



Hidratación y propiedades de cemento ternarios con filler calcáreo y escoria

E. F. Irassar¹, V. L. Bonavetti¹, G. Menéndez², M. F. Carrasco³

¹ Facultad de Ingeniería - CIFICEN (CONICET-UNCPBA) - B7400JWI - Olavarría, Argentina; email: lem@fio.unicen.edu.ar

² Actualmente en la Universidad Tecnológica Nacional, Puerto Madryn, Chubut, Argentina

³ Actualmente en la Universidad Tecnológica Nacional, Regional Santa Fe, Argentina

Información del artículo

Artículo recibido el 22 de Diciembre de 2014, revisado bajo las políticas de publicación de la Revista ALCONPAT y aceptado el 30 de Junio de 2015. Cualquier discusión, incluyendo la réplica de los autores, se publicará en el primer número del año 2016 siempre y cuando la información se reciba antes del cierre del tercer número del año 2015.

RESUMEN

El filler calcáreo produce un incremento de la hidratación temprana debido al efecto físico (relleno y nucleación heterogénea). El efecto de dilución contrarresta este beneficio y limita su contenido. La escoria reacciona lentamente, provoca el refinamiento de granos y poros, y mejora las propiedades mecánicas y durables. En este trabajo se estudia la hidratación de cementos con filler (0 a 20 %) y Escoria (0 a 35%), empleando el modelo de Powers ampliado por Chen & Browers para escoria. A partir de los resultados de la hidratación, se analizan la resistencia mecánica del hormigón ($a/mc = 0.50$), y el proceso de segmentación de poros en relación con la tasa de absorción capilar. Los resultados muestran una limitación del contenido de filler para obtener una respuesta adecuada de la resistencia mecánica y durable a largas edades, y del contenido de escoria para obtener valores apropiados a temprana edad.

Palabras clave: Filler calcáreo, escoria, resistencia, absorción capilar, hidratación

ABSTRACT

Limestone filler (F) produces an increase of early hydration due to the physical effect (filling and heterogeneous nucleation). The dilution effect reduces this benefit limiting the F content. Granulated blast furnace slag reacts slowly causing the grain and pore size refinements, and improve mechanical and durable properties. In this paper, the hydration of cements with F (0-20%) and GBFS (0-35%) is studied using the model of Powers extended by Chen & Browers for slag. From the results of the hydration, the mechanical strength of concrete ($w/cm = 0.50$), and the pore segmentation process is analyzed in relation to the sorptivity rate. Results show that filler content should be limited for an adequate mechanical strength and long term durable properties and slag content should be limited for appropriate early properties

Keywords: Limestone filler, slag, Strength, sorptivity, hydration

RESUMO

Filler calcáreo produz uma aceleração da hidratação nas primeiras idades devido ao efeito físico (compactação e nucleação heterogénea). O efeito de diluição neutraliza os benefícios e limita o seu conteúdo. A escória reage lentamente, fazendo com que o refinamento dos grãos e poros, e melhora as propriedades mecânicas e duráveis. Neste trabalho a hidratação do cimento com filler (0-20%) e escória (0-35%) é estudada usando o modelo de Powers ampliado por Chen Browers para escória de alto forno. A partir dos resultados de hidratação, é analisada a resistência do concreto (com $a/c = 0,50$), e o processo de segmentação de poros é analisado com relação a taxa de absorção capilar. Os resultados mostram que o teor de filler deve ser limitado para obter uma resposta de resistência mecânica e de durabilidade. Também o conteúdo de escória deve ser limitado para obter propriedades adequadas nas primeiras idades.

Palavras chave: Filler calcáreo, escória, resistência, absorção capilar, hidratação.

Autor de contacto: Edgardo Fabian Irassar

© 2015 ALCONPAT Int.

Información Legal

Revista ALCONPAT, Año 5, No. 2, Mayo – Agosto 2015, es una publicación cuatrimestral de la Asociación Latinoamericana de Control de Calidad, Patología y Recuperación de la Construcción, Internacional, A.C., Km. 6, antigua carretera a Progreso, Mérida Yucatán, C.P. 97310, Tel.5219997385893, alconpat.int@gmail.com, Página Web: www.mda.cinvestav.mx/alconpat/revista
Editor responsable: Dr. Pedro Castro Borges. Reserva de derechos al uso exclusivo No.04-2013-011717330300-203, eISSN 2007-6835, ambos otorgados por el Instituto Nacional de Derecho de Autor. Responsable de la última actualización de este número, Unidad de Informática ALCONPAT, Ing. Elizabeth Sabido Maldonado, Km. 6, antigua carretera a Progreso, Mérida Yucatán, C.P. 97310, fecha de última modificación: 30 de Junio de 2015.

Las opiniones expresadas por los autores no necesariamente reflejan la postura del editor.

Queda totalmente prohibida la reproducción total o parcial de los contenidos e imágenes de la publicación sin previa autorización de la ALCONPAT Internacional A.C.

