

# Cálculo de betões com agregados reciclados com base no EC2

Jorge de Brito

*CERis-ICIST, DECivil, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal; Telefone: (351) 218 419 709, e-mail: jb@civil.ist.utl.pt*

Rui Vasco Silva

*CERis-ICIST, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal; e-mail: rvpssilva@gmail.com*

**RESUMO:** Este artigo apresenta um modelo de cálculo de um elemento de betão estrutural feito com agregados reciclados com base no Eurocódigo 2 (EC2). O dimensionamento de uma viga de betão armado foi feito de forma tradicional utilizando regras práticas, capazes de prever o desempenho mecânico e em termos de durabilidade de um betão com agregados reciclados, desenvolvidas a partir de uma ampla revisão da literatura. O dimensionamento baseia-se no ajuste da geometria da secção transversal da viga de betão com agregados reciclados de tal forma que esta demonstre a mesma capacidade de carga, a mesma vida útil, e que esteja dentro dos mesmos limites de deformação segundo o estado limite de serviço de acordo com o EC2 para betões convencionais. Os resultados mostraram que os betões com agregados reciclados precisam de um ligeiro aumento no recobrimento nominal, de forma que estes apresentem a mesma vida útil que a de uma viga de betão convencional com a mesma exposição ambiental. Adicionalmente, embora não tivessem sido feitas alterações significativas na quantidade de armaduras longitudinais, foi necessário aumentar a altura da secção transversal para manter a deformação máxima dentro dos limites impostos pelo EC2.

## 1 INTRODUÇÃO

A indústria da construção é um dos sectores económicos com o maior impacto ambiental, em termos de extracção de recursos naturais, consumo de energia, emissões de dióxido de carbono para a atmosfera e quantidade de resíduos produzidos [1]. Deste modo, é essencial que a sustentabilidade na construção seja promovida, com o objectivo de reduzir o impacto ecológico de uma estrutura.

Considerando que o betão é o material de construção mais utilizado no mundo, uma forma de promover a sustentabilidade na construção civil é melhorar o desempenho ambiental deste material. Uma das maneiras mais eficazes para o conseguir é através do tratamento de resíduos de construção e demolição (RCD) e reintroduzi-los como agregados reciclados (AR) num novo betão. A utilização de AR em betão tem sido o tema de diversos estudos nas últimas décadas, tendo, consequentemente, criada uma base científica sólida que demonstra a viabilidade da sua utilização em betões estruturais.

De acordo com especificações existentes [2-17], existem três tipos principais de materiais resultantes de RCD, os quais, depois de submetidos a diversos processos de beneficiação em centrais de reciclagem, serão adequados para a produção de betões estruturais. Existe um consenso [6, 11, 12, 14] perante a classificação de agregados reciclados de betão (ARB); para serem considerados como tal, estes deverão conter um mínimo de 90%, em massa, de fragmentos cimentícios (obtidos da trituração de betão) e agregados naturais (AN). AR provenientes de alvenaria triturada, ou agregados reciclados de alvenaria (ARA), deverão ser compostos por um mínimo de 90%, em massa, de materiais normalmente utilizados para o enchimento de paredes não estruturais (i.e. tijolos de betão leve, telhas ou tijolos cerâmicos, tijolos de escória alto-forno, entre outros [18]). Agregados provenientes de resíduos de demolição mistos, ou agregados reciclados mistos (ARM), são uma mistura dos dois componentes principais obtidos do tratamento de RCD. Algumas especificações [4, 12] referem que estes agregados deverão conter um máximo de 90%, em massa, de fragmentos cimentícios e AN.

O maior desafio que se coloca ao produzir betões com agregados reciclados (BAR) encontra-se no fabrico de um material com um desempenho previsível a tal ponto que possa ser utilizado em elementos estruturais. Os autores de algumas investigações [19, 20] sugeriram que, a fim de produzir BAR

com desempenho mecânico equivalente ao de um betão com agregados naturais (BAN), o teor de cimento terá que aumentar. Não obstante da sua viabilidade, esta abordagem anula os benefícios ambientais da introdução de AR no betão e vai contra a noção de sustentabilidade na construção civil, considerando que o cimento tem o maior impacte ambiental comparativamente aos outros constituintes do betão [21]. Por isso, a abordagem mais recomendada seria a redução da relação água/cimento (a/c) efectiva por diminuição do teor de água livre [22].

Aquando da produção de BAR, é comum produzi-lo com água adicional, a qual impede que os AR absorvam a água livre da mistura, mantendo assim os níveis de trabalhabilidade semelhantes aos de um BAN. Uma maneira de o fazer é por pré-saturação dos AR 24 horas antes da betonagem [18]. Outra abordagem conhecida é a utilização de um método de compensação de água durante a mistura [23], capaz de produzir BAR com perdas de trabalhabilidade e de resistência mínimas [24-28]. Este método consiste na adição de água de mistura correspondente à quantidade absorvida pelos AR, com o objectivo de manter o teor de água livre constante.

Foram efectuadas diversas investigações acerca do efeito dos AR no comportamento estrutural de betão. Ajdukiewicz e Kliszczewicz [29] fizeram uma análise comparativa do comportamento estrutural de vigas e colunas feitas com BAR e BAN. A geometria da secção transversal foi mantida para todos os elementos estruturais. Os autores verificaram diferenças mínimas relativamente ao comportamento de ruptura dos elementos de betão armado, independentemente da taxa de substituição de AR por AN. Os resultados também mostraram que a capacidade de carga das vigas de BAR era ligeiramente inferior (cerca de 3,5%). No entanto, os autores descobriram que a deformação inicial das vigas de BAR foi de 1,18 a 2 vezes maior do que a da viga de BAN.

Choi e Yun [30] efectuaram um estudo sobre a deformação a longo prazo e comportamento à flexão de vigas de betão armado com ARB, carregadas por um período de 380 dias. Apesar de ter sido observada uma maior quantidade de fissuras nas vigas com ARB, os autores descobriram que os valores da deformação inicial e total da viga com 100% ARB grossos foram menores que os da viga de BAN. Este fenómeno, embora entre em contradição com as descobertas anteriores, pode ser explicado pelas propriedades do BAR usado, que apresentava uma maior resistência à compressão e o módulo de elasticidade que os do BAN. Adicionalmente, os valores da deformação total de todas as vigas, independentemente da taxa de substituição, satisfizeram os critérios especificados na norma ACI, para betão estrutural, relativos às deformações máximas admissíveis. Num estudo anterior, Choi *et al.* [31] também concluíram que o comportamento à flexão das vigas de BAR foi semelhante ao dos elementos feitos com BAN.

Arezoumandi *et al.* [32] estudaram a resistência ao corte de vigas de betão armado com 100% ARB. Os resultados mostraram que vigas de betão, com a fracção grossa completamente substituída, exibiram uma resistência ao corte cerca de 12% inferior relativamente à das vigas de BAN. No entanto, em termos de fendilhação, desenvolvimento de fendas e resposta ao carregamento, o comportamento das vigas de BAR e BAN foi idêntico. Semelhantes observações, em termos de comportamento aquando da ruptura, foram verificadas noutros estudos [33, 34].

Gonzalez e Moriconi [35] estudaram a influência da incorporação de 30% de ARB grossos no comportamento sísmico na ligação viga-coluna submetida a um carregamento cíclico. Os resultados obtidos das ligações do tipo A, de acordo com o Eurocode 8 [36], mostraram um comportamento muito semelhante entre os elementos feitos com BAR e BAN, apesar do primeiro ter demonstrado uma resistência à compressão aos 28 dias 20% mais baixa do que a do segundo. Os autores também afirmaram que as curvas de histerese sugeriam um maior efeito de bloqueio nos BAR devido à superfície mais áspera dos ARB, que, por sua vez, pode ter contribuído para o aumento da resistência ao corte. Além disso, dado o comportamento satisfatório sob cargas cíclicas, os autores concluíram que a utilização de 30% de ARB grossos em estruturas de betão armado é perfeitamente viável, desde que a resistência ao corte e o módulo de elasticidade sejam devidamente considerados.

Neste estudo, é apresentado o dimensionamento de um elemento estrutural de BAR em conformidade com o EC2 [37]. Apesar das diversas tentativas de construir e analisar o comportamento de elementos estruturais de BAR, por muitas vezes, não são consideradas as propriedades fundamentais do próprio material, que tem uma influência considerável no comportamento da própria estrutura. Por isso, o objectivo principal desta investigação é o dimensionamento de uma viga de BAR, executado de forma convencional, para o qual, serão utilizadas regras práticas, de previsão do desempenho mecânico e em termos de durabilidade dos BAR, desenvolvidas pelos autores em estudos anteriores [38-44]. Isto permite

compreender as implicações relativamente à geometria da sua secção transversal e ajustá-la, de tal modo que a viga seja capaz de garantir a mesma vida útil, capacidade de carga e a mesma deformação, de acordo com o estado limite de serviço estipulado no EC2 [37], que as de uma viga convencional.

