,1
	19,6		17,5
30P55	20,5	ART30P55D	18,0
	19,8		17,0
	19,2		20,0
40P55	17,9	ARBR55D	19,6
	18,4		20,1
	20,4		22,9
15NT55	24,2	15P62	23,7
	22,4		22,2
	21,7		22,7
15CZ55	15,0	R65	25,6
	17,3		23,6
	16,2		27,1
15FC55	19,5	15P65	26,7
	22,3		26,3
	20,6		22,8
15FB55	22,1	100P65	25,4
	25,5		25,6
	24,3		

Anexo 5. Resistência à carbonatação

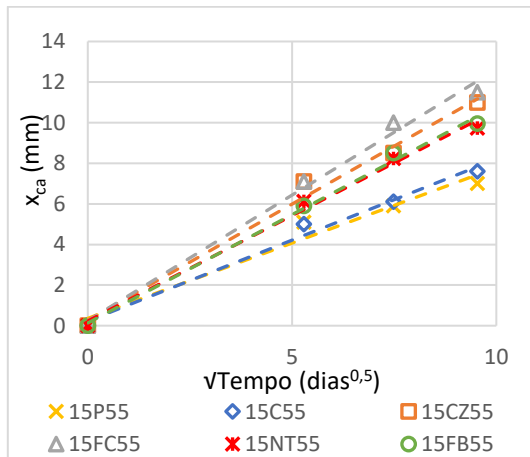


Figura 73 - Profundidade de carbonatação com a \sqrt{t} , para betões de a/l 0,55 e 15% de adição

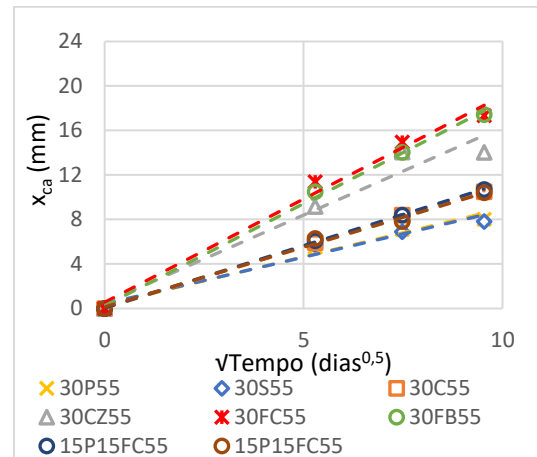


Figura 74 - Profundidade de carbonatação com a \sqrt{t} , para betões de a/l 0,55 e 30% de adição

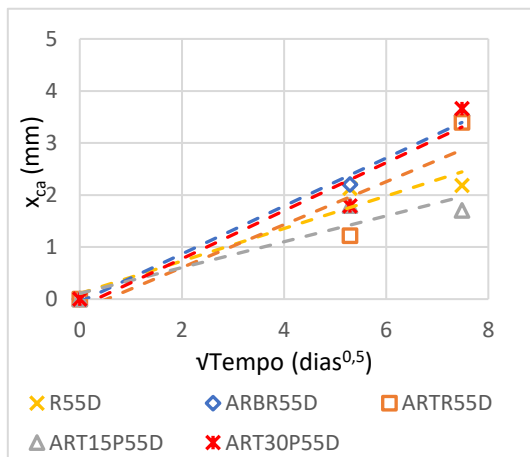


Figura 75 - Profundidade de carbonatação com a \sqrt{t} , para betões de a/l 0,55 e $D_{máx}$ 12,5 mm

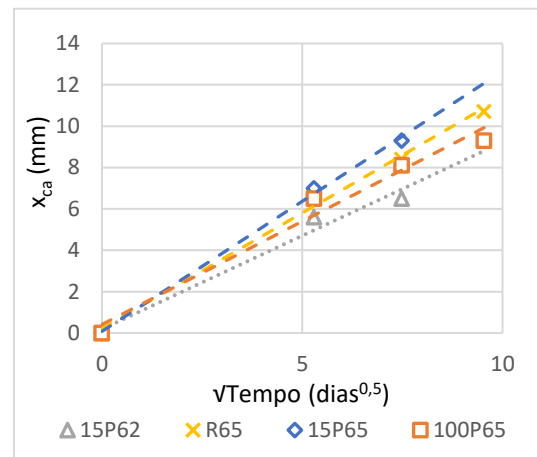


Figura 76 - Profundidade de carbonatação com a \sqrt{t} , para betões de a/l 0,62 e 0,65