

Evaluación experimental del efecto de la temperatura extrema y porcentaje de remplazo en la resistencia a compresión de hormigones reciclados

Experimental study of the effect of high temperature and replacement percentage on the compressive strength of recycled aggregate concrete

Francisco de Borja Varona Moya^a, Francisco Baeza Brotons^b, Antonio José Tenza Abril^c, Francisco Javier Baeza de los Santos^d

^a Doctor Ingeniero Industrial. Universidad de Alicante. Profesor contratado doctor. borja.varona@ua.es

^b Doctor Ingeniero Civil. Universidad de Alicante. Profesor contratado doctor. fbaeza.brotons@ua.es

^c Doctor Ingeniero Geólogo, Ingeniero Civil. Universidad de Alicante. Profesor titular de universidad. ajt.abril@ua.es

^d Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Universidad de Alicante. Profesor titular de universidad. fj.baeza@ua.es

RESUMEN

Este trabajo presenta los resultados de una campaña experimental centrada en el comportamiento de hormigones reciclados con porcentajes de sustitución de 25%, 50% y 100% de la fracción gruesa de árido con material proveniente de residuos de demolición. La principal novedad estriba en el estudio no sólo a temperatura ambiente sino también a temperaturas elevadas en situación de incendio: 350, 550, 700, 775 y 750 °C. Además de ensayos de resistencia a compresión, se recogen resultados de ensayos de pérdida de masa, propiedades dinámicas por ultrasonidos, capilaridad y microscopía electrónica.

ABSTRACT

This work presents the main findings of an experimental study of the behaviour of recycled concretes with coarse aggregate replacement percentages of 25%, 50% and 100%. The main novelty lies in the tests being performed not only at ambient temperature but also after high temperature exposure, in the range of fire situation: 350, 550, 700, 775 and 850 °C. Apart from compressive strength tests, this study also discusses the results obtained in other tests such as loss of mass, dynamic properties tested through ultrasound, capillary water absorption and electronic microscopy.

PALABRAS CLAVE: hormigón, árido reciclado, sostenibilidad, fuego, temperatura extrema.

KEYWORDS: concrete, recycled aggregate, sustainability, fire exposure, high temperature.

1. Introducción

El interés creciente en la gestión sostenible de los procesos productivos es de especial relevancia para justificar medidas especiales en el proyecto y ejecución de estructuras de hormigón. Entre las distintas alternativas existentes cobra especial relevancia el empleo de hormigones con áridos

reciclados, que incorporan áridos provenientes de residuos de construcción y demolición. Esta opción es posible debido a la existencia de numerosas estructuras de hormigón que, o bien están más allá de su vida útil y requieren ser demolidas, o bien han quedado inutilizadas por

acciones extraordinarias como el sismo. La necesidad de procesamiento de los residuos de demolición pone entonces a disposición de las constructoras los áridos reciclados. El impacto favorable de esta oferta es doble, por cuando no sólo se da salida a un producto ahorrando acumulaciones en vertederos, sino que además permite reducir el consumo de áridos naturales y controlar indirectamente el impacto ambiental de la explotación o apertura de nuevas canteras [1]. Esta posibilidad permite cerrar de una forma ideal el ciclo del proceso productivo del hormigón, con un evidente beneficio desde el punto de vista del desarrollo económico sostenible.

La actual Instrucción Española de Hormigón Estructural (EHE-08) [2] admite hasta un 20% de sustitución de la fracción gruesa de árido con producto reciclado, sin que ello modifique las características resistentes y modelos de comportamiento estructural prescritos para hormigones convencionales. Porcentajes de remplazo superiores deben ir avalados por ensayos experimentales para controlar cómo se verían afectadas las correspondientes propiedades físicas y mecánicas.

El comportamiento a altas temperaturas del hormigón estructural lleva un siglo de investigaciones a sus espaldas desde una de las primeras contribuciones científicas [3]. La evolución de sus propiedades físicas y mecánicas está suficientemente acotado en el caso de los hormigones convencionales y hormigones de alta resistencia [4]–[12]. En el caso de los hormigones fabricados con áridos provenientes del reciclado de materiales de demolición (RAC, *recycled aggregate concrete*) se trata de un producto más reciente y, por lo tanto, existen menos estudios experimentales que se refieran a su comportamiento tras la exposición a temperaturas elevadas.

Cronológicamente, el primer estudio es el llevado a cabo por Xiao y Zhang (2007) [13], quienes compararon el comportamiento

hormigones fabricados con árido natural (NAC, *natural aggregate concrete*) de tipo silíceo con el de RAC fabricado con áridos provenientes de la demolición de una pista aeroportuaria en desuso. En la exposición a temperaturas de hasta 800 °C no se observaron desconchamientos (*spalling*), ni en los NAC ni en los RAC. La resistencia residual (tras enfriamiento) de los RAC con porcentajes de remplazo del 50% fue superior a la de los NAC y a la de RAC con porcentajes del 30%. En un estudio posterior (Xiao et al. (2013) [14]) se pudieron extraer las siguientes conclusiones: (i) en el rango de 300-500 °C los RAC exhiben una ganancia de resistencia a compresión con el incremento de la temperatura, al contrario que los NAC; (ii) con remplazos del 30% la resistencia residual del RAC podría ser inferior a la del NAC, al contrario de lo que ocurriría con remplazos iguales o superiores al 50%; (iii) a mayor porcentaje de remplazo, más clara se observa dicha tendencia; (iv) en el caso de la resistencia residual a flexo-tracción, el porcentaje de remplazo no parece tener una influencia claramente decisiva.

Otra alternativa al suministro de áridos reciclados de la demolición de obras existentes es la fabricación directa del árido reciclado en el laboratorio, lo que asegura además un control absoluto de su composición. Es el caso del estudio de Zega y Di Maio (2009) [15]. Los áridos reciclados provenían de demolición de probetas previamente fabricadas en el laboratorio, lo que permitía un estudio del NAC con un tipo concreto de árido (granito, áridos silíceos y áridos cuarcíticos) con el RAC correspondiente con la misma naturaleza de árido en origen. Los hormigones que mejor comportamiento ofrecieron fueron los fabricados con mezcla de áridos naturales y reciclados de base cuarzo. También se observó que los RAC con relaciones bajas de agua/cemento presentaban mejor resistencia al fuego que los NAC.

En el estudio de Vieira et al. (2007) [16] también se emplearon áridos reciclados provenientes de la demolición de hormigones fabricados en laboratorio, esta vez con áridos calizos. A diferencia de las referencias anteriores, en este caso no llegaron a observarse resultados concluyentes sobre una posible correlación entre porcentaje de remplazo y un mejor o peor comportamiento a altas temperaturas.