## 2 DIMENSIONAMENTO DE UMA VIGA DE BETÃO COM AGREGADOS RECICLADOS

Neste estudo, foi considerada uma viga de betão simplesmente apoiada, construída com um betão corrente (Tabela 1), produzido com um CEM I 42,5 [45], com classe de exposição XC3/XS1, para a qual é necessária uma relação a/c máxima de 0,50 [46] e uma quantidade mínima de cimento de 300 kg/m<sup>3</sup> [47]. Foram considerados quatro cenários neste estudo:

- S1. A composição dos betões é ajustada de forma a garantir uma classe de resistência C30/37 em todas as misturas com 50% de AR grossos;
- S2. A composição é semelhante para todas as misturas com 50% de AR grossos e é aceite uma perda de resistência até uma classe de resistência mínima de C16/20;
- S3. A composição é semelhante para todas as misturas com 100% de AR grossos e é aceite uma perda de resistência até uma classe de resistência mínima de C16/20;
- S4. A taxa de substituição é ajustada para todas as misturas de forma a garantir uma perda de resistência máxima para misturas produzidas com composições semelhantes:
  - a. Perda de resistência entre 32.5 MPa e 30 MPa (probabilidade de 50% dos BAR exibirem uma classe de resistência C30/37);
  - b. Perda de resistência entre 32.5 MPa to 25 MPa (probabilidade de 50% dos BAR exibirem uma classe de resistência C25/30);
  - c. Perda de resistência entre 30 MPa to 25 MPa (probabilidade de 100% dos BAR exibirem uma classe de resistência C25/30).

Tabela 1. Características do betão corrente

Classe de resistência alvo	C30/37
Tipo de cimento	CEM I 42.5
Dimensão máxima do agregado (mm)	25.4
Classe de abaixamento	S3
Exposição ambiental	XC3 / XS1

Considerando as características mencionadas, de acordo com a fórmula (1), proposta no EC2 [37], o betão resultante teria uma resistência à compressão média de cilindros aos 28 dias ( $f_{cm}$ ) entre 38 e 43 MPa (isto corresponde a valores médios para  $f_{ck}$  e  $f_{cm}$  de 32.5 MPa e 40.5 MPa, respectivamente, que serão considerados para cálculos futuros).

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \text{ (MPa)} \quad (1)$$

Onde  $f_{cm}$  corresponde resistência à compressão média de cilindros aos 28 dias e  $f_{ck}$  à resistência à compressão característica de cilindros.

### 2.1 Previsão da resistência à compressão de betões com agregados reciclados

Geralmente, investigadores desta área preferem avaliar a influência do aumento da taxa de substituição de AN por AR, de diferentes tamanhos e tipos nas propriedades do betão. No entanto, esta abordagem é incompleta uma vez que o estudo da influência de cada um destes aspectos, por si só, não é suficiente para compreender a perda de resistência à compressão. Os resultados de um estudo recente [39] mostraram que é possível estimar a perda de resistência à compressão dos BAR com base na taxa de substituição de AR grossos com uma dada composição e classe de qualidade de acordo com a classificação proposta por Silva *et al.* [38] (Tabela 2).

Os resultados deste estudo [39] basearam-se numa análise estatística a 787 misturas de betão, provenientes de 65 publicações (Figura 1). Com base no limite inferior de um intervalo de confiança de 95% da resistência à compressão relativa, foi possível estimar a perda da resistência à compressão com o aumento do conteúdo de AR grossos de classes diferentes. Os resultados desta análise mostraram que existe uma pro-

abilidade de 95% de produzir betões com 100% AR grossos de classes A, B, C e D e que não apresentem perdas superiores a 21%, 38%, 54% e 65% , respectivamente, quando comparados com um BAN equivalente. Para a mesma taxa de substituição, os resultados mostraram uma clara diminuição da resistência com a diminuição da qualidade do agregado, confirmando, assim, a necessidade de caracterizar os AR, não apenas com base na sua composição, mas também através das suas propriedades físicas.

Tabela 2. Requerimentos para as propriedades físicas de cada classe de qualidade

Classe do agregado	A			B			C			D
	I	II	III	I	II	III	I	II	III	
Densidade seca mínima (kg/m <sup>3</sup> )	2600	2500	2400	2300	2200	2100	2000	1900	1800	Sem limite
Absorção de água máxima (%)	1.5	2.5	3.5	5	6.5	8.5	10.5	13	15	
Perda de massa por abrasão LA (%)	40			45			50			

No mesmo estudo [39], verificou-se que existe uma probabilidade de 95% que a incorporação de 100% de ARB grossos, ARM e ARA não provoque perdas superiores a 38%, 50% e 65%, respectivamente. Além disso, os resultados deste estudo também mostraram que alguns ARM poderiam produzir BAR com menor perda de resistência do que aquela de betões feitos com ARB. Nestes casos, os ARM tinham maior densidade seca e menor absorção de água do que as do ARB, reforçando ainda mais a necessidade de classificar os AR, não só relativamente à sua composição, mas também de acordo com as suas propriedades.

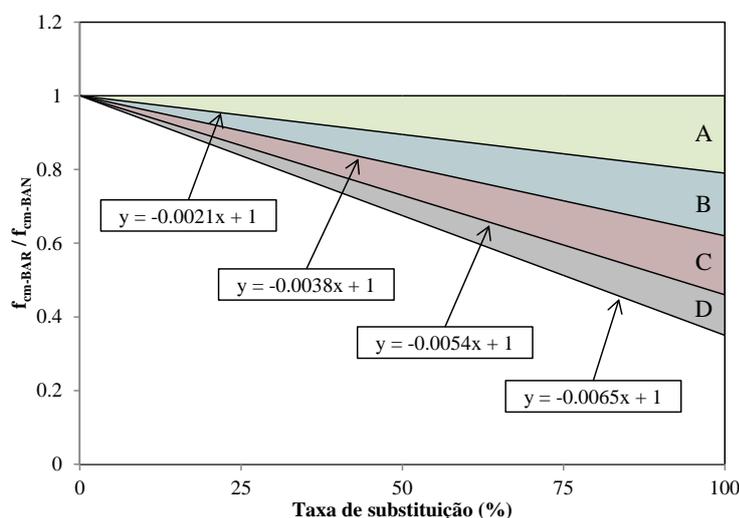


Figura 1. Resistência à compressão relativa (limite inferior do intervalo de confiança de 95%) de BAR com crescente taxa de incorporação de AR grossos com diferentes classes de qualidade [39]

A Tabela 3 mostra as classes de resistência alvo, perdas de resistência e taxas máximas de substituição para todos os betões. No cenário 1, para uma taxa de substituição fixa de 50% de ARB grossos, seria necessário aumentar duas classes de resistência (de C30/37 para C40/50), para que o BAR resultante mostrasse a mesma classe de resistência do que a do BAN. No entanto, aquando da utilização de 50% de AR grossos de classe A, seria apenas necessário aumentar uma classe de resistência (C35/45). Esta abordagem garantiria, com um grau de confiança igual a 95%, que os betões demonstrassem as classes de resistência especificadas.

No cenário 2, para uma taxa de substituição constante de 50% de AR grossos, verificou-se que o tipo de agregado capaz de provocar a maior perda de resistência é o ARA (classe de resistência final de C20/25). Nestes casos, torna-se importante enfatizar que, ao aceitar uma perda de resistência, nenhum dos BAR demonstrou a classe de resistência mínima necessária para uma classe de exposição XC3/XS1 (i.e. C30/37), de acordo com o EN 206 [47]. No entanto, avançou-se com o estudo destas misturas para entender melhor as implicações da utilização de tais materiais na geometria dos elementos estruturais.

No cenário 3, para uma taxa de substituição constante de 100% de AR grossos, os únicos materiais aptos para a produção de elementos estruturais de betão são os ARB e AR de classes A e B. Existe uma probabilidade de 95% em como a utilização de 100% de AR grossos de classe A poderá produzir um betão com um  $f_{ck}$  pertencente à classe de resistência imediatamente abaixo da do BAN. A utilização de

outros materiais poderá resultar em betões com perdas de resistência excessivas (ARA e AR de classes C e D poderiam produzir betões com classes de resistência abaixo de C16/20).

Tabela 3. Classe de resistência alvo, perdas de resistência e taxas de substituição máximas

Cenário		Tipo do agregado				Classe do agregado			
		AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	$f_{ck}$ do BAN (MPa)	32.5	40.1	48.1	43.3	36.3	40.1	44.5	48.1
	Classe de resistência alvo	C30/37	C40/50	C45/55	C40/50	C35/45	C40/50	C40/50	C45/55
2	$f_{ck}$ (MPa)	32.5	26.3	21.9	24.4	29.1	26.3	23.7	21.9
	Classe de resistência	C30/37	C25/30	C20/25	C20/25	C25/30	C25/30	C20/25	C20/25
3	$f_{ck}$ (MPa)	32.5	20.2	11.4	16.3	25.7	20.2	15.0	11.4
	Classe de resistência	C30/37	C20/25	< C12/15	C16/20	C25/30	C20/25	C12/15	< C12/15
Conteúdo de AR máximo (%) para uma perda de resistência entre:									
4a	32.5 MPa e 30 MPa	0.0	20.2	11.8	15.4	36.6	20.2	14.2	11.8
4b	32.5 MPa e 25 MPa	0.0	60.7	35.5	46.2	100.0	60.7	42.7	35.5
4c	30 MPa e 25 MPa	0.0	43.9	25.6	33.3	79.4	43.9	30.9	25.6

No cenário 4, a taxa de substituição foi ajustada de tal forma que um betão, com determinado AR, demonstrasse uma perda de resistência dentro dos limites estabelecidos. A taxa de substituição foi calibrada para três situações. No cenário 4a, definiu-se que a perda de resistência iria ocorrer dentro da mesma classe de resistência (C30/37). Considerando BAN com um  $f_{ck}$  de 32,5 MPa, a taxa de substituição máxima teria que assegurar, com uma probabilidade de 95%, a produção de um BAR com um  $f_{ck}$  mínimo de 30 MPa, para permanecer dentro da mesma classe de resistência. Verificou-se que é possível introduzir uma maior quantidade de ARB (20,2%, enquanto que a taxa máxima de ARM e ARA grossos foi de 15,4% e 11,8%, respectivamente) e mesmo assim produzir um BAR com uma classe de resistência igual à do BAN. Para a mesma situação, seria possível substituir uma maior quantidade (36,6%) se os AR fossem de classe A.