1. INTRODUCCIÓN

Las adiciones minerales han cobrado vital importancia en la formulación de mezclas cementíceas debido a la necesidad de reducción del consumo de energía, la protección de los recursos minerales naturales y la disminución de emisiones de gases que contribuyen al efecto invernadero. Para lograr los objetivos sostenibilidad, también es necesario que la mezcla formulada contribuya a una mayor vida útil de las estructuras de hormigón del cual formará parte. Durante las últimas décadas, los esfuerzos para conocer el comportamiento del hormigón con adiciones minerales naturales (puzolanas, filler calcáreo), adiciones activadas térmicamente (arcillas calcinadas) o subproductos industriales (cenizas volante, escoria de alto horno, humo de sílice) se han incrementado (CEMBUREA, 2000 – 2010). Para formular cementos binarios se han utilizado distintas combinaciones de adiciones minerales en función de los recursos disponibles en cada región o país. A partir de 1990, el uso de los cementos ternarios o compuestos formulados con clinker portland y dos adiciones minerales ha crecido porque presentan varias ventajas sobre los cementos binarios. La norma de cementos europea (EN 197-1), mexicana (NMX C-414-0) y argentina (IRAM 5000) han normalizado los cementos compuestos que contienen hasta el 35 % en peso de una combinación de dos adiciones y actualmente se planea aumentar esta proporción hasta el 55 %. En EE.UU., la norma ASTM C 1157 incorporó los cementos hidráulicos basados en el rendimiento que no limitan el tipo y la cantidad de adiciones minerales que puede mezclarse con el cemento portland.

Las adiciones a combinar se eligen de manera que la deficiencia de una adición mineral sea compensada por la virtud de la otra y la sinergia producida mejore el comportamiento del material cementíceo ternario. Finalmente, las propiedades mecánicas y durables del hormigón dependerán del proceso de hidratación que determinará la porosidad y la conectividad de la estructura porosa de la matriz, como así también del mejoramiento de la interfaz pasta-agregado (Soroka, 1979).

La hidratación del cemento portland es un proceso de naturaleza fisicoquímica compleja en el cual influyen factores propios del cemento portland (composición mineralógica, álcalis, sulfatos, finura, etc), de las condiciones de la mezcla (relación a/c, contenido unitario de cemento) y del ambiente (temperatura y humedad relativa). Cuando se incorporan adiciones minerales al cemento portland, los efectos que producen sobre la hidratación pueden separarse arbitrariamente en tres (Cyr et al, 2006):

- El **efecto de dilución** es la consecuencia del reemplazo parcial de una parte del cemento por la adición mineral, que disminuye la cantidad de cemento y, consecuentemente produce un aumento en la relación agua/cemento efectiva. Para un mismo grado de hidratación del material cementíceo, este efecto implica un menor volumen de productos hidratados del cemento.
- Los **efectos físicos** que producen las adiciones finamente molidas son: el efecto filler y la nucleación heterogénea. El efecto filler produce que las partículas finas de la adiciones rellenen el espacio vacío entre los granos de cemento modificando su empaquetamiento granular que implica un cambio en la porosidad inicial de la pasta. Este efecto modifica positivamente o negativamente la demanda de agua requerida para mantener una trabajabilidad dada de acuerdo a la granulometría y la proporción de adiciones.
- El **efecto químico** que es la propia reacción puzolánica o cementante de la adición mineral en la cual participan en distinto grado las fases previamente hidratadas como es el caso del hidróxido de calcio (CH). En el caso particular del filler calcáreo, la reacción el carbonato de calcio y el aluminato tricálcico del clinker portland produce la formación de carboaluminato de calcio hidratado (generalmente fase AFm: Aluminoferrito monosustituido) (Bonavetti et al, 2001); sin

embargo, esta adición no genera durante su hidratación silicato de calcio hidratado (CSH) (Sersale, 1992).

Cuando se utilizan adiciones minerales inactivas, la influencia de los dos primeros efectos es fácil de cuantificar con el agua químicamente combinada y el modelo de Powers and Brownyard (Powers, 1948; Browsers, 2004, 2005) como es el caso del filler calcáreo ya presentado (Bonavetti et al, 2003; Bentz et al, 2009; Bonavetti et al, 2013). Mientras que cuando la adición presenta un efecto químico resulta más compleja su cuantificación y se requiere de modelos que permitan determinar el aporte de la adición a este parámetro.

Las propiedades del hormigón y su evolución en el tiempo dependen en gran medida del avance de la hidratación del cemento que determina la evolución de la porosidad de la matriz (Bentz et al, 2009). En los cementos ternarios compuesto por filler y escoria este proceso depende en gran medida de la proporciones relativas de los componentes. El filler contribuye a la hidratación en la etapa inicial y la escoria contribuye con su hidratación en el mediano plazo, y las propiedades del hormigón que constituyen varían de acuerdo a la evolución de este proceso.

El objetivo de este trabajo es analizar la resistencia a compresión y de la tasa de absorción capilar en hormigones elaborados con cemento compuestos que contienen filler calcáreo y escoria de alto horno en relación con los procesos de hidratación del material cementíceo.

2. PROCEDIMIENTO

En los hormigones estudiados se ha utilizado cemento portland normal (CPN, IRAM 50000) de clase resistente CP40 ($f'c > 40$ MPa a 28 días) con bajo contenido de C_3A ($< 3\%$). Las adiciones utilizadas son filler calcáreo (F) y escoria granulada de alto horno (E). F proviene de una caliza con alto contenido de calcita molido a una finura Blaine de $522 \text{ m}^2/\text{kg}$. E es una escoria enfriada y molida a una finura Blaine aproximada de $450 \text{ m}^2/\text{kg}$. La escoria es clasificada como de alta actividad de acuerdo al índice con cemento determinado de acuerdo a la norma ENV 196-1. Las combinaciones de los cementos binarios y ternarios utilizados se informan en la Tabla 1.

Los hormigones se elaboraron en dos etapas utilizando arena silíceo de río como agregado fino y piedra granítica triturada como agregado grueso (tamaño máximo 19 mm), el contenido de material cementíceo (CUMC) fue de 350 y 360 kg/m^3 y en todos los casos la relación a/mc (agua/material cementíceo) de 0,50. Los detalles completos de los hormigones de la primera etapa y segunda etapa han sido previamente publicados (Menéndez et al, 2006, 2007; Carrasco et al, 2003).