La cuestión de si los RAC presentan mejor comportamiento a altas temperaturas que los NAC no está del todo clara. Los estudios anteriores y otro más reciente de Sarhat y Sherwood (2013) [17] parecerían avalar que los RAC exhiben mejores resistencias a compresión tras la exposición a altas temperaturas, incluso comparados con NAC de áridos calizos por encima de los 500 °C. Este trabajo también parecía refrendar la hipótesis de [13], [14] en relación a que remplazos por encima del 50% darían mejores resultados. Sin embargo, existen investigaciones experimentales que vendrían a cuestionar esas conclusiones, como el caso de Gupta et al. (2012) [18], quienes compararon RAC fabricados en laboratorio con un NAC con áridos basálticos. Una de las razones que vendrían a justificar la hipótesis del mejor comportamiento de los RAC frente al fuego sería la de que poseen menor conductividad térmica y, por lo tanto, una menor tasa de penetración de la temperatura hacia el interior de la sección transversal. Este hecho pudo ser observado en ensayos experimentales en columnas de hormigón armado a escala real, llevados a cabo por Dong et al. (2014) [19].

En la Tabla 1 se resumen las principales campañas experimentales realizadas sobre RAC a altas temperaturas, desglosando por columnas las variables objeto de estudio más significativas. Cabe concluir que la mayor parte de estudios se han centrado en hormigones de resistencia convencional, con un hormigón convencional de control con áridos de naturaleza silíceo, a edades tempranas y con una exposición a altas temperaturas en horno eléctrico, con

velocidades de calentamiento inferiores a las asociadas a exposición directa al fuego. La temperatura máxima habitual es de 800 °C y la duración de la meseta de saturación térmica a máxima temperatura es muy variable (desde 1 hasta 6 horas) y no guarda relación con el tamaño de las probetas. Este aspecto de la metodología experimental puede presentar situaciones cuestionables y cabría citar el caso de la campaña de Zega y Di Maio [15] en la que con una temperatura máxima de exposición de 500 °C mantenida durante 1 h, los termopares situados en el interior de las probetas no superaron los 265 °C. Finalmente, aunque no se ha recogido en la Tabla 1, la gran mayoría de las campañas experimentales que ahí se recogen determinaron el valor residual de las propiedades del hormigón, es decir, tras el enfriamiento del mismo después de haberlo sometido a la temperatura objetivo de cada escalón.

El presente trabajo tiene por objeto estudiar experimentalmente el comportamiento de hormigones fabricados con áridos reciclados, con diferentes porcentajes de remplazo, enfriados tras la exposición a altas temperaturas. Esta información pretendería dar respuesta a la cuestión de si los hormigones con áridos reciclados ofrecen o no un mejor comportamiento residual tras la exposición a temperaturas elevadas.

2. Metodología experimental

2.1 Dosificaciones y amasadas

Los áridos naturales empleados en el hormigón NAC y en combinación con los RAC fueron de naturaleza caliza, procedentes de la cantera Santa Rita VI en Abanilla (Murcia). La granulometría de los áridos naturales fue 6/12 mm. Los áridos reciclados empleados en el presente estudio provinieron de la planta Arecosur, dedicada al tratamiento de RCD.

Tabla 1. Resumen del estado del arte.

Referencia	Grado	Árido natural	Reemplazo	Probeta	Edad	Calentamiento	Máx. T	Ensayos
Xiao y Zhang [13]	NSC	S	30%, 50%, 70%, 100%	Cúb. 15 cm	28 d	E	800 °C 2 h	C
Zega y Di Maio [15]	NSC	S	75%	Cil. 15×30 cm	140 d	E	500 °C 1 h	C, E
Sarhat y Sherwood [20]	NSC	C	100%	Cil.	30 d	E	750 °C 1 h	C, ST, E
		S		10×20 cm				
Vieira et al. [16]	HSC	C	20%, 50%, 100%	Cúb. 15 cm	50 d	F	800 °C 1 h	C, ST, E
				Cil. 15×30 cm				
Gupta et al. [18]	NSC	B	50%, 100%	Cúb. 15 cm	28 d	E	1000 °C 6 h	C, σ - ϵ , M
				Cil. 15×30 cm				
Sarhat y Sherwood [17]	NSC	S	25%, 50%, 75%, 100%	Cil.	30 d	E	750 °C 1 h	C, ST, E
		C		10×20 cm				
Xiao et al. [14]	NSC	S	30%, 50%, 70%, 100%	Cúb. 15 cm	42 d	E	800 °C 2 h	C, FT
				Prism. 10×10×40				
Dong et al. [19]	NSC	-	100%	Columna HA	-	F	1000 °C 4 h	C, T, D
Kou et al. [21]	NSC	S	50%, 100%	Cúb. 10 cm	90 d	E	800 °C 4 h	C, ST, WA
				Cil. 10×20 cm				
Gales et al. [22]	NSC	C	30%, 100%	Cúb. 10 cm	180 d	E	500 °C 2 h	C, E, M
Salau et al. [23]	NSC	S	15%, 30%	Cúb. 15 cm	7 d	E	600 °C 2 h	C, D
				28 d				
Laneyrie et al. [24]	NSC	S/C	100%	Cil.	90 d	E	750 °C 2 h	C, ST, E, D, T
	HSC			11×22 cm				
Liu et al. [25]	NSC	C	30%, 50%	Prism.	28 d	E	800 °C 4 h	C, σ - ϵ
		NC		15×15×30				
Yang et al. [26]	NSC	C	30%, 50%, 70%, 100%	Cúb. 15 cm	28 d	E	500 °C 6 h	C, σ - ϵ
Meng et al. [27]	NSC	-	30%, 70%, 100%	Cil.	28 d	E	500 °C 1 h	TC
	HSC			10×20 cm				
Shaikh [28]	NSC	S	50%, 100%	Cil. 10×20 cm	30 d	E	800 °C 1 h	C, E

Grado: hormigón de resistencia convencional, NSC; hormigón de alta resistencia, HSC / Árido natural: silíceo, S; calizo, C; basáltico, B; no convencional, NC / Calentamiento: en horno eléctrico, E; exposición directa a fuego, F / Ensayos: resistencia a compresión, C; resistencia a tracción indirecta por hendimiento, ST; resistencia a flexo-tracción, FT; resistencia a compresión triaxial, TC; medida del módulo de elasticidad, E; diagrama tensión-deformación, σ - ϵ ; variación de densidad, D; fotografías de microscopía electrónica, M; capilaridad por absorción de agua, WA.

Los áridos reciclados fueron tamizados a la misma granulometría que los naturales (6/12 mm). Ni los áridos naturales ni los reciclados fueron saturados de humedad de forma previa a su mezcla con el resto de componentes del hormigón. Los áridos naturales gruesos tenían una densidad seca de 2685 kg/m³ con un coeficiente de absorción de 0,73% a las 24 h. Por

el contrario, los áridos reciclados gruesos presentaban una densidad seca ligeramente inferior, de 2471 kg/m³ junto con un coeficiente de absorción notablemente mayor, de 3,28% a 24 h. Los índices de lajas fueron de 15,6% (árido grueso natural) y 10,2% (árido grueso reciclado).