No cenário 4b, estabeleceu-se que a perda de uma classe de resistência seria aceitável. Isto quer dizer que, ao considerar um BAN com o  $f_{ck}$  de 32,5 MPa, o conteúdo de AR teria que assegurar uma perda de resistência máxima de 7,5 MPa (até 25 MPa). No cenário 4c, a perda de uma classe de resistência também foi considerada como aceitável, mas a partir de um  $f_{ck}$  de 30 MPa, que é a resistência à compressão de cilindro mínima pertencente à classe de resistência C30/37. Neste cenário, pretende-se simular um panorama mais conservativo do que o anterior. Deste modo, a taxa de substituição máxima teria que assegurar uma perda de resistência máxima de 5 MPa (até 25 MPa).

A escolha dos limites considerados nos cenários mencionados servem apenas para demonstrar a flexibilidade do método proposto para estimar a perda de resistência máxima aquando da produção de um betão com determinado AR e poderão ser ajustados para qualquer ocasião.

## 2.2 Resistência à tracção de betões com agregados reciclados

Normalmente, a resistência à tracção varia de uma forma proporcional com a resistência à compressão. O  $f_{ctm}$  esperado de um betão pode ser calculado através das seguintes fórmulas do EC2 [37]:

$$f_{ctm} = 0.30 \cdot f_{ck}^{2/3}, \text{ para classes de resistência } \leq C50/60 \quad (2)$$

$$f_{ctm} = 2.12 \cdot \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right), \text{ para classes de resistência } > C50/60 \quad (3)$$

Uma análise estatística dos resultados de 428 misturas num estudo anterior [43] mostrou que, para uma dada resistência à compressão, não existe uma diferença estatisticamente significativa entre o valor real e o calculado para a resistência à tração média do betão ( $f_{ctm}$ ). Verificou-se isto em todos os BAR, independentemente da taxa de substituição e tipo de AR. Por outras palavras, a relação entre  $f_{ctm}$  e  $f_{ck}$ , proposta pelo EC2 [37], também poderá ser usada em BAR. Além disso, Silva *et al.* [43] demonstraram que, numa amostra com 590 valores, 97,5% dos betões estavam acima do limite inferior do intervalo de confiança de 95% para a resistência à tracção característica de acordo com EC2 [37].

A Tabela 4 apresenta a resistência à tracção dos betões de todos os cenários. Como esperado, todos os betões no cenário 1 mostram a mesma resistência à tracção visto pertencerem todos à mesma classe de resistência. No entanto, ao aceitar uma perda de resistência para uma taxa de substituição constante (cenários 2 e 3), nos casos onde existe uma diminuição de uma e duas classes de resistência,  $f_{ctm}$  deverá ser considerado como 2,56 MPa e 2,21 MPa, respectivamente. Betões com classes de resistência abaixo de C16/20 não foram considerados para análise daqui em diante. No cenário 4a, uma vez que a taxa de substituição foi ajustada de tal forma que os betões resultantes demonstrassem uma perda dentro da mesma classe de resistência, naturalmente, isto significa que o  $f_{ctm}$  é o mesmo para todos os betões. No entanto, nos cenários 4b e c, o  $f_{ctm}$  diminui de 2,90 MPa para 2,56 MPa, uma vez que a taxa de substituição foi a suficiente para permitir a perda de apenas uma classe de resistência.

Tabela 4. Resistência à tracção de todos os betões

$f_{ctm}$ (MPa) para o cenário:	Tipo do agregado				Classe do agregado			
	AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90
2	2.90	2.56	2.21	2.21	2.56	2.56	2.21	2.21
3	2.90	2.21	-	1.90	2.56	2.21	-	-
4a	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90	2.90
4b	2.90	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56
4c	2.90	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56

### 2.3 Relação entre o módulo de elasticidade e resistência à compressão dos BAR

O módulo de elasticidade é importante no dimensionamento de estruturas de betão no estados limites de serviço, no qual se pretende controlar a dimensão máxima das fendas e limitar a deformação máxima. Ao contrário do que acontece com a resistência à compressão dos BAR, que pode ser facilmente compensada, diversas investigações acerca do módulo de elasticidade demonstraram que este diminui fortemente com o aumento do conteúdo de AR. Isto significa que, para a mesma resistência à compressão, o módulo de elasticidade dos BAR é geralmente inferior ao do BAN, e, portanto, as deformações de uma estrutura serão maiores. Contudo, uma análise estatística, acerca da relação entre o módulo de elasticidade e a resistência à compressão dos BAR [40], mostrou resultados interessantes e práticos, que permitiram estimar esta propriedade com elevado grau de confiança, utilizando a fórmula proposta pelo EC2 [37]:

$$E_{cm} = \alpha \cdot 22 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{10}\right)^{0.3} \quad (6)$$

Onde,  $E_{cm}$  é o módulo de elasticidade aos 28 dias (GPa) e  $\alpha$  é o factor de correcção, que depende da origem do agregado (1.2 - basalto; 1,0 - quartzito; 0,9 - calcário; 0,7 - arenito). Uma análise, aos resultados de 476 betões de 35 publicações, mostrou que existe uma probabilidade de 95% em como o módulo de elasticidade dos BAR se posicionará acima da curva correspondente aos agregados de arenito do EC2 [37]. Estes resultados sugerem que o factor de correcção, para os agregados de arenito, pode ser facilmente aplicado pelos profissionais na indústria da construção para estimar o módulo de elasticidade dos BAR, com uma probabilidade de 95% em como o valor real esteja acima do calculado.

A Tabela 5 apresenta o  $E_{cm}$  de todos os betões, calculado através da equação (6) com o factor de correcção  $\alpha$  igual a 0,7 (para agregados de arenito). Em todos os casos, o  $E_{cm}$  dos BAR foi de 30% a 35% menor do que o do BAN.

Tabela 5. Módulo de elasticidade médio e efectivo de todos os betões

$E_{cm}(E_{c,eff})$ (GPa) para o cenário:	Tipo do agregado				Classe do agregado			
	AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	32.8(9.38)	23.0(5.25)	23.0(5.25)	23.0(5.25)	23.0(5.25)	23.0(5.25)	23.0(5.25)	23.0(5.25)
2	32.8(9.38)	22.0(5.04)	21.0(4.79)	21.0(4.79)	22.0(5.04)	22.0(5.04)	21.0(4.79)	21.0(4.79)
3	32.8(9.38)	21.0(3.99)	-	20.0(3.81)	22.0(4.20)	21.0(3.99)	-	-
4a	32.8(9.38)	23.0(5.96)	23.0(6.20)	23.0(6.10)	23.0(5.55)	23.0(5.96)	23.0(6.13)	23.0(6.20)
4b	32.8(9.38)	22.0(4.83)	22.0(5.35)	22.0(5.11)	22.0(4.20)	22.0(4.83)	22.0(5.19)	22.0(5.35)
4c	32.8(9.38)	22.0(5.16)	22.0(5.58)	22.0(5.40)	22.0(4.51)	22.0(5.16)	22.0(5.45)	22.0(5.58)

## 2.4 Factores de correcção para o coeficiente de fluência de betões com agregados reciclados

Com base nos resultados de uma análise numérica efectuada pelos autores [41], foram interpolados factores de correcção para o coeficiente de fluência dos BAR. A utilização de tais factores, que dependem da taxa de substituição, poderá ser considerada como um método conservativo e prático para estimar o potencial aumento da fluência dos BAR produzidos com uma composição semelhante à de um BAN. Para taxas de substituição de 20%, 50% e 100% de AN por AR grossos, existe uma probabilidade de 95% em como o coeficiente de fluência será até 1,20, 1,40 e 1,80 maior, respectivamente, do que o esperado para um BAN semelhante.

Em situações onde as deformações por fluência são relevantes numa estrutura de betão, a deformação total, incluindo a por fluência, poderá ser calculada através da equação (7), para o módulo de elasticidade efectivo, proposta na secção 7.4.3 no EC2 [37]:

$$E_{c,eff} = \frac{E_{cm}}{1 + \alpha \cdot \varphi(\infty, t_0)} \quad (7)$$

Onde,  $E_{c,eff}$  é o módulo de elasticidade efectivo (GPa),  $\alpha$  é o factor de correcção para o coeficiente de fluência e  $\varphi(\infty, t_0)$  é o coeficiente de fluência para uma determinada período e idade inicial de carregamento.

A Tabela 5 apresenta os módulos de elasticidade efectivos de todos os betões. O  $\varphi(\infty, t_0)$  foi calculado através do método simplificado proposto na secção 3.1.4 do EC2 [37], para uma humidade relativa de 50%. Este valor foi considerado igual a 2,5. Dependendo da taxa de substituição, os BAR podem mostrar um  $E_{c,eff}$  compreendido entre 42% e 66% daquele do BAN.