La resistencia se determinó en probetas cilíndricas (100 x 200 mm) curadas 24 horas en los moldes y posteriormente en agua saturada con cal a 20 ± 1 °C hasta alcanzar la edad de ensayo. Los valores informados son el promedio de cinco probetas. Para los hormigones de la primera etapa, la resistencia a compresión se determinó a 3, 7, 28, 90 y 360 días, y para los de la segunda etapa a 2, 7 y 28 días.

En los hormigones de la primera etapa, el coeficiente de absorción capilar se determinó en probetas prismáticas cuyas las caras laterales fueron pintadas con pintura epoxi excepto la cara correspondiente al moldeo en la cual se dejó sin pintar un área de 100 cm^2 . Seguidamente Los prismas fueron sumergidos a una profundidad constante de 1 cm. La cantidad de agua absorbida se midió como la ganancia de peso a 1, 5, 10, 15, 30, 60, 120, 240, 360, 720, 1440 y 2880 minutos, y la tasa de absorción capilar (S) de los hormigones como la pendiente de la gráfica entre la cantidad de agua absorbida por unidad de área versus la raíz cuadrada del tiempo en la zona comprendida entre 1 hora y mientras se mantenga la linealidad (Menéndez et al, 2002).

La cantidad de agua no evaporable (W_n) se determinó de acuerdo al procedimiento propuesto por Powers (Powers, 1949; Escalante-Garcia, 2005) de los fragmentos obtenidos de las probetas

ensayadas. Para la composición mineralógica promedio de los cementos portland utilizados, la cantidad de agua no evaporable del cemento empleado para lograr la hidratación total es 0.195 g de agua por g de cemento. Asumiendo las hipótesis del modelo de hidratación propuesto por Chen & Brouwers (2007a), para la hidratación total de la escoria utilizada, se requiere de 0.20 g de agua por g de escoria. Para este caso particular, debido a la pequeña diferencia que existe entre el W_n total para la hidratación del tipo de cemento utilizado (bajo C_3A) se asume un valor de 0.20 g/g para el cemento y la escoria. Al hacer coincidir los valores del W_n total es posible calcular el grado de hidratación del conjunto del material cementíceo. Con el grado de hidratación calculado, a partir del modelo de Powers (Powers, 1948; Brouwers, 2004, 2005) y del modelo de Chen & Brouwers (2007b) para los cementos con escoria es posible estimar los volúmenes de las fases hidratadas asumiendo que el filler calcáreo es hidráulicamente inactivo y que la totalidad de la escoria incorporada reacciona. Calculando el volumen de productos hidratados y conociendo el espacio libre generado por la razón agua/cemento efectiva y se puede calcular la relación gel-espacio (X) y la porosidad capilar (ϕ) de la matriz cementíceo del hormigón siguiendo las expresiones descriptas previamente (Bonavetti et al, 2013).

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

La Tabla 1 muestra los resultados obtenidos para el agua combinada (W_n), la resistencia a compresión (f_c) y de la tasa de absorción capilar (S) para los distintos hormigones y edades incluidas en el presente estudio. Como era de esperar, el transcurso del tiempo de curado incrementa el contenido de agua combinada, la resistencia a la compresión y disminuye la tasa de absorción capilar.

En relación con el hormigón de referencia (CP o CPN) se puede observar que el filler calcáreo contribuye al contenido de W_n de temprana edad y que la contribución de la escoria es apreciable luego de los siete días de hidratación días. Para los hormigones con cementos binarios con filler calcáreo, la cantidad de W_n relativa al contenido de material reactivo aumenta cuando se incrementa el nivel de reemplazo a temprana edad (Figura 1a) y luego el progreso de la hidratación de la fase portland tiende a minimizar esta ventaja. Para los cementos binarios con escoria (Figura 1b), la incorporación de escoria produce una disminución relativa del W_n a temprana edad. A partir de los 7 días, la escoria reacciona lentamente y el W_n relativo aumenta alcanzando a los 28 días un valor similar al del cemento portland de referencia.

Tabla 1. Composición del material cementíceo, agua combinada (Wn), resistencia a compresión (f'_c), tasa de absorción capilar (S); grado de hidratación (α), relación gel/espacio (X) y porosidad capilar (ϕ) de los hormigones en estudio.