Se prepararon cuatro dosificaciones distintas: una de control, con el 100% de la

fracción de árido grueso compuesta por áridos naturales (A0); y tres amasadas con distintos porcentajes de remplazo de la fracción gruesa con árido reciclado (A25 con 25%, A50 con 50%, y A100 con 100%). Los detalles de la composición de cada dosificación se muestran en la Tabla 2. Las fibras incorporadas a la mezcla de los hormigones son de polipropileno natural (PP) monofilamento, de 12 mm de longitud y diámetro entre 31 y 35 μm . Su incorporación a la dosificación tenía como objetivo el control del desconchamiento explosivo (*explosive spalling*) en la fase de calentamiento. La temperatura de fusión del polipropileno está entre 163 y 170 °C, por debajo de los rangos de temperatura en los que se producen las reacciones de deshidratación del gel CSH y de la portlandita, contribuyendo al incremento de la presión de poro. La red capilar que deja en su lugar el polipropileno sirve de aliviadero para la presión de poro y permite evitar el desconchamiento explosivo [12], [29], [30].

Tabla 2. Dosificaciones de hormigón ensayadas.

Componente	A0	A25	A50	A100
CEM II/A-V 42.5R (kg/m ³)	270	270	270	270
Agua (kg/m ³)	176	176	176	176
Arena (kg/m ³)	750	750	750	750
Árido 6/12 natural (kg/m ³)	1156	289	578	-
Árido 6/12 reciclado (kg/m ³)	-	867	578	1156
Fibras PP (kg/m ³)	2	2	2	2

De cada una de las amasadas se fabricaron 24 probetas cúbicas de 10 cm de arista que permanecieron en cámara húmeda hasta los 28 días en condiciones ambientales controladas (20 \pm 1 °C y humedad relativa igual o superior al 95%). De cada amasada se seleccionó una probeta para comprobar la resistencia a compresión a edad temprana y los resultados se muestran en la Tabla 3.

Tabla 3. Resistencias a edades tempranas.

Dosificación	Edad	Resistencia $f_{c,cúb}$ (MPa)
A0	10 d	29.7
A25	19 d	23.9
A50	15 d	35.8
A100	7 d	33.4

2.2 Organización de los ensayos

Tras el curado de las probetas en cámara húmeda, éstas se mantuvieron hasta el momento de los ensayos en un recinto del laboratorio (20 \pm 2 °C y humedad relativa entre el 55% y el 65%). Las edades de ensayos a temperatura ambiente y a altas temperaturas estuvieron comprendidas entre los 100 y 120 días para todas las amasadas.

El proceso de calentamiento se realizó en un horno eléctrico de 1 m³ de volumen y capaz de alcanzar y mantener temperaturas de 1200 °C. Se seleccionaron los siguientes valores de temperaturas objetivo: 350, 550, 700, 775 y 850 °C. La velocidad de calentamiento se ajustó a 7-7.5 °C/min. Una vez alcanzada la temperatura objetivo en cada programa, ésta se debía mantener durante un período de tiempo a fin de estabilizar térmicamente el interior de las probetas de hormigón. Una vez finalizada esta meseta de saturación térmica, el horno desconectaba sus resistencias y las probetas se mantenían en su interior, enfriándose naturalmente. Dada la gran diversidad en los rangos de duración de la citada meseta de saturación en las campañas experimentales resumidas en la Tabla 1, se optó por realizar una campaña previa para tratar de determinar la duración requerida. Para ello, se fabricaron probetas adicionales del grupo de la amasada de control A0, en las que se instalaron termopares para medir la temperatura en el centro de dichas probetas cúbicas. Un termopar adicional comprobaba la temperatura de la atmósfera en el interior del horno eléctrico. Estas lecturas se hicieron sobre probetas con 118 días de edad, en

el rango de la de las probetas que iban a ser sometidas al resto de ensayos. Las lecturas de los termopares se muestran en la Fig. 1.

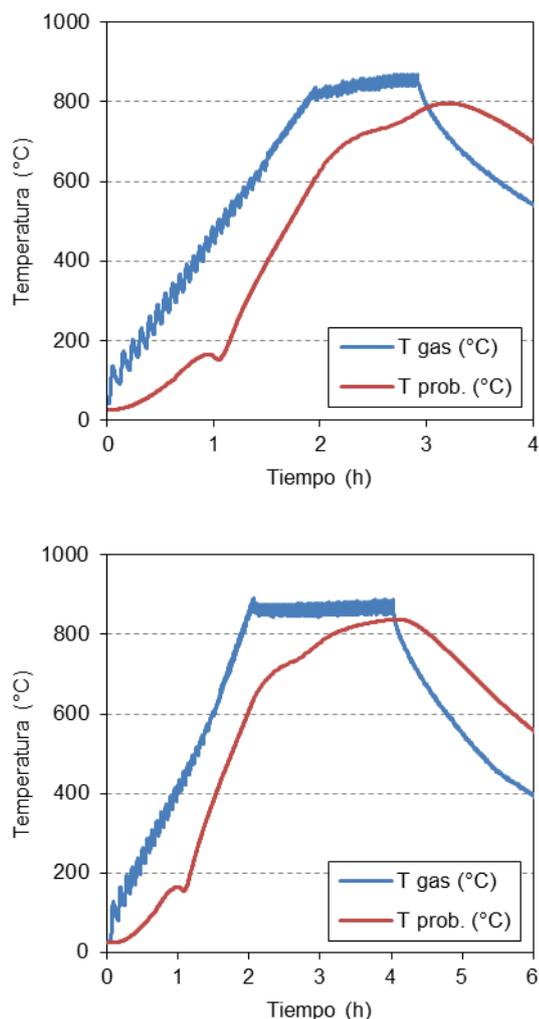


Figura 1. Influencia de la duración de la meseta de saturación: una hora (sup.); dos horas (inf.).

Puede apreciarse en la Fig. 1 que, a pesar del reducido tamaño de las probetas (10 cm de lado), el centro de la probeta apenas alcanza los 800 °C con una temperatura máxima exterior de 850 °C mantenida durante una hora. Si la meseta de saturación se amplía a las dos horas, entonces el centro de la probeta llega a alcanzar 838 °C, que puede considerarse un valor suficientemente cercano al de la temperatura objetivo. Además, el centro de la probeta superó el 95% de la temperatura máxima objetivo durante 73 minutos. Por estas razones, en los ensayos de

calentamiento definitivos, se optó por establecer 2 horas como duración de la meseta de saturación para todas las probetas.

Tras el enfriamiento de las probetas, se procedió a realizar los ensayos de caracterización de propiedades residuales, en paralelo a los ensayos realizados sobre probetas que no fueron expuestas a alta temperatura. Éstos fueron los siguientes: medida de la densidad seca de las probetas (ρ_c); ensayos de ultrasonidos para medida del coeficiente de Poisson y del módulo de elasticidad longitudinal dinámicos; ensayos de absorción de agua por capilaridad; ensayos de resistencia a compresión; y fotografías de microscopía electrónica de barrido.