## 2.5 Cálculo do recobrimento tendo em conta o efeito da carbonatação e penetração de cloretos

No que diz respeito à carbonatação e penetração de cloretos, existe um consenso na literatura em como o aumento da taxa de substituição aumenta a magnitude destes fenómenos. Os resultados de estudos recentes [42, 44] sugerem que é possível correlacionar o coeficiente de carbonatação acelerada e coeficiente de migração de cloretos com a resistência à compressão. A análise estatística efectuada nesses estudos também mostrou que essa relação foi muito pouco influenciada pela taxa de substituição, tipo e tamanho de AR. Por outras palavras, para uma dada resistência à compressão, é possível prever o comportamento dos BAR quando expostos a determinado ambiente agressivo e fazer o ajuste necessário ao recobrimento, assegurando assim uma vida útil preestabelecida. A relação entre o recobrimento dos BAR e BAN, com composições semelhantes, pode ser calculada através das seguintes equações:

$$\frac{X_{BAR}}{X_{BAN}} = \frac{k_{ca,BAR}}{k_{ca,BAN}} = \left( \frac{f_{cm,BAN}}{f_{cm,BAR}} \right)^{2,7} \quad (8)$$

$$\frac{X_{BAR}}{X_{BAN}} = \sqrt{\frac{D_{0,BAR}}{D_{0,BAN}}} = \sqrt{e^{-0,023(f_{cm,BAR} - f_{cm,BAN})}} \quad (9)$$

Onde,  $X_{BAR}$  e  $X_{BAN}$  (mm) são as profundidades afectadas dos BAR e BAN, respectivamente,  $k_{ca,BAR}$  e  $k_{ca,BAN}$  (mm.ano<sup>-0.5</sup>) são os coeficientes de carbonatação acelerada correspondentes,  $D_{0,BAR}$  e  $D_{0,BAN}$ , (m<sup>2</sup>/s) os respectivos coeficientes de migração de cloretos aos 28 dias e  $f_{cm,BAR}$  e  $f_{cm,BAN}$  são as respectivas resistências à compressão aos 28 dias. As equações (8) e (9), obtidas a partir dos resultados de estudos anteriores [42, 44] e através da 1ª e 2ª lei de Fick, respectivamente, poderão apenas ser aplicadas em betões produzidos um cimento CEM I, de acordo o EN 197 [45]. Embora existam algumas publicações relativas ao efeito de adições sobre a carbonatação e penetração de cloretos nos BAR [48-56], os resultados destas não foram suficientes para produzir relações semelhantes às equações (8) e (9) e que considerem a existência desta adições.

A Tabela 6 apresenta o recobrimento mínimo necessário de todos os BAR submetidos a uma exposição ambiental XC3 e XS1. Uma vez que o elemento de betão armado foi considerado como pertencente à classe estrutural S3, os recobrimentos mínimos ( $c_{min,dur}$ ) para as classes de exposição XC3 e XS1 são de 20 mm e 30 mm, respectivamente, de acordo com a tabela 4.4N do EC2 [37]. Embora a

classe estrutural S4 seja considerada para este tipo de elementos, é possível utilizar uma classe estrutural abaixo se houver um controlo de qualidade rigoroso durante o dimensionamento, de acordo com a tabela 4.3N em EC2 [37]. Como esperado, no primeiro cenário, todos os BAR e BAN mostraram o mesmo recobrimento mínimo, que é apenas natural considerando que todos estes seriam produzidos com a mesma classe de resistência. Nos outros cenários, onde a perda de resistência do betão seria aceite, foi necessário aumentar o recobrimento para garantir a mesma vida útil.

Tabela 6. Recobrimento mínimo e nominal de todos os betões

$c_{\min,XC3}/c_{\min,XS1}/c_{\text{nom}}$ (mm) para o cenário:	Tipo do agregado				Classe do agregado			
	AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0
	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0	30.0
	35.0	35.0	35.0	35.0	35.0	35.0	35.0	35.0
2	20.0	34.8	54.2	54.2	34.8	34.8	54.2	54.2
	30.0	32.7	34.6	34.6	32.7	32.7	34.6	34.6
	35.0	40.0	60.0	60.0	40.0	40.0	60.0	60.0
3	20.0	54.2	-	82.1	34.8	54.2	-	-
	30.0	34.6	-	36.3	32.7	34.6	-	-
	35.0	60.0	-	90.0	40.0	60.0	-	-
4a	20.0	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8
	30.0	30.9	30.9	30.9	30.9	30.9	30.9	30.9
	35.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0
4b	20.0	34.8	34.8	34.8	34.8	34.8	34.8	34.8
	30.0	32.7	32.7	32.7	32.7	32.7	32.7	32.7
	35.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0
4c	20.0	34.8	34.8	34.8	34.8	34.8	34.8	34.8
	30.0	32.7	32.7	32.7	32.7	32.7	32.7	32.7
	35.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0	40.0

A Tabela 6 também apresenta os valores do recobrimento nominal de todos os betões. Estes valores foram calculados através da seguinte equação, proposta na cláusula 4.4.1.1 do EC2 [37]:

$$c_{\text{nom}} = c_{\text{min}} + \Delta c_{\text{dev}} \quad (10)$$

Onde,  $c_{\text{nom}}$  é o recobrimento nominal,  $c_{\text{min}}$  é o recobrimento mínimo (neste caso, igual a  $c_{\text{min,dur}}$ ) e  $\Delta c_{\text{dev}}$  é a margem de cálculo para a tolerância de execução. Embora o valor recomendado superior de  $\Delta c_{\text{dev}}$  seja 10 mm, se existir um sistema de garantia de qualidade, no qual a monitorização inclui medições do recobrimento das armaduras, poderá reduzir-se a margem de cálculo, de acordo com a cláusula 4.4.1.3(3) no EC2 [37]. Neste caso,  $\Delta c_{\text{dev}}$  foi considerado igual a 5 mm.

A Tabela 6 mostra também os valores de  $c_{\text{nom}}$  de todos os betões. Estes foram calculados através da adição do  $\Delta c_{\text{dev}}$  ao maior dos dois valores de  $c_{\text{min,XC3}}$  e  $c_{\text{min,XS1}}$ . O número resultante foi arredondado para cima até ao valor prático mais próximo para aplicação *in situ*. Na maioria dos casos, um aumento de 5 mm ao  $c_{\text{nom}}$  dos BAR foi suficiente para garantir a mesma vida útil dos BAN. Nos casos mais extremos, foi necessário um aumento de 25 mm. Houve um caso (BAR com 100% de ARM, no cenário 3), no qual a perda de resistência foi tal, que seria necessário um recobrimento nominal de 90 mm. Apesar do valor claramente excessivo comparativamente aos correntemente utilizados em betões convencionais, este betão também foi estudado para entender as implicações no comportamento estrutural.

## 2.6 Dimensionamento do elemento estrutural de betão com agregados reciclados

A Figura 2 apresenta a viga de betão armado, simplesmente apoiada. Este elemento estrutural contém uma secção transversal rectangular simples com a altura e largura de 0,5 m e 0,3 m, respectivamente, e um vão de 6 m. Cargas permanentes e variáveis de 30 kN/m e 15 kN/m, respectivamente, foram estabelecidas. Considerou-se a utilização de armaduras longitudinais compostas por um aço S400. A combinação das cargas aplicadas ao longo da viga ( $P_{\text{Ed}}$ ) foi calculada através da seguinte equação:

$$P_{Ed} = \gamma_g \cdot G + \gamma_q \cdot Q \quad (11)$$

Onde  $\gamma_g$  é o coeficiente parcial de segurança para acções permanentes (igual a 1.35),  $\gamma_q$  é o coeficiente parcial de segurança para acções variáveis (igual a 1.50), G é o somatório das cargas permanentes (kN/m) e Q é o somatório das cargas variáveis (kN/m).

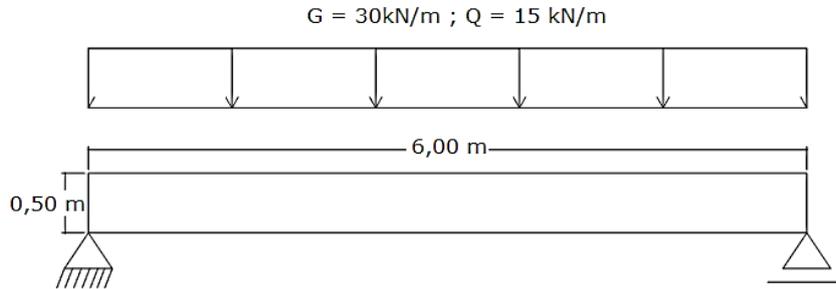


Figura 2. Viga de betão considerada neste estudo

A resistência à compressão de dimensionamento ( $f_{cd}$ ) foi obtida através do seguinte cálculo:

$$f_{cd} = \frac{\alpha_{cc} \cdot f_{ck}}{\gamma_c} \quad (12)$$

Onde,  $\gamma_c$  é o coeficiente parcial de segurança para um estado limite último (igual a 1.50),  $\alpha_{cc}$  é o coeficiente que considera os efeitos a longo prazo na resistência à compressão e  $f_{ck}$  é a resistência à compressão característica (MPa).

A tensão de cedência de dimensionamento do aço ( $f_{yd}$ ) foi obtida através do seguinte cálculo:

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_s} \quad (13)$$

Onde,  $\gamma_s$  é o coeficiente parcial de segurança das armaduras de aço para um estado limite último (igual a 1.15) e  $f_{yk}$  é a tensão de cedência característica do aço (MPa). Foi considerado um ramo superior horizontal para o diagrama tensão-extensão, de acordo com a secção 3.2.7(2) do EC2. Consequentemente, o estado limite último foi calculado considerando uma extensão máxima do betão ( $\epsilon_{cu}$ ) igual a 3.5%.

O momento de flexão de dimensionamento ( $M_{Ed}$ ) a meio vão da viga foi calculada através da seguinte equação:

$$M_{Ed} = \frac{P_{Ed} \cdot l^2}{8} \quad (14)$$

Onde, l é o vão da viga (m).

A altura útil da armadura (d) foi calculada através da seguinte equação:

$$d = h - c - \phi_s - \frac{\phi}{2} \quad (15)$$

Onde, h é a altura da secção transversal (m), c é o recobrimento (m),  $\phi_s$  é o diâmetro dos estribos (m) e  $\phi$  é o diâmetro das armaduras longitudinais (m).