Hormigón	CUMC,kg/m ³	F, %	E, %	Edad días	Wn	f'_c MPa	S, g/cm ² h ^{1/2}	a/c efect	α	X	ϕ , %
CP	350	0	0	3	10.04	18.3	0.222	0.50	0.515	0.536	30.9
				7	11.77	25.5	0.181		0.604	0.603	27.7
				28	13.29	36.0	0.100		0.682	0.657	24.8
				90	16.76	39.0	0.081		0.859	0.768	18.2
				360	17.71	41.3	0.081		0.908	0.796	16.4
CPN	360	0	0	2	10.66	15.9	--	0.50	0.547	0.561	29.8
				7	11.74	27.4	--		0.602	0.602	27.7
				28	14.91	34.0	--		0.764	0.711	21.7
CP12F	350	12	0	3	10.96	20.6	0.214	0.57	0.562	0.520	36.0
				7	14.21	28.3	0.126		0.729	0.630	29.9
				28	15.41	34.5	0.093		0.790	0.667	27.6
				90	17.85	38.4	0.063		0.915	0.736	22.9
				360	18.28	39.6	0.065		0.937	0.748	22.1
CP18F	350	18	0	3	11.36	20.9	0.288	0.61	0.583	0.506	39.5
				7	15.32	27.2	0.214		0.786	0.631	32.0
				28	16.50	35.2	0.097		0.846	0.665	29.7
				90	18.20	37.7	0.068		0.933	0.711	26.5
				360	18.91	38.0	0.062		0.970	0.730	25.2
CPN15F	360	15	0	2	11.66	18.0	--	0.59	0.598	0.531	36.7
				7	12.70	27.0	--		0.651	0.566	34.7
				28	16.10	32.7	--		0.826	0.671	28.3
CP20E	350	0	20	3	9.18	16.6	0.288	0.50	0.471	0.501	32.6
				7	11.72	25.0	0.214		0.601	0.601	27.8
				28	13.72	34.7	0.097		0.704	0.672	24.0
				90	16.95	41.5	0.068		0.869	0.774	17.8
				360	18.46	43.5	0.062		0.947	0.817	15.0
CPN35E	360	0	35	2	8.31	11.1	--	0.50	0.426	0.464	34.2
				7	10.78	21.4	--		0.553	0.566	29.5
				28	13.81	29.0	--		0.708	0.675	23.8

Tabla 1. (Continuación)

Hormigón	CUMC, kg/m ³	F, %	E, %	Edad días	Wn l	f' _c MPa	S, g/cm ² h ^{1/2}	a/c efect	α	X	φ, %
CP12F10E	350	12	10	3	10.39	19.4	0.208	0.57	0.533	0.500	37.1
				7	13.27	28.4	0.147		0.681	0.600	31.6
				28	14.33	36.6	0.111		0.735	0.634	29.6
				90	17.97	39.4	0.069		0.922	0.740	22.7
				360	18.55	40.0	0.063		0.951	0.755	21.6
CP12F20E	350	12	20	3	9.18	15.6	0.236	0.57	0.471	0.453	39.4
				7	11.72	28.2	0.194		0.601	0.547	34.6
				28	13.72	36.9	0.113		0.704	0.614	30.8
				90	16.95	39.3	0.050		0.869	0.711	24.7
				360	18.46	39.7	0.047		0.947	0.753	21.8
CP18F10E	350	18	10	3	11.14	19.1	0.238	0.61	0.571	0.499	39.9
				7	14.55	26.1	0.196		0.746	0.609	33.4
				28	15.68	35.4	0.137		0.804	0.642	31.3
				90	18.27	38.3	0.105		0.937	0.713	26.4
				360	19.13	38.8	0.086		0.981	0.735	24.8
CP18F20E	350	18	20	3	10.92	15.3	0.249	0.61	0.560	0.491	40.3
				7	14.15	24.4	0.199		0.726	0.596	34.2
				28	15.50	34.6	0.126		0.795	0.637	31.6
				90	17.62	37.7	0.061		0.904	0.696	27.6
				360	18.65	38.2	0.062		0.956	0.723	25.7
CPN6F22E	360	6	22	2	9.05	16.3	--	0.53	0.464	0.472	36.0
				7	13.25	27.1	--		0.680	0.628	28.0
				28	14.16	36.9	--		0.726	0.658	26.3
CPN11F11E	360	11	11	2	10.46	18.7	--	0.56	0.536	0.506	36.3
				7	12.89	27.8	--		0.661	0.592	31.7
				28	16.21	34.4	--		0.831	0.696	25.4
CPN22F6E	360	22	6	2	9.84	14.2	--	0.64	0.504	0.435	45.4
				7	14.53	24.6	--		0.745	0.587	36.5
				28	15.42	29.6	--		0.791	0.613	34.8

La contribución de la escoria al W_n corresponde a la reacción cementante de la escoria cuyos principales productos de hidratación son el silicato de calcio aluminio (C-A-S-H) con una menor relación C/S que la correspondiente al C-S-H, hidrocalcita (M_5AH_{13}) y ettringita ($C_3A \cdot 3CS \cdot H_{32}$) (Chen & Brouwers, 2004). Esta reacción es inicialmente estimulada por la solución alcalina que contiene el CH provisto por la hidratación del cemento portland.

Para los hormigones con cementos ternarios de bajo (Figura 1c) y alto contenido de filler (Figura 1d) con contenido variable de escoria se observa que W_n es ligeramente mayor al hormigón de referencia para el primer caso y mucho mayor a temprana edad para el segundo caso y tiende a converger a las 90 días.

En consonancia con los resultados previos sobre morteros acerca de la hidratación del sistema cementos binarios y ternarios con filler calcáreo y escoria (Menendez et al, 2003; Carrasco et al, 2007), se puede observar que los efectos de las adiciones (dilución, efectos físicos y químicos) causan variaciones del W_n .

