

ADVERTIMENT. La consulta d'aquesta tesi queda condicionada a l'acceptació de les següents condicions d'ús: La difusió d'aquesta tesi per mitjà del servei TDX (www.tesisenxarxa.net) ha estat autoritzada pels titulars dels drets de propietat intel·lectual únicament per a usos privats emmarcats en activitats d'investigació i docència. No s'autoritza la seva reproducció amb finalitats de lucre ni la seva difusió i posada a disposició des d'un lloc aliè al servei TDX. No s'autoritza la presentació del seu contingut en una finestra o marc aliè a TDX (framing). Aquesta reserva de drets afecta tant al resum de presentació de la tesi com als seus continguts. En la utilització o cita de parts de la tesi és obligat indicar el nom de la persona autora.

ADVERTENCIA. La consulta de esta tesis queda condicionada a la aceptación de las siguientes condiciones de uso: La difusión de esta tesis por medio del servicio TDR (www.tesisenred.net) ha sido autorizada por los titulares de los derechos de propiedad intelectual únicamente para usos privados enmarcados en actividades de investigación y docencia. No se autoriza su reproducción con finalidades de lucro ni su difusión y puesta a disposición desde un sitio ajeno al servicio TDR. No se autoriza la presentación de su contenido en una ventana o marco ajeno a TDR (framing). Esta reserva de derechos afecta tanto al resumen de presentación de la tesis como a sus contenidos. En la utilización o cita de partes de la tesis es obligado indicar el nombre de la persona autora.

WARNING. On having consulted this thesis you're accepting the following use conditions: Spreading this thesis by the TDX (www.tesisenxarxa.net) service has been authorized by the titular of the intellectual property rights only for private uses placed in investigation and teaching activities. Reproduction with lucrative aims is not authorized neither its spreading and availability from a site foreign to the TDX service. Introducing its content in a window or frame foreign to the TDX service is not authorized (framing). This rights affect to the presentation summary of the thesis as well as to its contents. In the using or citation of parts of the thesis it's obliged to indicate the name of the author

El rol físico del agua en mezclas de cemento Portland

tesis doctoral realizada por:

Nayara Soares Klein

dirigida por:

Antonio Aguado de Cea

Berenice M. Toralles Carbonari

Barcelona, octubre de 2012

Universitat Politècnica de Catalunya
Departament d'Enginyeria de la Construcció

TESIS DOCTORAL

... diviser chacune des difficultés que j'examinerais en autant de parcelles qu'il se pourrait, et qu'il serait requis pour les mieux résoudre...

...conduire par ordre mes pensées, en commençant par les objets les plus simples et les plus aisés à connaître, pour remonter peu à peu, comme par degrés, jusques à la connaissance des plus composés...

... dividir cada una de las dificultades que debo examinar en tantas partes como sea posible y necesario para resolverlas mejor...

... llevar mis pensamientos en orden, empezando por los objetos más simples y más fáciles de conocer, para avanzar poco a poco, gradualmente, hasta el conocimiento de los más complejos...

René Descartes, Discours de la méthode, 1637

AGRADECIMIENTOS – ACKNOWLEDGEMENTS – AGRADecIMENTOS

Es casi imposible expresar en palabras el sentimiento de gratitud que tengo con aquellos que me han ayudado con el apoyo intelectual, emocional y espiritual necesarios para concretizar ésta Tesis Doctoral, que por tantas veces parecía sólo un sueño distante. ¡Llegué a dudar! Pero de vosotros he cogido fuerzas, así que por el cariño que tengo con cada uno voy expresar mis agradecimientos en Español, *Inglés* y *Portugués*.

Mi primer agradecimiento va dirigido a mis tutores, Antonio y Berenice, que comparten la habilidad de enseñar y motivar.

A Antonio, le agradezco por recibirme en Barcelona y en su grupo de investigación, con todo el apoyo académico y económico. Jamás olvidaré los innúmeros cuestionamientos y discusiones, sin conformarse con respuestas que no se basen enteramente en lo lógico y exigiendo, siempre, la comprensión de todo el proceso. ¡Ser científico, sin olvidar que somos ingenieros! Y ¡ser ingenieros que basan sus decisiones en el conocimiento científico! Tú y yo ya sabemos que a mí me ha costado entenderlo, pero lo lograste y seguiré “tirando millas” en ésta dirección. ¡Muchas gracias, Antonio!

A Berenice le doy las gracias por abrirme las puertas a las posibilidades. Por la confianza y la orientación de seguir en el mundo de la investigación, así como por literalmente “poner las manos en la masa” a mi lado, en las muchas horas de laboratorio. Tú presencia hizo la tarea más fácil, no sólo por la experiencia y el conocimiento técnico que agregaste al trabajo, sino que también por las charlas y las rizas compartidas. Asimismo, tuviste la paciencia y la sensibilidad de orientarme ofreciendo la motivación necesaria en los momentos de mayor desánimo, que he podido vencer en gran parte por tu ayuda. Muito obrigada, Bere!