Los ensayos de resistencia a compresión se realizaron conforme a la norma UNE-EN 12390-3:2009 [31]. La velocidad de ensayo se ajustó a 0.3 t/s (equivalente a 0.3 MPa/s en la sección transversal de las probetas).

Los ensayos de ultrasonidos se efectuaron con ayuda de un equipo emisor-receptor de señal Proceq Pundit Lab Plus acoplado a un par de transductores S-polarizados Olympus Parametrics NDT con una frecuencia de 0.25 Hz. Cada transductor era acoplado en el centro geométrico de cada una de las caras opuestas de una probeta cúbica. Durante la lectura de las velocidades de propagación de las ondas principales (velocidad V_p) y ondas secundarias (velocidad V_s), los transductores se fijaban a presión constante con ayuda de una mordaza automática, tal y como se ilustra en la Fig. 2. Las velocidades de propagación medidas permitieron determinar el coeficiente de Poisson (ν_{din}) y el módulo de elasticidad longitudinal ($E_{c,din}$) dinámicos mediante la aplicación de las ecuaciones (1) y (2):

$$\nu_{din} = \frac{(V_p^2 - 2 \cdot V_s^2)}{2(V_p^2 - V_s^2)} \quad (1)$$

$$E_{c,din} = \rho_c \cdot V_p^2 (1 - 2 \cdot \nu_{din}) \frac{1 + \nu_{din}}{1 - \nu_{din}} \quad (2)$$

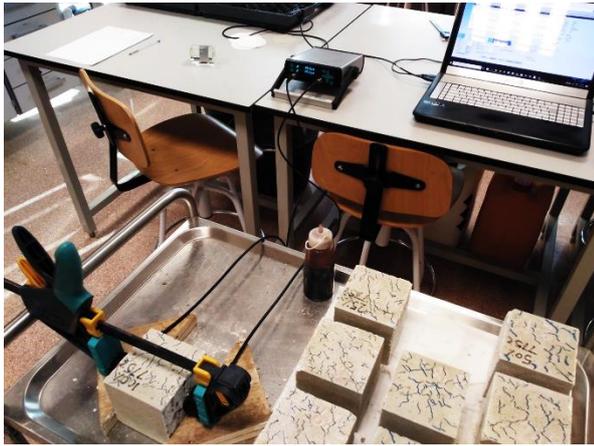


Figura 2. Realización de los ensayos de ultrasonidos para medida de propiedades dinámicas.

La absorción de agua por capilaridad se obtuvo de acuerdo a la norma UNE 83982 [32]. El test consiste en determinar la tasa de absorción de agua registrando el incremento de masa de especímenes debido a la absorción de agua en función del tiempo cuando solamente una cara del espécimen es expuesta al agua. La superficie expuesta se encuentra sumergida en una lámina de 5 ± 1 mm de agua. Las masas de las probetas se registraron a los 5, 10, 15, 30, 60, 120, 180, 240, 360 minutos y 24 horas después del contacto inicial con agua, con lo que se obtuvo tanto la ganancia de masa en función del tiempo de cada una de las probetas como el coeficiente de absorción capilar.

Finalmente, también se examinó la morfología de los hormigones sometidos a las distintas temperaturas con microscopio electrónico de barrido (SEM). Para el estudio de las muestras, se extrajeron pequeños fragmentos de la superficie de todos los hormigones después de someterlos a la temperatura correspondiente. Antes de observar las muestras, se secaron en estufa a 60 °C para eliminar toda humedad existente en la muestra durante 24 horas. Posteriormente, las muestras se metalizaron con Au-Pd (30 nm) con la finalidad de mejorar la calidad de la imagen. Las imágenes se tomaron a alto vacío, 15 kV y distancia de trabajo variable.

3. Resultados y discusión

Se presentan en primer lugar los resultados de los ensayos relacionados con la variación de densidad en la Tabla 4 y del módulo de elasticidad dinámico en la Tabla 5, así como de manera gráfica en las Fig. 3 y Fig. 4.

Tabla 4. Evolución de la densidad a alta T.

T (°C)	Densidad seca ρ_c (kg/m ³)			
	0% (A0)	25% (A25)	50% (A50)	100% (A100)
20	2365	2312	2319	2318
350	2276	2222	2241	2223
550	2228	2221	2199	2191
700	2182	2121	2137	2120
775	2086	2091	1975	1983
850	1982	2006	1870	1860

Tabla 5. Evolución del módulo de elasticidad longitudinal dinámico a alta T.

T (°C)	Módulo $E_{c,din}$ (GPa)			
	0% (A0)	25% (A25)	50% (A50)	100% (A100)
20	38	36	36	34
350	21	17	17	18
550	4.1	6.0	5.9	6.6
700	3.5	3.9	4.3	4.1
775	3.2	3.6	2.9	3.6
850	1.2	2.3	1.6	1.0

En el caso de la densidad, puede apreciarse que ésta no se ve sensiblemente afectada hasta temperaturas de 700 °C, no apreciándose además diferencias de comportamiento significativas entre el NAC y los distintos RAC. A temperaturas muy elevadas, superiores a 700 °C se aprecia un visible deterioro de la densidad que, en este caso es mayor en los RAC con altos porcentajes de remplazo (A50 y A100).

Por lo que respecta al módulo $E_{c,din}$, se observa una caída prácticamente linealmente proporcional con la temperatura del material hasta los 550 °C. A esta temperatura, el valor residual normalizado de $E_{c,din}$ está entre un 10 y un 20% del original a temperatura ambiente. En

este caso sí parece observarse una cierta dependencia del porcentaje de remplazo de áridos reciclados, porque los $E_{c,din}$ de los A50 y A100 son un 51% y un 80% superiores a los del NAC (A0). Entre los 550 y 850 °C el ulterior deterioro del módulo dinámico sigue una tendencia más o menos lineal hasta valores normalizados muy pobres (entre el 3% y el 6%).

Previo a la realización de los ensayos destructivos, se realizó también una comparación cualitativa entre la fisuración exterior de las caras de las probetas producida por la exposición a altas temperaturas. Ello puede apreciarse en las fotografías mostradas en las Fig. 5 y Fig. 6 correspondientes al hormigón NAC (A0) a temperaturas de 550 y 850 °C, así como en las Fig. 7 y Fig. 8 que corresponden a los hormigones RAC en las mismas temperaturas de exposición.

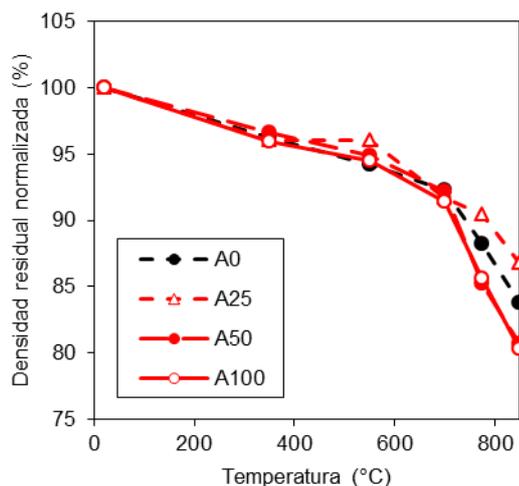


Figura 3. Evolución de la densidad con la temperatura.