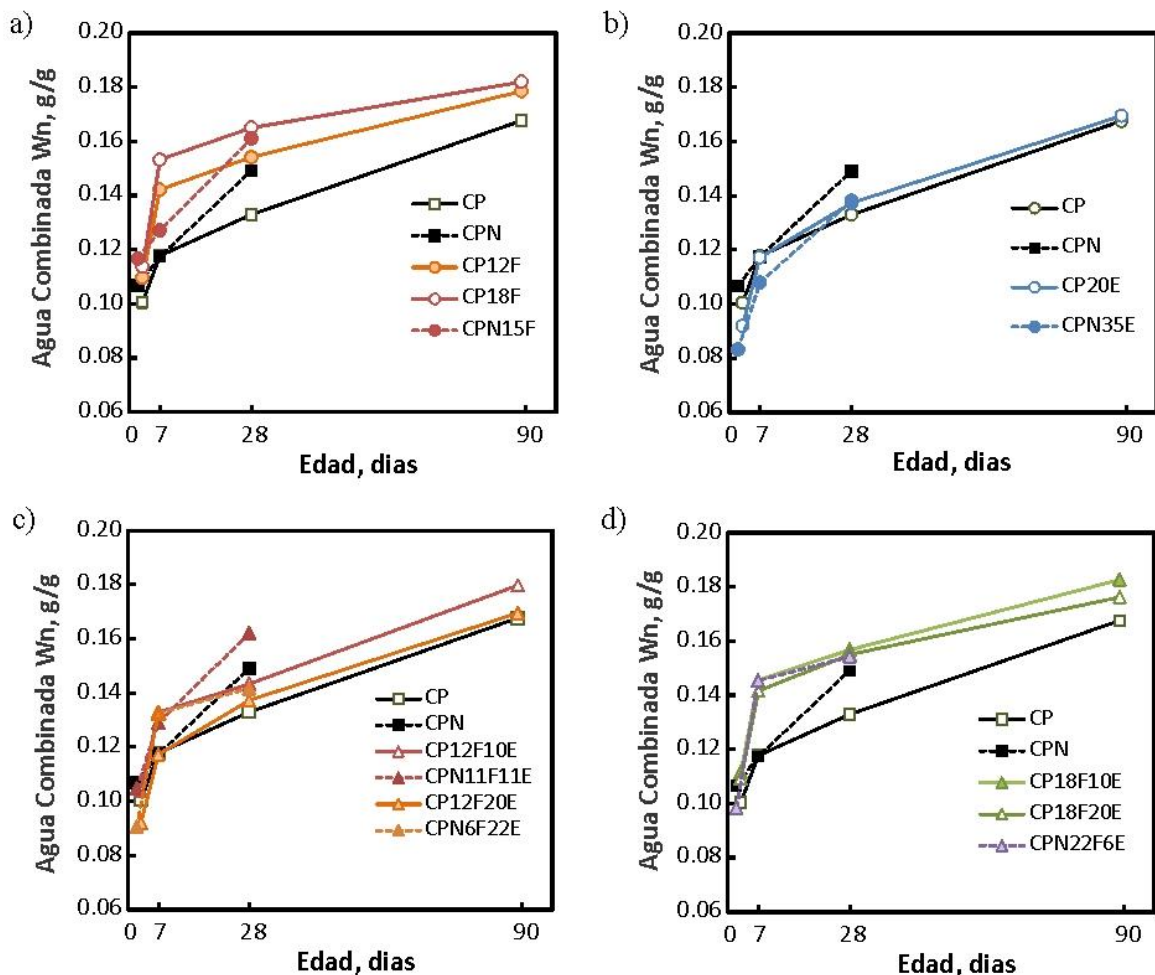


Figura 1: Evolución del agua no evaporable (W_n) en la matriz del hormigón en función del tiempo. a) Cementos binarios con filler calcáreo; b) Cementos binarios con escoria; c) Cementos ternarios con baja proporción de filler, d) Cementos ternarios con alta proporción de filler.

Los efectos físicos aparecen fundamentalmente durante los primeros días de hidratación y la contribución química de la escoria es apreciable luego de los siete días de hidratación. La dilución es un efecto presente en todas las edades.

El incremento del porcentaje de adición mineral en el cemento portland causa el efecto de dilución que disminuye la cantidad de cemento portland y consecuentemente produce un cambio de la relación agua/cemento efectiva. Para el caso del sistema filler calcáreo-escoria, el mismo puede ser calculado como lo indica la ecuación (1).

$$a/c_{\text{efectiva}} = A / (C + \chi_f F + \chi_E E) \quad (1)$$

Donde A, C, F y E es la cantidad en peso de agua, cemento portland, filler calcáreo y escoria utilizados en la mezcla. χ_f y χ_E son el factor de eficiencia del filler calcáreo y de la escoria utilizada, respectivamente. Este factor representa una medida del comportamiento relativo de cada adición comparada con el cemento portland y el mismo depende del tipo de cemento portland utilizado, la edad, el tipo y la cantidad de adición usada en la mezcla y la relación a/c inicial (Cyr et al, 2000).

Cuando se considera que el filler calcáreo es una adición mineral inactiva, el factor de eficiencia χ_f tiende a 0 y por lo tanto produce un incremento de la relación a/c efectiva proporcional al contenido de adición en el cemento. Para la escoria el valor de χ_E varía en el tiempo, el nivel de reemplazo y el cemento usado. A largas edades (>90 días), el valor de $\chi_E > 1$ incrementando la resistencia y disminuyendo la permeabilidad. A los 28 días, el valor χ_E varía de 0.79 a 1.5 para un 50% de reemplazo siendo necesario aumentar el CUMC y reducir la a/mc para alcanzar una resistencia similar a la del cemento portland (Boukhatem et al, 2011). Para simplificar los cálculos, en este trabajo se asume que el χ_f es nulo y que $\chi_E = 1$ para todas las edades.

Para un mismo grado de hidratación del cemento portland, el efecto de dilución causado por el filler ($\chi_f = 0$) produce un menor volumen de productos hidratados y por lo tanto una menor cantidad de agua combinada con respecto al total del material cementíceo incorporado. La reducción del volumen de productos de hidratación en las primeras edades para elevados porcentajes de adición conduce a una menor resistencia a compresión. Para bajos porcentajes de adición (Menendez et al, 2003), la nucleación heterogénea incrementa el grado de reacción de material cementíceo y puede compensar en parte la dilución. El efecto filler produce que las partículas finas de las adiciones rellenen el espacio vacío entre los granos de cemento modificando su empaquetamiento granular que implica un cambio en la porosidad inicial de la pasta y consecuentemente la resistencia también puede incrementarse levemente.