En lo que concierne al desarrollo de los trabajos, me gustaría agradecer enormemente a todo el equipo del laboratorio de PROMSA por el apoyo técnico de altísimo nivel, eficiente y organizado. En especial, a Maria Elias por la ayuda en concederme las informaciones necesarias referentes a cada material y dosificación. Le agradezco a la empresa también por el soporte técnico y económico en el ámbito del proyecto C-07290 Desarrollo de un hormigón para rehabilitación estructural. Por último, me gustaría dar las gracias y expresar mi admiración por el Ingeniero Domènec Masó, que ha sido un gran conocedor del hormigón y que me ha sorprendido muchas veces con su increíble capacidad de dosificar.

Agradezco a iMat – Centre Tecnologic de la Construccio en el ámbito del proyecto C-07449 Disseny tecnològic, experimental i numèric de formigons de molt altes prestacions, así como a todos del equipo de Escofet que se han dedicado al desarrollo de los trabajos experimentales referentes al mismo proyecto. En especial, mi gratitud a Gerard Faneca y Roser Valls, con quién he compartido las primeras experiencias en la experimentación del hormigón en suelo Español.

Al equipo del Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló agradezco por el apoyo experimental, sin el cual los trabajos realizados no hubieran sido posibles. Mi agradecimiento especial a Tomas Garcia, que ayuda y organiza rápidamente las innúmeras actividades; así como a Camilo Bernad y Robert Mc-Aloon.

Les agradezco a Sérgio Henrique Cavalaro por el apoyo científico durante todo el período de doctorado, la paciencia y el tiempo dedicado; y Albert de La Fuente, que me ha guiado en el entendimiento del comportamiento estructural de éste elemento tan querido por mí, la bóveda catalana. Asimismo, mi gratitud a Luís Agulló, con quien he tenido la felicidad de compartir y aprender día a día.

A mis amigos: Ana Blanco, André Campos, Sérgio Cavalaro, Rolando Chacon, Albert de La Fuente, Betty de Los Ríos, Isaac Galobardes, Júlia Gomez, Martha Alejandra Gonzales, Sandra Manso, Francisco Mena, Izelman Oliveira, Edison Osorio, Ana Carolina Parapinski, Francesc Pardo, Luca Pela, Ricardo Pieralisi, Pablo Pujadas, Luis Segura, Ignacio Segura, Juliana Véras, Noé Villegas y Bernat Viñolas. Hemos compartido la vida de PhD, lo bueno y lo malo, las conquistas advenidas de cada reunión con los tutores, las preocupaciones, el stress, las charlas en las comidas a cada día... ¡Ha sido inolvidable! Y si lo soporté las dificultades ha sido en parte por la fuerza que vino de vuestra presencia. ¡Muchas gracias!

Tampoco me olvidaré jamás de los momentos en el Pisuerga 2, y les doy las gracias con todo el cariño de mi corazón a Claudia, Ju y Sérgio. A Íngrid y Ariel, les agradezco por la convivencia en la recta final y por la idea de que “¡hay que remontar!”.

I would like to express my gratitude to the Soil Physics Group of the Institute of Soil Sciences of the Leibniz Universität Hannover, in the person of the Prof. Dr. Jörg Bachmann, for all the support during my research stay period in Hannover. I acknowledge AGAUR for the financial support that made it possible this research stay and the friends: Christina Ganz, Marc Göbel, Magda Hassan, Gunnar Hoefer, Axel Lamparter, Agnieszka Reszkowska, Stephan Sass, Martin Volkmann and Susanne Woche.

E logo tenho a minha família, a quem devo tudo! Quero agradecer a meus pais, Maria Cândida e João Carlos, que me deram o amor incondicional, a coragem e o equilíbrio; a meu irmão Jackson, com quem comparto a cumplicidade inexplicável e esse amor imenso... Agradeço também a Cecília, a Melissa e a nosso/a futuro/a baguncinha, que alegam minha vida e me fazem sorrir! Vocês me fazem tão bem!

A Cristina Soares Rorato e à comunidade brasileira da Luther Tyndale em Londres e em Cheltenham; verdadeiros e queridos amigos que, ainda que distantes, apoiaram a minha caminhada. Obrigada!

“Tudo neste mundo tem o seu tempo; cada coisa tem a sua ocasião.” Ec 3:1

Obrigada, meu Pai, por mais uma conquista!

E MUITO OBRIGADA A TODOS VOCÊS!