En el rango de los 550 °C puede apreciarse que la densidad de fisuras se reduce en los RAC con remplazos del 50% y del 100%. En el caso de la exposición de las probetas hasta 850 °C, el grado de fisuración es muy acusado, especialmente en las aristas y esquinas, fruto de los efectos locales de la incompatibilidad de deformaciones térmicas. No obstante, en los tres hormigones RAC la densidad de fisuras es ligeramente inferior a la del NAC, lo que vendría

a confirmar la tendencia observada a 550 °C. La menor fisuración que se observa pues en los RAC puede estar relacionada con el hecho de que el árido natural posee distintas propiedades térmicas (coeficiente de dilatación, conductividad y calor específico) que la matriz cementicia en la que está incorporado y, por ello, su remplazo por áridos reciclados, que incorporan una matriz cementicia adherida, reduce las incompatibilidades térmicas.

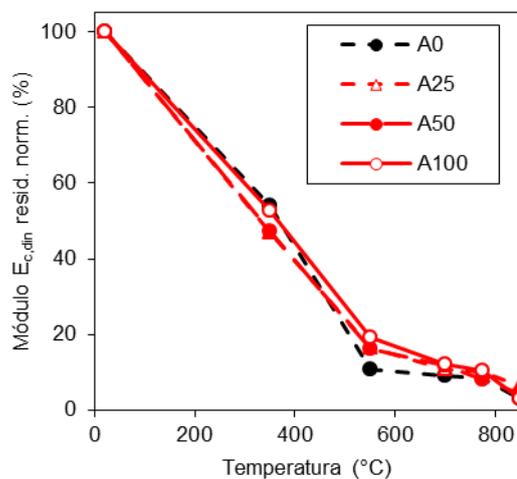


Figura 4. Evolución del módulo de elasticidad longitudinal dinámico con la temperatura.

Los resultados de los ensayos de resistencia a compresión ($f_{c,calc}$) se muestran en las Tablas 6 y 7. Como de cada amasada y en cada escalón pudieron ensayarse 3 probetas, en dichas tablas se recoge no sólo la media del ensayo sino también el intervalo de confianza del 90% bi-direccional (95% uni-direccional) obtenido aplicando la distribución t de Student. En el rango a temperatura ambiente puede observarse que los RAC tienden a reducir la resistencia a compresión respecto del NAC (A0). Ello puede ser debido al proceso de fabricación de los hormigones de esta campaña, en donde no se saturaron de humedad los áridos reciclados de forma previa a su mezcla con el resto de componentes del hormigón. Por lo tanto, su porosidad debió de contribuir a reducir la cantidad de agua de hidratación del cemento con

respecto a la amasada de control A0. Sin embargo, un resultado difícil de explicar es que el impacto del porcentaje de remplazo sobre la resistencia a compresión no parece seguir una ley proporcional a temperatura ambiente: en el caso de la amasada con un 25% de árido reciclado (A25) se obtuvo una reducción de resistencia del 26%, mientras que en el caso de remplazos superiores (A50 y A100) fue sólo del 10%.

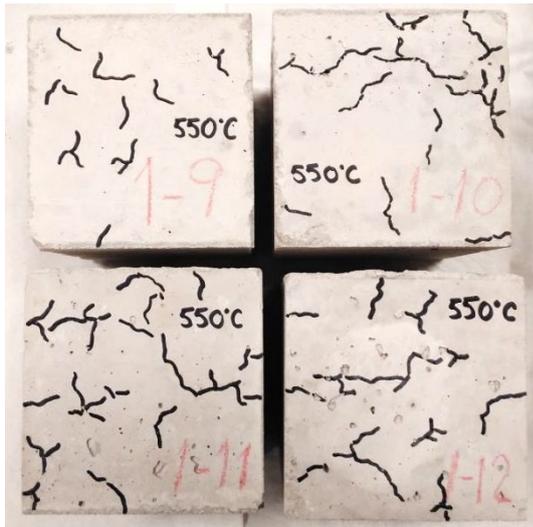


Figura 5. Fisuración exterior en el NAC (A0) tras exposición a 550 °C.



Figura 6. Fisuración exterior en el NAC (A0) tras exposición a 850 °C.

Por el contrario, el efecto del porcentaje de remplazo de árido grueso con reciclado parece ser beneficioso desde el punto de vista de la

resistencia residual a compresión a altas temperaturas. En el rango de los 350 °C el NAC (A0) pierde un 22% de resistencia, mientras que los RAC pierden sólo entre un 2.5 y un 12% (la pérdida menor corresponde a un 100% de remplazo con reciclado). A mayor temperatura, en el rango de 550 °C, la tendencia parece mantenerse, con el NAC perdiendo casi el 50% de resistencia, mientras que los RAC conservarían entre un 56% y un 72% y, nuevamente, el mejor comportamiento es el del A100. A temperaturas más elevadas la tendencia sigue siendo similar, con la mayor resistencia residual medida en los A100 (siendo incluso el doble que el NAC a temperatura igual o superior a los 775 °C).

Tabla 6. Evolución de la resistencia a compresión a alta T hasta 550 °C.

Amasada	Resistencia $f_{c,cúb}$ (MPa)		
	20 °C	350 °C	550 °C
A0	46.5±2.1	36.3±3.3	24.5±2.5
A25	34.4±1.6	32.4±1.4	23.1±0.2
A50	42.0±3.2	36.6±2.2	23.3±3.6
A100	42.0±5.2	40.9±0.5	30.4±1.0

Tabla 7. Evolución de la resistencia a compresión a alta T entre 700 y 850 °C.

Amasada	Resistencia $f_{c,cúb}$ (MPa)		
	700 °C	775 °C	850 °C
A0	16.2±2.5	9.3±1.9	3.3±0.4
A25	16.6±0.7	13.2±1.9	7.5±1.0
A50	17.2±1.1	10.7±1.2	3.6±0.6
A100	21.6±0.7	16.8±0.6	7.6±1.8

La evolución de $f_{c,cúb}$ con la temperatura se representa en la Fig. 9. El eje vertical de esta gráfica representa la resistencia normalizada residual a compresión (*NRCS, normalized residual compressive strength*) que es el cociente entre la resistencia residual tras exposición a alta temperatura (medida en el eje horizontal) con respecto a la resistencia original a temperatura ambiente de la correspondiente amasada.



Figura 7. Fisuración exterior en los RAC tras exposición a 550 °C.