En este estudio se ha utilizado una relación a/mc constante en la mezcla de hormigón, por lo tanto el espacio a ocupar por parte de los productos de hidratación será el mismo. La diferencia estará dada por la cantidad de material que ha reaccionado a cada edad que determina la relación gel/espacio del sistema. Consecuentemente, para conocer la influencia del contenido de adición sobre cualquier propiedad resistente o durable, es necesario estudiar el volumen de productos de hidratación que se produce, de acuerdo al grado de hidratación (α) del material cementíceo.

En la Tabla 1 se informan los valores de la relación a/c efectiva calculados para cada uno de los hormigones estudiados asumiendo las hipótesis planteadas. Partiendo del W_n se puede estimar el grado de hidratación del cemento portland dividiendo este valor por el agua total necesaria para hidratar la totalidad del cemento portland. Mientras que para la escoria, el grado de hidratación fue calculado a partir de la diferencia entre el agua combinada total menos el agua combinada de

la fracción de cemento portland en la mezcla, dividido el agua total necesaria para hidratar la totalidad de la escoria. Seguidamente se calculó el volumen de los productos de hidratación según el modelo de Chen & Brouwers (2007b) y finalmente la relación gel/espacio (X) cuyos valores se informan en la Tabla 1.

La resistencia a compresión de un material de base cementícea (f'_c) se puede calcular como la resistencia intrínseca (f_0) del material afectada por la relación gel/espacio (X) elevado a la n (2).

$$f'_c = f_0 X^n \quad (2)$$

La Figura 2 muestra la relación que existe entre la resistencia a compresión y la relación gel/espacio obtenida utilizando este modelo simplificado. Los coeficientes de la ecuación (2) obtenida mediante la mejor aproximación por mínimos cuadrados, para cada tipo de cemento se informan en la Tabla 2. Para todos los grupos se observa que el valor de la resistencia intrínseca de este material de base cementícea (hormigón) es aproximadamente 75 MPa y el coeficiente n varía de 2.0 a 2.3 cuyos valores se encuentran dentro de los informados por la literatura.

Esta buena correlación entre los resultados experimentales de la resistencia a compresión de los hormigones elaborados con distintos materiales cementíceos, con proporciones variables de filler calcáreo y escoria, en mezclas binarias y ternarias, confirman que los postulados de los modelos de hidratación simplificados de Powers que luego han sido revisados y ampliados por Chen & Brouwers son aceptables para el sistema estudiado. Esta observación cobra importancia para el diseño de hormigones con cementos multicomponentes que permiten el diseño de los reemplazos a partir del objetivo resistente o durable buscado.

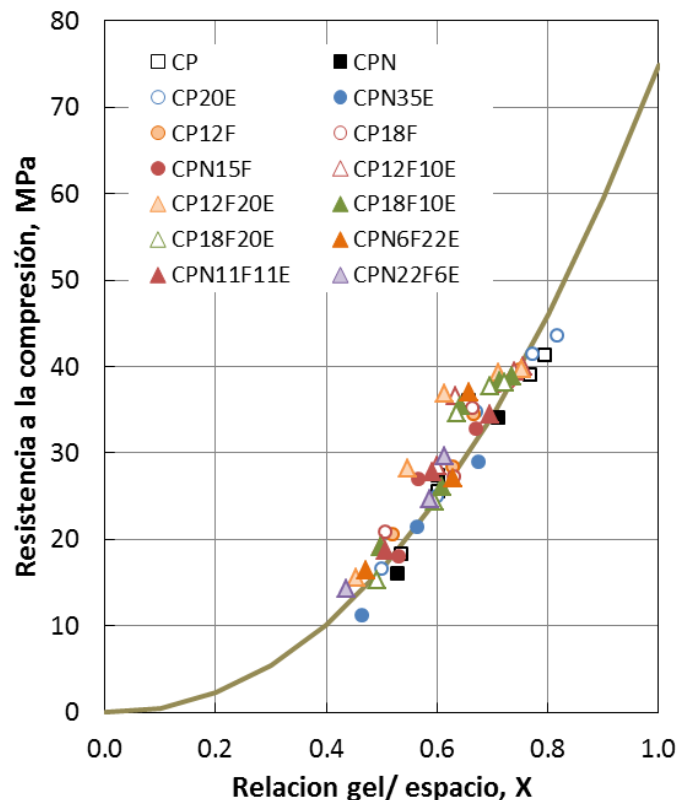


Figura 2. Resistencia a compresión vs relación gel espacio para todos los hormigones estudiados.

Tabla 2: Coeficientes de la ecuación que relaciona $f'c$ y la relación gel/espacio.

Hormigones incluidos en la correlación	f_0	n	R^2
Cemento Portland (CP, CPN)	74.1	2.2	0.84
Cementos binarios con filler calcáreo (CP12F, CP18F, CP15F)	76.7	2.1	0.95
Cementos binarios con escoria (CP20E, CPN35 E)	75.8	2.3	0.96
Cemento ternarios	76.3	2.0	0.92
Todos los cementos	74.9	2.06	0.90

Para asegurar el comportamiento durable del hormigón frente a los procesos de deterioros, la primera medida que se debe tomar es la reducción de los procesos de transporte de agua y sustancias agresivas en su masa. Para los hormigones de cemento portland se ha asumido que una disminución de la relación a/c por debajo de 0.53 produce una disminución drástica de la permeabilidad cuando el mismo ha sido correctamente curado y está relacionado con la porosidad capilar (Soroka, 1979).