O momento resistente de dimensionamento da secção ( $M_{Rd}$ ) foi calculado através da seguinte equação:

$$M_{Rd} = 0.8095 \cdot b \cdot x \cdot f_{cd} \cdot z \quad (16)$$

Onde, b é largura da secção (m), x é a altura da zona comprimida do betão (m) e z é a distância entre o centro de pressão da zona comprimida do betão e as armaduras longitudinais inferiores (m), que é igual a:

$$z = d - 0.416 \cdot x \quad (17)$$

O valor de  $x$  foi calculado ao considerar  $M_{Rd}$  igual a  $M_{Ed}$ . Como existe um equilíbrio entre a força exercida na zona comprimida do betão e aquela nas armaduras longitudinais inferiores, a área mínima de armaduras ( $A_s$ ), necessária para suportar o  $M_{Ed}$ , foi calculado através da seguinte expressão:

$$A_s = \frac{0.8095 \cdot b \cdot x \cdot f_{cd}}{f_{yd}} \quad (18)$$

A Tabela 7 apresenta a solução para as armaduras longitudinais inferiores. Apesar da diminuição da resistência à compressão em grande parte dos cenários, isto não teve um efeito significativo sobre a área de armaduras necessária para garantir o estado limite último e de serviço. Na verdade, no pior dos casos, onde houve um decréscimo na resistência à compressão de 32,5% em comparação com a do BAN, foi necessário apenas um aumento de 12% na área de armaduras (de  $7\phi 20 - 21.99 \text{ cm}^2$  - a  $5\phi 25 - 24.54 \text{ cm}^2$ ).

Tabela 7. Solução das armaduras longitudinais inferiores para todos os betões

Cenário:	Tipo do agregado				Classe do agregado			
	AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20
2	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	5 $\phi$ 25	5 $\phi$ 25	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	5 $\phi$ 25	5 $\phi$ 25
3	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	-	5 $\phi$ 25	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	-	-
4a	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20
4b	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	5 $\phi$ 25	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	5 $\phi$ 25	5 $\phi$ 25
4c	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	5 $\phi$ 25	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	7 $\phi$ 20	5 $\phi$ 25	5 $\phi$ 25

O dimensionamento dos estribos não foi considerado neste estudo, uma vez que ainda existem dúvidas na literatura acerca do efeito da inclusão de AR no ângulo entre a escora comprimida de betão e o eixo da viga.

Para garantir que a viga de betão estivesse em conformidade o estado limite de utilização do EC2 [37], foram efectuados cálculos para controlar a largura máxima de fendas, feito como se faz tradicionalmente para um BAN, com o objectivo de avaliar a compatibilidade da utilização de AR na produção de betão. Para o controlo de fendilhação, um valor limite ( $w_{max}$ ) de 0,3 mm foi considerado, conforme a tabela 7.1N no EC2 [37], e a largura de fendas calculada ( $w_k$ ) foi calculada a partir da seguinte equação, proposta na cláusula 7.3.2 do EC2 [37]:

$$w_k = s_{r,max}(\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm}) \quad (19)$$

Onde,  $s_{r,max}$  é a distância máxima entre fendas,  $\epsilon_{sm}$  é a extensão média da armadura para a combinação de acções considerada e  $\epsilon_{cm}$  é a extensão média no betão entre fendas. A diferença entre  $\epsilon_{sm}$  e  $\epsilon_{cm}$  pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$\epsilon_{sm} - \epsilon_{cm} = \frac{\sigma_s - k_t \cdot \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{p,eff}} \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{p,eff})}{E_s} \quad (20)$$

Onde,  $\sigma_s$  é a tensão na armadura admitindo a secção fendilhada,  $\alpha_e$  é a relação entre o módulo de elasticidade do aço ( $E_s$ ) e o do betão ( $E_{cm}$ ),  $\rho_{p,eff}$  é a relação entre a área das armaduras ( $A_s$ ) e a área efectiva do betão à tracção à volta das armaduras longitudinais ( $A_{c,eff}$ ), a altura da qual ( $h_{c,eff}$ ) é igual ao menor de  $2.5(h-d)$ ,  $(h-x)/3$  ou  $h/2$  e  $k_t$  é um coeficiente dependente da duração do carregamento (igual a 0.4 para uma acção de longa duração).

A distância máxima entre fendas ( $s_{r,max}$ ) foi calculada a partir da seguinte equação:

$$s_{r,max} = k_3 \cdot c + \frac{k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \phi}{\rho_{p,eff}} \quad (21)$$

Onde,  $k_1$  é um coeficiente que tem em conta as propriedades de aderência das armaduras aderentes (igual a 0.8 para varões de alta aderência),  $k_2$  é um coeficiente que tem em conta a distribuição das ex-

tensões (igual a 0.5 para a flexão) e os valores de  $k_3$  e  $k_4$  são iguais a 3,4 e 0,425, respectivamente, de acordo com a cláusula 7.3.4(3) do EC2 [37].

A secção 7.4.3, do EC2 [37], afirma que é possível prever de forma adequada o comportamento de um elemento de betão que poderá fendilhar, mas não completamente, e, por isso, deverá considerar-se um comportamento intermédio entre os estados não fendilhado e completamente fendilhado. A deformação máxima poderá ser calculada através da seguinte expressão:

$$\delta = \xi \cdot \delta_{II} + (1 - \xi) \cdot \delta_I \quad (22)$$

Onde,  $\delta$  é a flecha,  $\delta_I$  e  $\delta_{II}$  são os valores da flecha calculados para secções não fendilhadas e completamente fendilhadas, respectivamente, e  $\xi$  é o coeficiente de distribuição, dado pela seguinte equação:

$$\xi = 1 - \beta \cdot \left(\frac{M_{cr}}{M}\right)^2 \quad (23)$$

Onde,  $\beta$  é um coeficiente que tem em conta a influência da extensão média da duração do carregamento ou da repetição do carregamento (igual a 0.5 para um carregamento de longa duração),  $M$  é o momento calculado para uma secção completamente fendilhada e  $M_{cr}$  é o momento de fendilhação calculado para uma secção completamente fendilhada sujeita às condições de carregamento que provocam o início da fendilhação. O valor de  $\xi$  permite determinar a distribuição de deformações provenientes de uma secção não fendilhada e de uma completamente fendilhada, que poderão ser calculadas através da seguinte fórmula:

$$\delta = \frac{5}{384} \cdot \frac{p \cdot l^4}{E \cdot I} \quad (24)$$

Onde, o valor de  $E$  foi considerado o correspondente a  $E_{c,eff}$  (in GPa) e  $I$  é o momento de inércia da secção transversal, calculado para a secção não fendilhada -  $I_I$  - e completamente fendilhada -  $I_{II}$  (em  $m^4$ ).

Depois de estabelecer uma flecha máxima igual a  $l/250 = 24$  mm, onde  $l$  é o vão da viga, foi aplicado um processo iterativo (representado na Figura 3) em todos os cálculos, utilizando os valores do  $E_{c,eff}$  (Tabela 5). Neste processo, foram feitos aumentos sequenciais de 10 mm na altura da secção transversal, até a flecha a meio vão (calculada através da equação (22)) respeitar o valor limite.

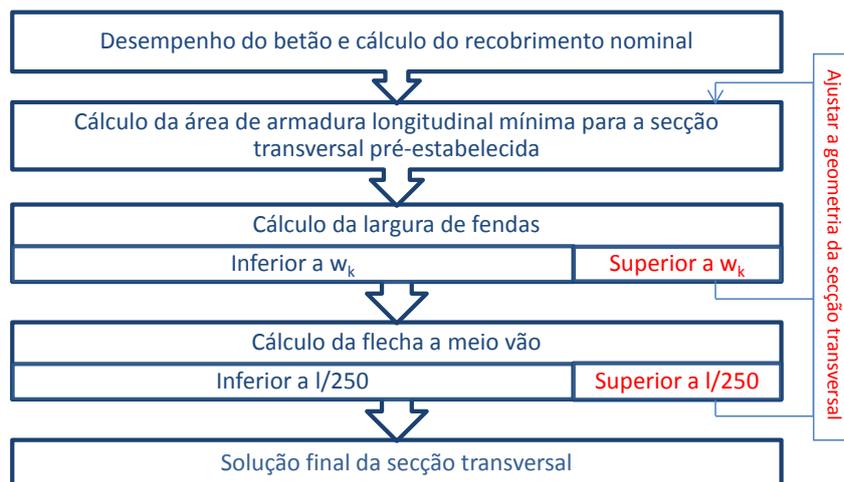


Figura 3. Diagrama do processo iterativo aplicado no dimensionamento da viga de BAR