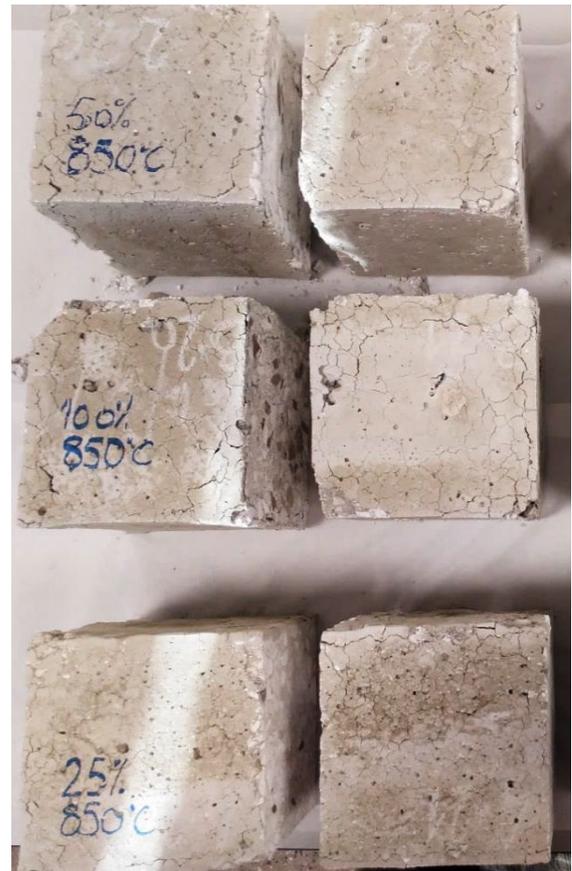
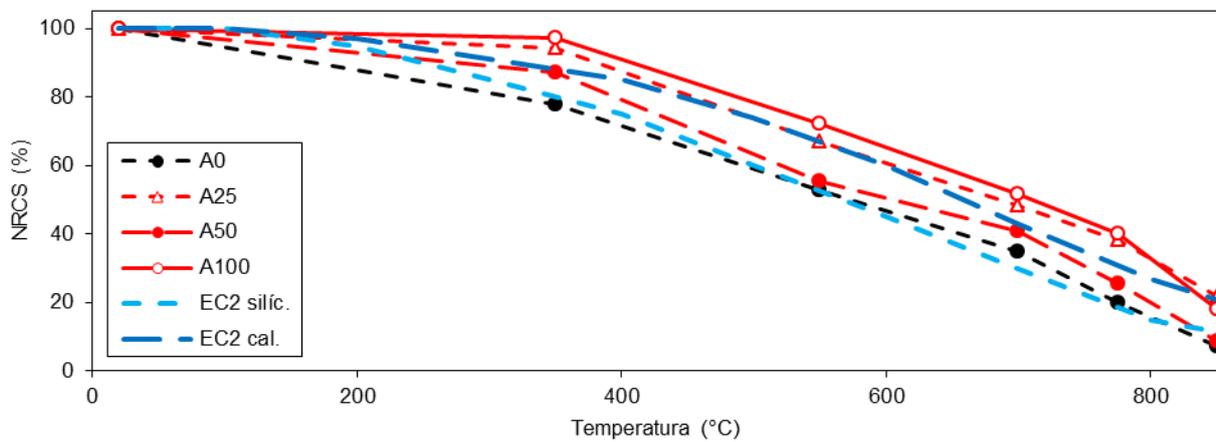


Figura 8. Fisuración exterior en los RAC tras exposición a 850 °C.



En la gráfica de la Fig. 9 no sólo se representan los resultados experimentales obtenidos en esta campaña, sino también las curvas de evolución de la resistencia a compresión con la temperatura propuestas en el Eurocódigo 2, Parte 1-2 [33]. Como puede

apreciarse, hay dos curvas distintas: una para hormigones de resistencia convencional con áridos de origen silíceo y otra para aquellos fabricados con áridos de origen calizo. Los primeros tienen peor comportamiento frente al fuego debido a su mayor conductividad térmica

y a la transformación cristalina de α -cuarzo a β -cuarzo que tiene lugar en torno a los 550 °C.

De la evolución de las gráficas mostradas en la Fig. 9 puede extraerse una primera observación relativa a la metodología de exposición a alta temperatura que se ha aplicado en este estudio. A pesar de haber fabricado el NAC con áridos de naturaleza caliza, su comportamiento experimental a alta temperatura es algo peor que el previsto por Eurocódigo 2, puesto que parece aproximarse al de un NAC con áridos silíceos. Ello vendría a demostrar que la velocidad de calentamiento y meseta de saturación térmica que se han adoptado producen suficiente nivel de deterioro en la resistencia del hormigón y conducen a resultados conservadores.

Una segunda observación que queda manifiesta en la Fig. 9 es el mejor comportamiento de los RAC con respecto al NAC. De hecho, los RAC con porcentajes de remplazo del 50% y 100% exhibirían mejor comportamiento que los NAC calizos del Eurocódigo 2 entre los 350 y los 550 °C y entre los 700 y 775 °C.

En lo que respecta a los resultados de los ensayos de absorción capilar, éstos pudieron realizarse hasta una temperatura de 700 °C. Las probetas que habían alcanzado 775 °C se disgregaban directamente al contacto con el agua, haciendo imposible la realización de estos ensayos. Los resultados se recogen en la Tabla 8 y se representan gráficamente en las Fig. 10 y Fig. 11.

Hasta una temperatura de 350 °C no parece haber diferencias significativas en el coeficiente de absorción capilar de las probetas. Sin embargo, a 550 °C las probetas de RAC parecen exhibir menor absorción (en torno a un 25% menos en el caso de un porcentaje de remplazo del 100%). A una temperatura mayor (700 °C), la tendencia es similar pero menos apreciable (una reducción del 11% con un remplazo del 100%).

Tabla 8. Evolución del coeficiente de absorción capilar a alta T.

T (°C)	Cfte. de absorción capilar (kg/m ² min ^{0.5})			
	A0	A25	A50	A100
20	0.0570	0.0856	0.0535	0.0650
350	0.172	0.168	0.158	0.138
550	0.432	0.366	0.397	0.327
700	0.535	0.453	0.521	0.476

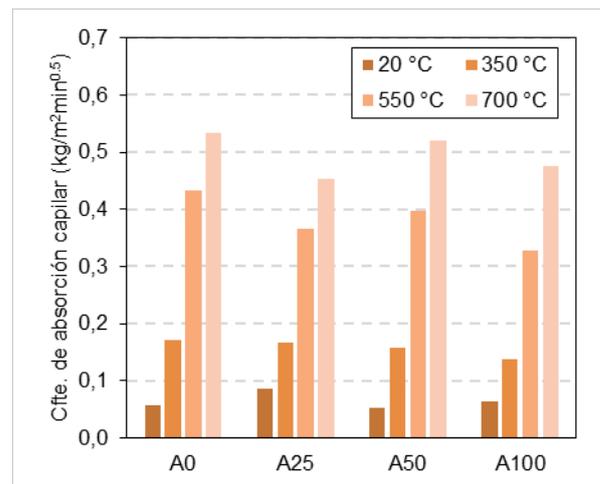


Figura 10. Evolución del coeficiente de absorción capilar de NAC y RAC a altas temperaturas.