La porosidad capilar (ϕ) según el modelo de Powers para el cemento portland depende de la relación a/c y del grado de hidratación (α) del mismo (3).

$$\phi (\%) = (a/c - 0.37 \alpha) * 100 \tag{3}$$

En términos de conectividad de poros, la reducción de la permeabilidad ocurre cuando el volumen de poros capilares en la mezcla es menor al 18 % (Winslow et al, 1994). Para el caso del cemento portland, con una relación a/mc de 0.50 se requiere de un grado de hidratación de 0.70 para lograr una porosidad capilar de 18 % y de esa manera segmentar los poros impidiendo el transporte de agua. En los hormigones de cemento binario o ternario el cálculo de la porosidad capilar también surge del análisis del contenido de material cementíceo hidratado en función del espacio disponible a ser llenado. Por esta razón, la porosidad capilar aumenta con el incremento de la a/c efectiva y disminuye cuando se incrementa el grado de hidratación del material cementíceo. En función de este modelo, es posible estimar los volúmenes de las distintas fases que se encuentran presentes en la pasta de cemento en cualquier etapa de su hidratación.

La Figura 3 muestra que para los hormigones CP y CP20E, cuando se logra el 18.5% de porosidad capilar ocurre la segmentación de poros y la tasa de absorción capilar cambia muy poco después de los 28 días una vez que se alcanza el grado de hidratación que produce la segmentación de poros. Entre 90 y 360 días, la tasa de absorción capilar no cambia significativamente. Para todos los cementos binarios y ternarios que contiene 12 y 18 % de filler calcáreo, a pesar de que el grado de hidratación es mayor, la tasa de absorción presenta un valor mayor hasta los 28 días, debido al aumento de la relación a/c efectiva. Sin embargo, el umbral de porosidad capilar que no produce cambios significativos en la tasa de absorción capilar es mayor (22 a 24%). Esta situación es atribuible a que, los modelos utilizados no tienen en cuenta el efecto de bloqueo de los poros que pueden producir las partículas de filler calcáreo incorporadas.

De esta manera puede concluirse que para obtener un hormigón impermeable con baja tasa de transporte de agua por capilaridad sólo puede lograrse cuando se produce la segmentación de los poros de la matriz cementícea, ya sea por reducción de la relación a/mc o el aumento del grado de hidratación del material cementíceo.

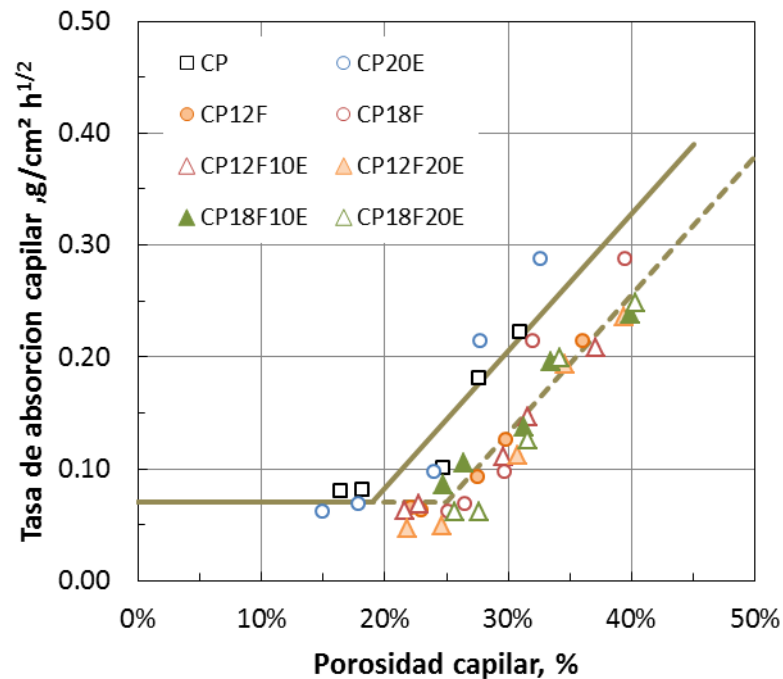


Figura 3. Relación entre la tasa de absorción capilar y la porosidad capilar de la matriz.

4. CONCLUSIONES

De acuerdo a los resultados experimentales y suposiciones realizadas para aplicar los modelos de hidratación existentes, se pueden expresar las siguientes conclusiones:

- La evolución de la hidratación de la matriz cementícea del hormigón determina el desarrollo de la estructura porosa y con ello la resistencia a compresión y tasa de absorción capilar con independencia de la formulación de mezcla de cemento utilizada.
- Para los cementos compuestos binarios se puede controlar y modificar la evolución de la hidratación del cemento con filler calcáreo o del cemento con escoria mediante el cambio de la finura y las proporciones en la mezcla. En general se observa que el filler calcáreo apropiadamente molido contribuye a la hidratación temprana y la escoria a la hidratación tardía. Esta complementación permite el desarrollo de cementos ternarios
- El modelo de Powers y las consideración de Chen & Brouwers para la hidratación de la escoria permiten modelar la relación gel/espacio y la porosidad capilar de la matriz en los cementos ternarios. La relación que existe entre los resultados de los modelos y las propiedades del hormigón determinadas experimentalmente concuerdan razonablemente.