A Tabela 8 apresenta a altura final da secção transversal da viga para todos os cenários. A inclusão de AR provocou maiores deformações na viga com BAR do que a viga de BAN. Isto deveu-se ao decréscimo do  $E_{c,eff}$  com o aumento da taxa de substituição. Uma vez que estes betões mostram um  $E_{cm}$  mais baixo e um  $\phi(\infty, t_0)$  mais alto, isto levou resultou na necessidade de um ligeiro aumento da secção transversal do betão, de modo a apresentar uma flecha a meio vão semelhante à da viga de BAN, para a mesma carga apli-

cada. Os resultados apresentados na Tabela 8 indicam que, na maioria dos casos, um aumento de 10-20 mm em altura seria suficiente para construir uma viga de BAR estrutural em conformidade com o estado limite de serviço de acordo com o EC2 [37]. Embora os BAR considerados no primeiro cenário pertencem à mesma classe de resistência da do BAN, como contêm uma quantidade relativamente alta de AR grossos (50%), teoricamente, isto resultaria numa diminuição do módulo de elasticidade e aumento de fluência. Obviamente, isto causaria um menor módulo de elasticidade eficaz e, assim, uma maior flecha. Por este motivo, as alturas das secções transversais de todos os elementos BAR, nesse cenário, foram aumentadas em 10 mm. Este aumento em altura atingiu o seu máximo no cenário 3, no qual, se aceitou a perda de resistência e foram utilizados 100% de AR grossos. A introdução de 100% de ARM exigiu um aumento de 90 mm na altura da secção transversal para cumprir a flecha máxima a meio do vão (Figura 4). Contudo, porque este betão mostrou uma elevada perda de resistência à compressão, isto traduzir-se-ia numa maior penetração de cloretos e carbonatação e, por isso, foi necessário um aumento elevado no recobrimento (recobrimento nominal de 90 mm) para demonstrar a mesma vida útil da de um BAN para a mesma classe de exposição ambiental de XC3/XS1. Naturalmente, isto significa que há uma grande área de betão sem armaduras e, conseqüentemente, mais susceptível a fendilhação. Isto pode ser observado na Tabela 9, onde a largura calculada das fendas correspondente é maior do que  $w_{max}$ , impedindo, assim, a inclusão de 100% ARM grossos neste caso específico. No entanto, para o mesmo cenário, a utilização de 100% ARB grossos ou AR de classe B exigiu um aumento de 60 mm em altura (Figura 5b), enquanto que, aquando da inclusão da mesma quantidade de AR de classe A, este aumento seria de 40 mm (Figura 5c). Nestes dois casos, para uma vida útil de 50 anos, os valores do recobrimento nominal foram aumentados em 25 mm e 5 mm, respectivamente, relativamente ao da secção transversal da viga de BAN. Por razões práticas e técnicas, nem todas as alternativas testadas seriam aptas para uma situação real.

Tabela 8. Altura final da secção transversal para todos os cenários

Altura da secção (mm) para o cenário:	Tipo do agregado				Classe do agregado			
	AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	500	510	510	510	510	510	510	510
2	500	520	530	530	520	520	530	530
3	500	560	-	590	540	560	-	-
4a	500	500	500	500	510	500	500	500
4b	500	520	500	510	540	520	500	500
4c	500	510	500	510	530	510	500	500

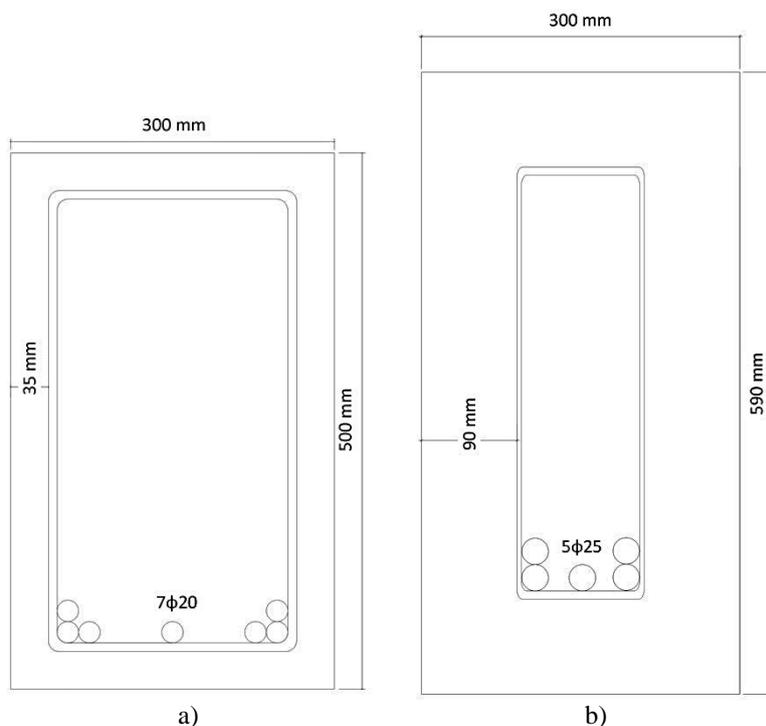


Figura 4. Secção transversal da viga no cenário 3 produzida com: a) BAN e; b) betão com 100% de ARM grossos

Tabela 9. Largura das fendas para todos os cenários

$w_k$ (mm) para o cenário:	Tipo do agregado				Classe do agregado			
	AN	ARB	ARA	ARM	A	B	C	D
1	0.179	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173	0.173
2	0.179	0.190	0.232	0.232	0.190	0.190	0.232	0.232
3	0.179	0.249	-	0.310	0.183	0.249	-	-
4a	0.179	0.195	0.194	0.195	0.191	0.195	0.195	0.194
4b	0.179	0.190	0.173	0.193	0.187	0.190	0.173	0.173
4c	0.179	0.193	0.173	0.193	0.187	0.193	0.173	0.173

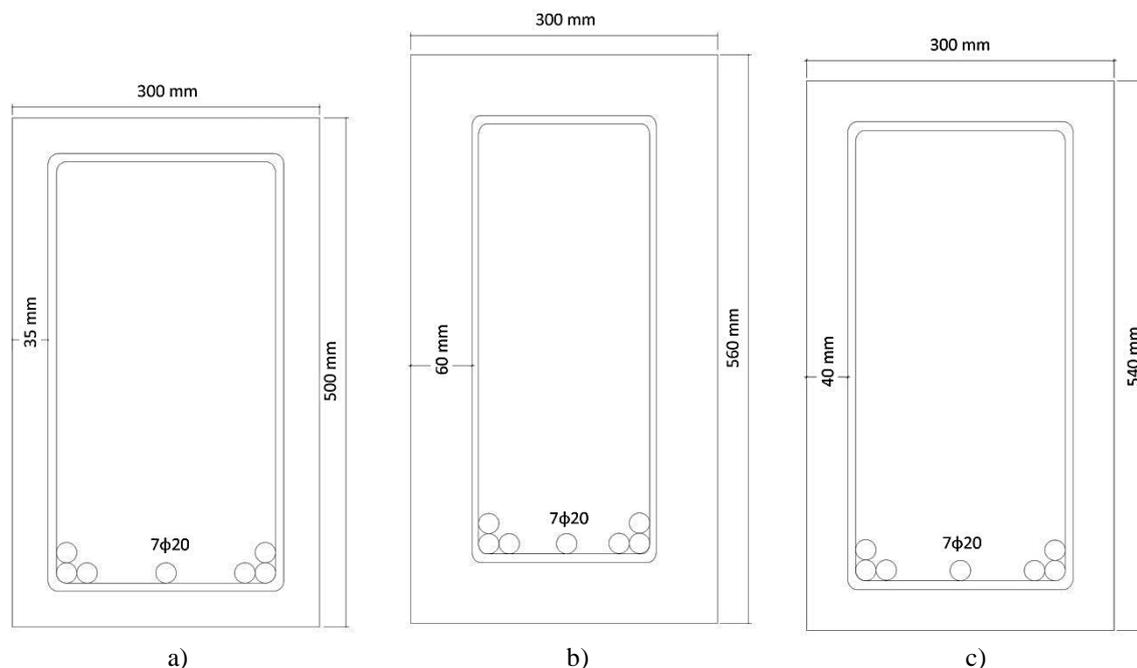


Figura 5. Secção transversal da viga no cenário 3 produzida com: a) BAN; b) betão com 100% de ARB e AR de classe B; c) betão com 100% de AR de classe A

Apesar da viabilidade do método usado nos cenários 1, 2 e 3, o ajuste da taxa de substituição, como previsto no cenário 4, é a abordagem mais correcta em termos da produção de um betão com a máxima incorporação de AR e que demonstre um desempenho expectável dentro de uma classe de resistência determinada. No cenário 4a, por exemplo, onde uma ligeira perda de resistência é aceite dentro da mesma classe de resistência (C30/37), foi possível maximizar a taxa de substituição de AN por AR, minimizando as alterações à secção transversal da viga. De facto, quando se considera um BAN com  $f_{ck}$  igual a 32,5 MPa, após a incorporação de 36%, 20%, 14% e 11% de AR de classe A, B, C e D, respectivamente (Tabela 3), conseguir-se-ia produzir um BAR com um  $f_{ck}$  maior ou igual a 30 MPa. A Figura 6, que apresenta as secções transversais das vigas para todos os casos do cenário 4a, mostra que, além da necessidade de um aumento no recobrimento de 5 mm, foi necessário apenas um aumento de 10 mm na altura da secção transversal da viga de betão com AR de classe A. Este aumento da altura vai contra o que seria de esperar, uma vez que este betão contém AR de classe A. No entanto, considerando que é possível introduzir uma maior quantidade deste tipo de AR, isto influenciou a deformação por fluência esperada e, por isso, levou a uma diminuição ainda maior do  $E_{c,eff}$ . Seria mais lógico considerar factores de correcção diferentes para diferentes taxas de substituição de AR com qualidade diferente. Contudo, a revisão da literatura demonstrou que ainda não existem resultados concisos o suficiente para fazer esta análise.