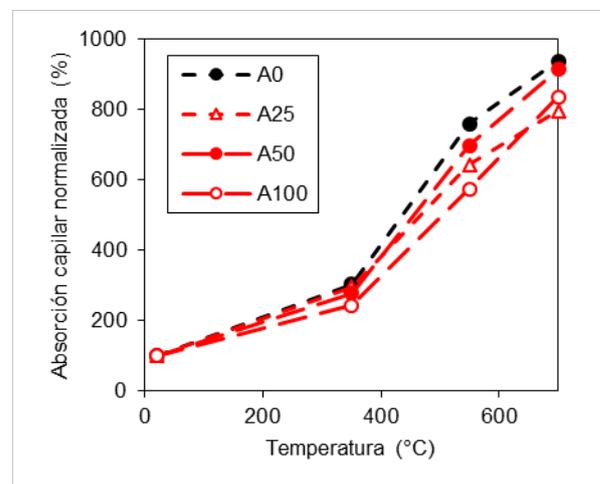


Figura 11. Normalización del coeficiente de absorción capilar a altas temperaturas.

La evolución del coeficiente de absorción a altas temperaturas, que se ha medido experimentalmente, es consistente con lo registrado en otros estudios, como el de Kou et al. [21] donde, después de la exposición a altas temperaturas, también se midieron absorciones

comparativamente inferiores en las probetas de RAC. El motivo de este comportamiento se atribuye a que el árido reciclado tiene mejor compatibilidad térmica con la matriz cementicia y, por lo tanto, la microfisuración que se produce en la dilatación de los componentes del hormigón se ve atenuada.

En las Figs. 12-16 se recogen diferentes fotografías SEM de las muestras de hormigón A0 (0% de remplazo) y A100 (100% de remplazo), tanto a 20 °C como a 550 °C. En la Fig. 12 se puede observar la interfase entre el árido natural y la nueva matriz de cemento, así como las fibras de polipropileno. Puede apreciarse que la interfase se encuentra en un perfecto estado. Por el contrario, tras la exposición a 550 °C (Fig. 13) se observa una marcada degradación de la interfase entre pasta y árido, con una notoria separación.

En el caso del RAC con 100% de remplazo, la Fig. 14 muestra la microestructura de la pasta cementicia nueva, la pasta antigua (del reciclado) y áridos naturales presentes en el reciclado. Tras exposición a 550 °C (Fig. 14) se puede apreciar la degradación de ambas pastas de mortero (tanto la nueva como la antigua), pero no así una separación clara entre ambas pastas. La pasta nueva se identifica claramente por los agujeros dejados tras la fusión del polipropileno. La degradación de la interfase entre pastas de cemento y áridos presentes en el reciclado es muy apreciable en la Fig. 15 (150 aumentos) y en la Fig. 16 (50 aumentos). En esta última también se puede apreciar la microfisuración en los áridos naturales antiguos (parte derecha de la fotografía), que no es apreciable en las pastas de cemento.

4. Conclusiones

En este trabajo se ha realizado una revisión del estado del arte en lo concerniente a campañas experimentales previas y se ha llevado a cabo un estudio experimental particular. Las principales conclusiones del mismo son las siguientes:

- La evolución de la densidad a altas temperaturas de los hormigones con áridos naturales (NAC) y con áridos reciclados (RAC) es muy similar y no parece afectada decisivamente por el porcentaje de remplazo con árido reciclado hasta los 700 °C. Exposiciones más severas producen una notable pérdida de densidad.
- La evolución del módulo de elasticidad longitudinal dinámico a temperaturas elevadas del NAC y de RAC es también bastante similar, con una pérdida prácticamente lineal entre temperatura ambiente y 550 °C.



Figura 12. Fotografía SEM de A0 a 20 °C a 50 aumentos, con detalle de fibras de polipropileno.



Figura 13. Fotografía SEM de A0 a 550 °C a 250 aumentos.



Figura 14. Fotografía SEM de A100 a 20 °C a 50 aumentos.

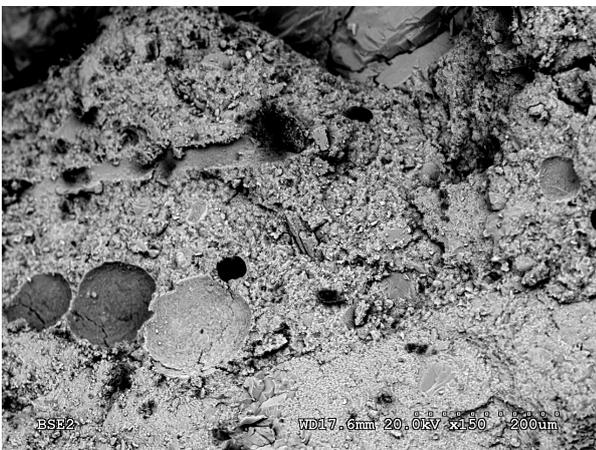


Figura 15. Fotografía SEM de A100 a 550 °C a 150 aumentos.

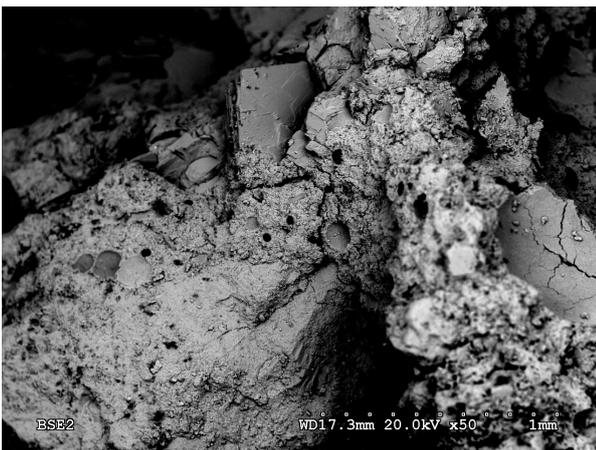


Figura 16. Fotografía SEM de A100 a 550 °C a 50 aumentos.

- La absorción capilar, tanto en los NAC como en los RAC se incrementa de forma considerable con la exposición a altas

temperaturas, llegando a multiplicarse por 8 a 700 °C. El incremento del coeficiente de absorción en los RAC es ligeramente inferior a los NAC, debido a la mayor compatibilidad de las propiedades térmicas de las pastas de mortero nueva y antigua en los RAC. Las fotografías SEM han permitido avalar esta hipótesis, constatando que los RAC presentan menor microfisuración y degradación de la interfase entre la pasta de mortero nueva y la proveniente del árido reciclado.

- Este último fenómeno parece que también es la clave para justificar que la resistencia a compresión residual tras exposición al fuego es mejor en los RAC que en los NAC.

Agradecimientos

Los autores del presente trabajo desean expresar su agradecimiento a la Generalitat Valenciana, cuya financiación ha hecho posible el desarrollo de las investigaciones en el contexto de la ayuda GV/2018/015.