5. REFERENCIAS

- Bentz, D.P.; Irassar, E.F.; Bucher B.; Weiss, W.J. (2009), “*Limestone Fillers Conserve Cement; Part 1: An analysis based on Powers’ model*”, Concrete International, V.31, No. 11, pp. 41-46.
- Bonavetti, V.L.; Rahhal, V.; Irassar, E.F. (2001), “*Studies on the carboaluminate formation in limestone filler blend cements*”, Cement and Concrete Research, V.31, No. 6, pp. 883-859.

- Bonavetti, V.L.; Donza, H.A.; Menéndez, G.; Cabrera, O.A.; Irassar, E.F. (2003) “*Limestone filler cement in low w/c concrete: A rational use of energy*”, Cement and Concrete Research, V.33, No. 6, pp. 865–871.
- Bonavetti, V.L.; Castellano, C. C.; Donza, H.A.; Rahhal, V.F. Irassar, E.F. (2013) “*El modelo de Powers y los límites del contenido de adición de material calcáreo en los cementos portland*”, Concreto y Cemento. Investigación y Desarrollo, V.5, No. 1, pp. 40 -50.
- Boukhatem, B.; Ghrici, M.; Kenai, S.; Tagnit-Hamou, A. (2011), “*Prediction of efficiency factor of ground-granulated blast-furnace slag of concrete using artificial neural network*”; ACI Materials Journal, V.108, No. 1, pp. 55-63.
- Brouwers, H.J.H. (2004) “*The work of Powers and Brownyard revisited: Part 1*”; Cement and Concrete Research V.34, No. 9, pp. 1697–1716, (en español Cemento-Hormigón 2007 N° 904 pp 4-28)
- Brouwers, H.J.H. (2005), “*The work of Powers and Brownyard revisited: Part 2*”, Cement and Concrete Research, V.35, No. 10, pp. 1922 – 1936.
- Carrasco, M.F.; Bonavetti, V.L.; Irassar, E.F. (2003) “*Contracción por secado de Hormigones elaborados con cementos binarios y ternarios*”, in: Proc. 15a Reunión Técnica de la AATH, Santa Fe, Argentina T-26 - CDROM, 8p.
- Carrasco, M.F.; Menéndez, G, Bonavetti, V.L.; Irassar, E.F. (2005) “*Strength Optimization of Tailor Made Cements with Limestone Filler and Granulated Blast Furnace Slag*”, Cement and Concrete Research, V.35, No. 7, pp. 1324-1331.
- CEMBUREA, Domestic deliveries by cement type CEMBUREAU 2000 – 2010
- Chen, W.; Brouwers, H.J.H. (2007a); “*The hydration of slag, part 1: reaction models for alkali-activated slag*”, Journal of Materials Science V.42, No. 2, pp. 428–443.
- Chen, W.; Brouwers, H.J.H. (2007b), “*The hydration of slag, part 2: reaction models for blended cement*”, Journal of Materials Science, V.42, No. 2, pp. 444–464.
- Cyr, M.; Lawrence, P.; Ringot, E. (2006), “*Efficiency of mineral admixtures in mortars: Quantification of the physical and chemical effects of fine admixtures in relation with compressive strength*”, Cement and Concrete Research, V.36, No. 2, pp. 264–277.
- Cyr, M.; Lawrence, P.; Ringot, E.; Carles-Gibergues, A. (2000), “*Variation des facteurs d’efficacité caractérisant les additions minérales*” Materials and Structures, V.33, No. 7, pp. 466-472.
- Escalante-Garcia, J.I. “*Nonevaporable water from neat OPC and replacement materials in composite cements hydrated at different temperatures*”, Cement and Concrete Research, V.33, No. 11, pp 1883-1888.
- Menéndez, G.; Bonavetti, V.L.; Irassar, E.F. (2002), “*Absorción Capilar en Hormigones con cementos compuestos*”, Hormigón, No. 38, pp. 25-34.
- Menéndez, G.; Bonavetti, V.L.; Irassar, E.F. (2003) “*Strength development of ternary blended cement containing limestone filler and blast-furnace slag*”, Cement and Concrete Composites, V.25, No. 1, pp. 57-63.
- Menéndez, G.; Bonavetti, V.L.; Irassar, E.F. (2006), “*Hormigones con cementos compuestos ternarios. Parte I: estado fresco y resistencia mecánica*”, Materiales de Construcción V.56, No. 284, pp. 55-67.
- Menéndez, G.; Bonavetti, V.L.; Irassar, E.F. (2007), “*Hormigones con cementos compuestos ternarios. Parte II: Mecanismos de transporte*”, Materiales de Construcción, V.57, No. 285, pp. 31-43.

- Powers, T.C.; Brownyard, T.L. (1948), “*Studies of the physical properties of hardened Portland cement paste*”, in Bulletin 22, Research Laboratory of Portland Cement Association, Skokie, IL, U.S.
- Powers, T.C. (1949) “*The non evaporable water content of hardened portland cement paste*”. ASTM Bulletin, No. 158, pp. 68-75.
- Soroka, I (1979), “*Portland Cement Paste and Concrete*”, Macmillan Press, 338 p.
- Winslow, D. N.; Cohen, M. D.; Bentz, D. P; Snyder, K.A.; Garboczi, E. J. (1994) “*Percolation and pore structure in mortars and concrete*”, Cement and Concrete Research, V.24, No. 1, pp. 25-37.
- Sersale, K. (1992), “*Advances in portland and blended cement*”, Proc. of the 9th International Congress of the Chemistry of Cement. New Delhi, India, I pp. 277 – 279.