Uma crença comum dentro da indústria da construção é a elevada dispersão das propriedades dos BAR relativamente ao BAN, porém, sem fundamento, como demonstrado em estudos recentes relativos à resistência à compressão [39] e módulo de elasticidade [40] deste tipo de betões. Adicionalmente, se fossem utilizados os valores médios de perda do  $f_{cm}$  dos BAR, ao invés do correspondente ao limite inferior do intervalo de confiança de 95%, a utilização de 100% de AR grossos de classe A, B, C e D resultaria num decréscimo médio de 14%, 18%, 30 e 40%, respectivamente, dos valores da resistência à compressão. Silva *et al.* [40] também verificaram que, para a mesma resistência à compressão, o módulo de

elasticidade dos BAR era, em média, 0,87 vezes o do BAN. Por outras palavras, este valor poderia ser usado no coeficiente de correcção " $\alpha$ " da equação (6) para estimar o  $E_{cm}$  de um BAR com um dado  $f_{cm}$ , em vez do valor mais conservativo mencionado na secção 2.3. Paralelamente, num estudo acerca da fluência dos BAR [41], verificou-se que a utilização de 100% de AR grossos poderia resultar num aumento médio do coeficiente de fluência de 33%. Este resultado, juntamente com o do módulo de elasticidade, teriam uma influência clara sobre o  $E_{c,eff}$  e, consequentemente, sobre a deformação máxima esperada de uma viga de betão. De facto, ao utilizar estes valores médios, verificou-se que seria possível incorporar 100% de AR grossos de classe A e B na produção de uma viga de betão, com alterações mínimas à secção transversal e com o mesmo desempenho, em termos de durabilidade e estados limites último e de serviço, de uma viga de betão convencional. Ao usar estes dois AR, foram necessários aumentos de apenas 10 mm em altura e 5 mm no recobrimento nominal, ao passo que, na abordagem mais conservativa (limites do intervalo de confiança a 95%), estes valores foram de 40 mm e 5 mm, respectivamente, para betões com AR de classe A, e 60 mm e 20 mm, para betões com AR de classe B.

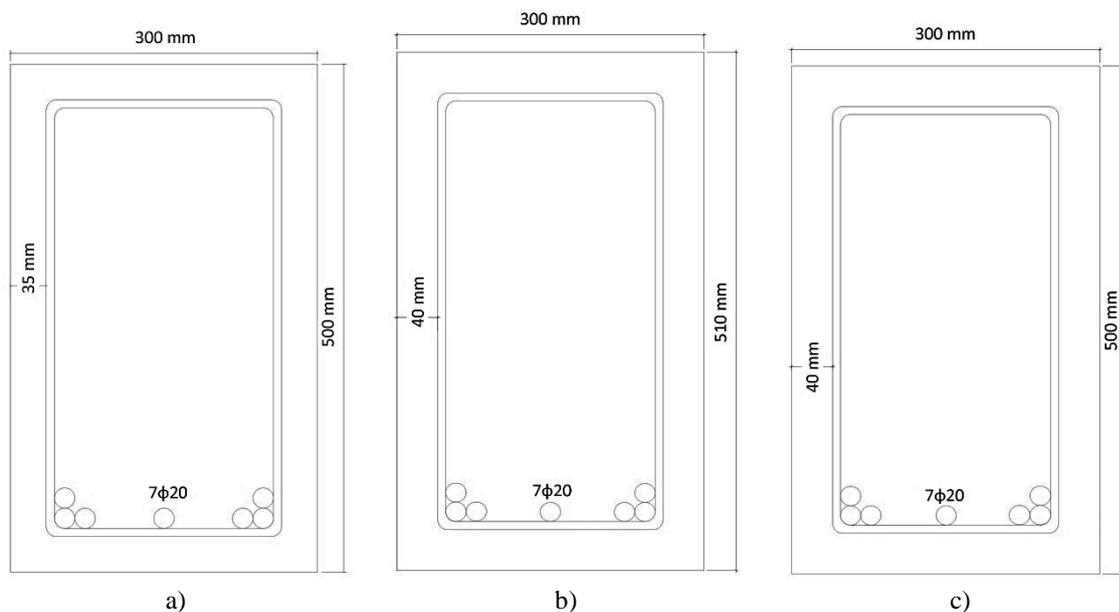


Figura 6. Secção transversal da viga no cenário 4a produzida com: a) BAN; b) betão com AR de classe A; c) todos os outros casos

Contudo, embora a utilização dos valores médios iria permitir taxas de substituição mais elevadas, nem todos os tipos de AR são adequados para a produção de betão estrutural. A incorporação de 100% de AR grossos de classe C exigiria um aumento de 25 mm no recobrimento nominal e um aumento de 50 mm na altura da secção transversal. Além disso, também não seria possível usar a mesma quantidade de AR de classe D, devido ao aumento elevado no recobrimento (recobrimento nominal de 90 mm). Ainda assim, não obstante da atracção da utilização dos valores médios uma vez que permitem incorporar uma maior quantidade de materiais reciclados, dada a falta de experiência neste assunto, presentemente, é preferível utilizar a abordagem mais conservativa (através dos limites do intervalo de confiança de 95%) aquando da produção elementos estruturais de BAR, até que mais investigações experimentais sejam efectuadas.

### 3 CONCLUSÕES

O estudo do efeito da utilização de AR no dimensionamento de uma viga de betão estrutural permitiu retirar as seguintes conclusões:

- É possível estimar a resistência à compressão e, consequentemente, a classe de resistência de um BAR, simplesmente através da taxa de substituição e qualidade dos AR utilizados. Isto permite prever o comportamento das propriedades restantes do material, necessárias aquando

- do dimensionamento do elemento estrutural;
- Embora seja possível estimar o módulo de elasticidade dos BAR através da relação proposta pelo EC2 para agregados de arenito, esta propriedade é subestimada em alguns casos, o que pode ter repercussões sobre o comportamento dos elementos estruturais com deformações impostas. Além disso, subestimar o módulo de elasticidade em excesso também pode levar a um sobredimensionamento desnecessário dos elementos estruturais de BAR para compensar o aumento da deformação. Portanto, é necessária investigação adicional para melhor compreender e determinar o efeito da utilização de diversas taxas de substituição de AR, com diferentes classes de qualidade, sobre a relação entre o  $E_{cm}$  e  $f_{cm}$ . Isso permitirá determinar factores de correcção mais precisos, adaptáveis aos códigos estruturais existentes de betão, com o objectivo de estimar o  $E_{cm}$  de betão com determinado tipo de AR;
  - Uma vez que existe pouca pesquisa acerca da fluência dos BAR, os factores de correcção utilizados neste estudo para estimar o coeficiente de fluência poderão mudar com novas descobertas. Tal como para o módulo de elasticidade, isto afectaria o módulo de elasticidade efectivo, de tal forma que exigiria um aumento da altura da secção transversal, para que o elemento estrutural estivesse em conformidade com o estado limite de serviço do EC2. Portanto, com mais investigações experimentais, espera-se produzir factores de correcção mais refinados que consigam estimar com precisão a deformação por fluência;
  - Embora os resultados mostrem que é possível calcular o recobrimento de um BAR, para uma determinada vida útil, a abordagem proposta é aplicável apenas para betões produzidos com CEM I. De facto, para composições semelhantes, a utilização de outros tipos de ligante iria aumentar a profundidade de carbonatação do betão (no que concerne à diminuição do pH). Por isso, terá que haver mais investigação acerca da penetração de cloretos e carbonatação do betão com diferentes tipos de adições. Isto permitiria calcular o recobrimento necessário para elementos estruturais de betão produzidos com outros tipos de cimento além do CEM I;
  - As secções transversais de cada um dos cenários considerados neste estudo sugerem que a utilização de AR teve pouca influência sobre a área de armaduras longitudinais necessária comparativamente à viga de BAN. De facto, verificou-se que a área de armaduras prevista para a viga de BAN seria adequada para a maioria das vigas com BAN. O factor mais limitativo, aquando do dimensionamento de vigas com BAR, é a deformação a meio do vão da viga, causada pelo menor módulo de elasticidade eficaz, mas que poderá ser compensada com um ligeiro aumento da altura da secção transversal da viga.

#### 4 REFERÊNCIAS

- [1] **Eurostat (2015)** - "*Waste statistics in Europe*". Disponível em [epp.eurostat.ec.europa.eu](http://epp.eurostat.ec.europa.eu), acedido pela última vez em 09/03/2015.
- [2] **BCSJ (1977)** - "*Proposed standard for the use of recycled aggregate and recycled aggregate concrete (em Japonês)*". Committee on Disposal and Reuse of Construction Waste, Building Contractors Society of Japan, Tóquio, Japão.
- [3] **BRE (1998)** - "*Recycled aggregates*". BRE Digest 433, CI/SfB p(T6), Building Research Establishment, Watford, UK, 6 p.
- [4] **BS-8500 (2006)** - "*Concrete - complementary British Standard to BS EN 206-1 - Part 2: Specification for constituent materials and concrete*". British Standards Institution (BSI), Reino Unido, 52 p.
- [5] **DAfStb (1998)** - "*DAfStb: Richtlinie - Beton mit rezykliertem zuschlag*". Deutscher Ausschuss Für Stahlbeton, Berlim, Alemanha.
- [6] **DIN-4226 (2002)** - "*Aggregates for mortar and concrete, Part 100: Recycled aggregates*". Deutsches Institut für Normungswesen (DIN), Berlim, Alemanha, 29 p.
- [7] **EHE-08 (2010)** - "*Code on Structural Concrete*". Centro de Publicaciones, Secretaría General Técnica, Ministerio de Fomento, Madrid, Espanha, 556 p.
- [8] **JIS-5021 (2011)** - "*Recycled aggregate for concrete-class H (em Japonês)*". Japan Standards Association, Tóquio, Japão, 30 p.
- [9] **JIS-5022 (2012)** - "*Recycled aggregate for concrete-class M (em Japonês)*". Japan Standards Association, Tóquio, Japão, 74 p.