Referencias

- [1] N. D. Oikonomou, "Recycled concrete aggregates," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 27, no. 2, pp. 315–318, Feb. 2005.
- [2] Ministerio de Fomento. Gobierno de España, "Instrucción de Hormigón Estructural (EHE-08)," *Real Decreto 1247/2008. Madrid 18 de Julio de 2008. BOE N° 203*. pp. 35176–35178, 2008.
- [3] F. C. Lea, "The effect of temperature on some of the properties of materials," *Eng.*, vol. 110, no. 3, pp. 293–298, 1920.
- [4] S. Thelandersson, "Effect of high temperatures on tensile strength of concrete," *Nord. Betong*, vol. 2, pp. 1–28, 1972.
- [5] Y. Anderberg and S. Thelandersson, "Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures - 2. Experimental investigation and material

- behaviour model,” *Bull. Lund Inst. Technol.*, no. 54, pp. 1–84, 1976.
- [6] C. Castillo and A. J. Durrani, “Effect of transient high temperature on high strength concrete,” *ACI Mater. J.*, vol. 87, no. 1, pp. 47–53, 1987.
- [7] Z. P. Bazant and M. F. Kaplan, *Concrete at High Temperatures: Material Properties and Mathematical Models*. Harlow, Essex: Longman Group, Ltd., 1996.
- [8] C. S. Poon, S. Azhar, M. Anson, and Y. L. Wong, “Comparison of the strength and durability performance of normal- and high-strength pozzolanic concretes at elevated temperatures,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 31, no. 9, pp. 1291–1300, 2001.
- [9] V. K. R. Kodur, “Guidelines for fire resistance design of high-strength concrete columns,” *J. Fire Prot. Eng.*, vol. 15, no. 2, pp. 93–106, 2005.
- [10] A. Lau and M. Anson, “Effect of high temperatures on high performance steel fibre reinforced concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 9, pp. 1698–1707, 2006.
- [11] F. B. Varona, F. J. Baeza, S. Ivorra, and D. Bru, “Experimental analysis of the loss of bond between rebars and concrete exposed to high temperatures,” *Dyna*, vol. 90, no. 1, pp. 78–86, 2015.
- [12] F. B. Varona, F. J. Baeza, D. Bru, and S. Ivorra, “Influence of high temperature on the mechanical properties of hybrid fibre reinforced normal and high strength concrete,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 159, pp. 73–82, 2018.
- [13] J. Xiao and C. Zhang, “Fire damage and residual strengths of recycled aggregate concrete,” *Key Eng. Mater.*, vol. 348–349, pp. 937–940, 2007.
- [14] J. Xiao, Y. Fan, and M. M. Tawana, “Residual compressive and flexural strength of a recycled aggregate concrete following elevated temperatures,” *Struct. Concr.*, vol. 14, no. 2, pp. 168–175, 2013.
- [15] C. J. Zega and A. A. Di Maio, “Recycled concrete made with different natural coarse aggregates exposed to high temperature,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 23, no. 5, pp. 2047–2052, 2009.
- [16] J. P. B. Vieira, J. R. Correia, and J. De Brito, “Post-fire residual mechanical properties of concrete made with recycled concrete coarse aggregates,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 41, no. 5, pp. 533–541, 2011.
- [17] S. R. Sarhat and E. G. Sherwood, “Residual mechanical response of recycled aggregate concrete after exposure to elevated temperatures,” *J. Mater. Civ. Eng.*, vol. 25, no. 11, pp. 1721–1730, 2013.
- [18] A. Gupta, S. Mandal, and S. Ghosh, “Recycled Aggregate Concrete Exposed To,” vol. 7, no. 1, pp. 100–107, 2012.
- [19] H. Dong, W. Cao, J. Bian, and J. Zhang, “The fire resistance performance of recycled aggregate concrete columns with different concrete compressive strengths,” *Materials (Basel)*, vol. 7, no. 12, pp. 7843–7860, Dec. 2014.
- [20] S. R. Sarhat and E. G. Sherwood, “The behaviour of recycled aggregate concrete at elevated temperatures,” in *Proceedings, Annual Conference - Canadian Society for Civil Engineering*, 2011, vol. 2, no. April, pp. 1475–1485.
- [21] S. C. Kou, C. S. Poon, and M. Etxeberria, “Residue strength, water absorption and pore size distributions of recycled aggregate concrete after exposure to elevated temperatures,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 53, pp. 73–82, 2014.
- [22] J. Gales, T. Parker, D. Cree, and M. Green, “Fire performance of sustainable recycled concrete aggregates: mechanical properties at elevated temperatures and current research needs,” *Fire Technol.*, vol. 52, no. 3, pp. 817–845, 2016.
- [23] M. A. Salau, O. J. Oseafiana, and T. O. Oyegoke, “Effects of elevated temperature on concrete with Recycled Coarse Aggregates,” in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2015, vol. 96, no. 1, pp. 1–8.
- [24] C. Laneyrie, A. L. Beaucour, M. F. Green, R. L. Hebert, B. Ledesert, and A. Noumowe, “Influence of recycled coarse

- aggregates on normal and high performance concrete subjected to elevated temperatures,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 111, pp. 368–378, 2016.
- [25] Y. Liu, W. Wang, Y. F. Chen, and H. Ji, “Residual stress-strain relationship for thermal insulation concrete with recycled aggregate after high temperature exposure,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 129, pp. 37–47, 2016.
- [26] H. Yang, Y. Qin, Y. Liao, and W. Chen, “Shear behavior of recycled aggregate concrete after exposure to high temperatures,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 106, pp. 374–381, 2016.
- [27] E. Meng, Y. Yu, J. Yuan, K. Qiao, and Y. Su, “Triaxial compressive strength experiment study of recycled aggregate concrete after high temperatures,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 155, pp. 542–549, 2017.
- [28] F. U. A. Shaikh, “Mechanical properties of concrete containing recycled coarse aggregate at and after exposure to elevated temperatures,” *Struct. Concr.*, vol. 19, no. 2, pp. 400–410, 2018.
- [29] C. S. Poon, Z. H. Shui, and L. Lam, “Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperatures,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 34, no. 12, pp. 2215–2222, 2004.
- [30] G. F. Peng, W. W. Yang, J. Zhao, Y. F. Liu, S. H. Bian, and L. H. Zhao, “Explosive spalling and residual mechanical properties of fiber-toughened high-performance concrete subjected to high temperatures,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 4, pp. 723–727, 2006.
- [31] European Committee for Standardisation, *UNE-EN 12390-3:2009 Testing hardened concrete - Part 3: Compressive strength of test specimens*. Madrid, 2009.
- [32] CTN 83 Hormigón, *UNE 83982:2008 Concrete durability. Test methods. Determination of the capillar suction in hardened concrete. Fagerlund method*. 2008.
- [33] European Committee for Standardisation, *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part*