- [10] **JIS-5023 (2012)** - "*Recycled aggregate for concrete-class L (em Japonês)*". Japan Standards Association, Tóquio, Japão, 68 p.
- [11] **LNEC-E471 (2006)** - "*Guia para a utilização de agregados reciclados grossos em betões de ligantes hidráulicos*". Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, Portugal, 6 p.
- [12] **NBR-15.116 (2005)** - "*Agregados reciclados de resíduos sólidos da construção civil - Utilização em pavimentação e preparo de concreto sem função estrutural - Requisitos*". Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil, 18 p.
- [13] **OT-70085 (2006)** - "*Use of secondary mineral construction materials in the construction of shelters (em Francês)*". Objectif Technique, Schweizerische Eidgenossenschaft, Berne, Suíça, 16 p.
- [14] **PTV-406 (2003)** - "*Recycled aggregates from construction and demolition wastes (in French)*". Prescriptions Techniques, Bruxelas, Bélgica, 16 p.
- [15] **WBTC-No.12 (2002)** - "*Specifications facilitating the use of recycled aggregates*". Works Bureau Technical Circular, Hong-Kong, 16 p.
- [16] **RILEM (1994)** - "*Specifications for concrete with recycled aggregates*". Materials and Structures, 27(173), pp. 557-559.
- [17] **TFSCCS (2004)** - "*Draft of Spanish regulations for the use of recycled aggregate in the production of structural concrete (Task Force of the Standing Committee of Concrete of Spain)*". International RILEM Conference on the Use of Recycled Materials in Building and Structures, Barcelona, Espanha, pp. 511-525.
- [18] **Hansen T. C. (1992)** - "*Recycling of Demolished Concrete and Masonry*". Londres, UK, E&FN Spon.
- [19] **Limbachiya M.; Meddah M. S.; Ouchagour Y. (2012)** - "*Use of recycled concrete aggregate in fly-ash concrete*". Construction and Building Materials, 27(1), pp. 439-449.
- [20] **Limbachiya M.; Meddah M. S.; Ouchagour Y. (2012)** - "*Performance of Portland/silica fume cement concrete produced with recycled concrete aggregate*". ACI Materials Journal, 109(1), pp. 91-100.
- [21] **Imbabi M. S.; Carrigan C.; McKenna S. (2012)** - "*Trends and developments in green cement and concrete technology*". International Journal of Sustainable Built Environment, 1(2), pp. 194-216.
- [22] **Dhir R. K.; Paine K. A. (2004)** - "*Suitability and practicality of using coarse RCA in normal and high strength concrete*". 1<sup>st</sup> International Conference on Sustainable Construction: Waste Management, Singapore, pp. 108-123.
- [23] **Leite M. B. (2001)** - "*Evaluation of the mechanical properties of concrete produced with recycled aggregates from construction and demolition wastes*". Dissertação de Doutorado em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil.
- [24] **Amorim P.; Brito J. de; Evangelista L. (2012)** - "*Concrete made with coarse concrete aggregate: Influence of curing on durability*". ACI Materials Journal, 109(2), pp. 195-204.
- [25] **Evangelista L.; Brito J. de (2007)** - "*Mechanical behaviour of concrete made with fine recycled concrete aggregates*". Cement and Concrete Composites, 29(5), pp. 397-401.
- [26] **Evangelista L.; Brito J. de (2010)** - "*Durability performance of concrete made with fine recycled concrete aggregates*". Cement and Concrete Composites, 32(1), pp. 9-14.
- [27] **Ferreira L.; Brito J. de; Barra M. (2011)** - "*Influence of the pre-saturation of recycled coarse concrete aggregates on concrete properties*". Magazine of Concrete Research, 63(8), pp. 617-627.
- [28] **Fonseca N.; Brito J. de; Evangelista L. (2011)** - "*The influence of curing conditions on the mechanical performance of concrete made with recycled concrete waste*". Cement and Concrete Composites, 33(6), pp. 637-643.
- [29] **Ajdukiewicz A. B.; Kliszczewicz A. T. (2007)** - "*Comparative tests of beams and columns made of recycled aggregate concrete and natural aggregate concrete*". Journal of Advanced Concrete Technology, 5(2), pp. 259-273.
- [30] **Choi W. C.; Yun H. D. (2013)** - "*Long-term deflection and flexural behavior of reinforced concrete beams with recycled aggregate*". Materials & Design, 51, pp. 742-750.
- [31] **Choi W. C.; Yun H. D.; Kim S. W. (2012)** - "*Flexural performance of reinforced recycled aggregate concrete beams*". Magazine of Concrete Research, 64(9), pp. 837-848.
- [32] **Arezoumandi M.; Smith A.; Volz J. S.; Khayat K. H. (2014)** - "*An experimental study on shear strength of reinforced concrete beams with 100% recycled concrete aggregate*". Construction and Building Materials, 53, pp. 612-620.
- [33] **Ma H.; Xue J.; Liu Y.; Zhang X. (2015)** - "*Cyclic loading tests and shear strength of steel reinforced recycled concrete short columns*". Engineering Structures, 92, pp. 55-68.
- [34] **Wang Y.; Chen J.; Geng Y. (2015)** - "*Testing and analysis of axially loaded normal-strength*

- recycled aggregate concrete filled steel tubular stub columns*". Engineering Structures, 86, pp. 192-212.
- [35] **Gonzalez V. C.; Moriconi G. (2014)** - "*The influence of recycled concrete aggregates on the behavior of beam-column joints under cyclic loading*". Engineering Structures, 60, pp. 148-154.
- [36] **EN-1998-1 (2004)** - "*Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance*". Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings, Comité Européen de Normalisation (CEN), Bruxelles, Belgique, 231 p.
- [37] **EN-1992-1-1 (2008)** - "*Eurocode 2 - Design of concrete structures*". Part 1-1: General rules and rules for buildings, Comité Européen de Normalisation (CEN), Bruxelles, Belgique, 259 p.
- [38] **Silva R. V.; Brito J. de; Dhir R. K. (2014)** - "*Properties and composition of recycled aggregates from construction and demolition waste suitable for concrete production*". Construction and Building Materials, 65, pp. 201-217.
- [39] **Silva R. V.; Brito J. de; Dhir R. K. (2014)** - "*The influence of the use of recycled aggregates on the compressive strength of concrete: a review*". European Journal of Environmental and Civil Engineering, 10.1080/19648189.2014.974831, pp. 1-25.
- [40] **Silva R. V.; Brito J. de; Dhir R. K. (2015)** - "*Establishing a relationship between the modulus of elasticity and compressive strength of recycled aggregate concrete*". Journal of Cleaner Production (submetido para publicação).
- [41] **Silva R. V.; Brito J. de; Dhir R. K. (2015)** - "*Comparative analysis of existing prediction models on the creep behaviour of recycled aggregate concrete*". Engineering Structures (aceite para publicação).
- [42] **Silva R. V.; Brito J. de; Neves R.; Dhir R. (2015)** - "*Prediction of chloride ion penetration of recycled aggregate concrete*". Materials Research, 18(2), pp. 427-440.
- [43] **Silva R. V.; Brito J. de; Dhir R. K. (2015)** - "*Tensile strength behaviour of recycled aggregate concrete*". Construction and Building Materials, 83, pp. 108-118.
- [44] **Silva R. V.; Brito J. de; Neves R.; Dhir R. K. (2014)** - "*Prediction of the carbonation behaviour of recycled aggregate concrete*". Cement and Concrete Composites (aceite para publicação).
- [45] **EN-197 (2011)** - "*Cement. Composition, specifications and conformity criteria for common cements*". Comité Européen de Normalisation (CEN), Bruxelles, Belgique, 50 p.
- [46] **LNEC-E464 (2007)** - "*Metodologia prescritiva para uma vida útil de projecto de 50 e de 100 anos face às acções ambientais*". Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, Portugal, 16 p.
- [47] **EN-206 (2000)** - "*Concrete - Part 1: Specification, performance, production and conformity*". Comité Européen de Normalisation (CEN), Bruxelles, Belgique, 72 p.
- [48] **Kou S. C.; Poon C. S. (2012)** - "*Enhancing the durability properties of concrete prepared with coarse recycled aggregate*". Construction and Building Materials, 35, pp. 69-76.
- [49] **Hwang J. P.; Shim H. B.; Lim S.; Ann K. Y. (2013)** - "*Enhancing the durability properties of concrete containing recycled aggregate by the use of pozzolanic materials*". KSCE Journal of Civil Engineering, 17(1), pp. 155-163.
- [50] **Kong D.; Lei T.; Zheng J.; Ma C.; Jiang J.; Jiang J. (2010)** - "*Effect and mechanism of surface-coating pozzolanic materials around aggregate on properties and ITZ microstructure of recycled aggregate concrete*". Construction and Building Materials, 24(5), pp. 701-708.
- [51] **Kou S. C.; Poon C. S.; Chan D. (2004)** - "*Properties of steam cured recycled aggregate fly ash concrete*". International RILEM Conference on the Use of Recycled Materials in Buildings and Structures, Barcelona, Espanha, pp. 590-599.
- [52] **Kou S. C.; Poon C. S.; Chan D. (2007)** - "*Influence of fly ash as cement replacement on the properties of recycled aggregate concrete*". Journal of Materials in Civil Engineering, 19(9), pp. 709-717.
- [53] **Kou S. C.; Poon C. S.; Chan D. (2008)** - "*Influence of fly ash as a cement addition on the hardened properties of recycled aggregate concrete*". Materials and Structures, 41(7), pp. 1191-1201.
- [54] **Sim J.; Park C. (2011)** - "*Compressive strength and resistance to chloride ion penetration and carbonation of recycled aggregate concrete with varying amount of fly ash and fine recycled aggregate*". Waste Management, 31(11), pp. 2352-2360.
- [55] **Tu T. Y.; Chen Y. Y.; Hwang C. L. (2006)** - "*Properties of HPC with recycled aggregates*". Cement and Concrete Research, 36(5), pp. 943-950.
- [56] **Vaishali G. G.; Rao H. S. (2012)** - "*Strength and permeability characteristics of fiber reinforced high performance concrete with recycled aggregates*". Asian Journal of Civil Engineering (Building and Housing), 13(1), pp. 55-77.