Nayara Soares Klein

El rol físico del agua en mezclas de cemento Portland

Nayara Soares KLEIN

Departamento de Ingeniería de la Construcción - ETSECCPB

Universitat Politècnica de Catalunya - Barcelona Tech

RESUMEN

El agua es uno de los componentes fundamentales del hormigón, no sólo por ser necesaria a la hidratación del cemento Portland, sino que también por las diferentes funciones físicas que desarrolla, las cuales están asociadas a las principales fases de la vida del hormigón: estado fresco, estado endurecido y vida útil de la estructura.

El objetivo de la presente Tesis Doctoral es realizar un estudio detallado de las funciones físicas del agua en las mezclas de cemento Portland: la absorción de esta por los áridos, el mojado y la fluidificación de los conjuntos granulares que componen las pastas de cemento. Dicho estudio se traduce en la modelización matemática de las funciones físicas presentadas, en el sentido de dar una respuesta numérica que facilite el diseño de mezclas, acotando el volumen de agua necesario al desarrollo de las funciones especificadas, siendo éste el volumen de agua total necesario a la producción. Asimismo, el cálculo del referido volumen debe tener en cuenta los condicionantes de producción, puesta en obra, así como los requerimientos técnicos del material que se va diseñar.

A través de la modelización de las funciones físicas del agua consideradas, se ha desarrollado un método de cálculo para acotar el volumen de agua total necesario a la producción de hormigones. Se ha utilizado el método desarrollado para el cálculo del volumen de agua de tres hormigones especiales distintos: hormigón ligero autocompactante con fibras, hormigón de ultra-alta resistencia reforzado con fibras de acero y hormigón con áridos reciclados. Asimismo, se ha calculado el volumen de agua para dos hormigones convencionales, de resistencias a compresión 25 y 30 MPa. Se han contrastado los resultados obtenidos por el uso del método desarrollado con los resultados experimentales de cada hormigón, ya que el cálculo se hizo con base en conjuntos granulares de mezclas reales, producidas en laboratorio y/o industrialmente. Por último, se ha utilizado el modelo desarrollado para la cuantificación del volumen de pasta necesario a la producción de un hormigón poroso.

Los resultados demuestran que los modelos matemáticos utilizados para describir los fenómenos físicos de absorción, mojado y fluidificación se adecuan bien a la reproducción experimental de dichos fenómenos, en que correcciones son necesarias en algunas situaciones, debido a la adopción de condiciones de contorno ideales en la modelización, que facilitan los cálculos. De cualquier modo, los errores se corrigen a través de coeficientes de ajuste. Así, el método de cálculo desarrollado para acotar el volumen de agua se ha demostrado eficiente en el diseño de diferentes tipos de hormigones convencionales y especiales, pudiendo ser utilizado en el desarrollo de nuevos materiales.

Palabras clave: absorción de agua; compacidad; mojado; fluidificación; dosificación

The physical role of water in Portland cement mixtures

Nayara Soares KLEIN

Department of Construction Engineering - ETSECCPB

Polytechnic University of Catalonia - Barcelona Tech

ABSTRACT

Water is one of the fundamental components of concrete, not only for its role on the hydration of Portland cement, but also because of the physical functions it develops, which are associated with the main phases of concrete life: fresh state, hardened state and the useful life of the structures.

The objective of this PhD Thesis is to study in detail the physical role of water in Portland cement mixtures: the aggregate absorption, the wetting and the fluidization of the granular skeletons that compose the cement pastes. The study covers the mathematical modelling of the mentioned physical functions in a way that it is possible to calculate the volume of water necessary to perform such functions, facilitating the mix-design process. The calculated volume is considered to be the total volume of water needed for production. Moreover, the calculation must take into account the conditions and constraints associated with the production and casting, as well as the technical requirements of the material to be designed.

The modelling of the water physical functions allowed the development of a calculation method to quantify the approximate volume of water needed for concrete production. The developed method was used to calculate the volume of water of three different special concretes: a lightweight self-compacting concrete reinforced with fibres, an ultra-high performance concrete reinforced with steel fibres and a concrete with recycled aggregates. What is more, the volume of water for two conventional concretes, with compressive strengths of 25 and 30 MPa, was calculated. Since the calculation was based on granular skeletons for real mixtures, produced in laboratory or/and industrially, the results obtained through the use of the developed method were compared to the experimental results of each concrete. At last, the method was used to quantify the volume of paste necessary for the production of a porous concrete.

The results show that the mathematical models used to describe the physical phenomena of absorption, wetting and fluidization fit well to the experimental reproduction of these phenomena. Corrections are needed in some situations due to the ideal boundary conditions adopted during modelling, which facilitate calculation. Anyhow, the errors are corrected through the use of adjusting coefficients. Therefore, the calculation method developed has proven itself effective and applicable in the mix-design of different types of conventional and special concretes, showing the potential to be used for the development of new materials.

Keywords: water absorption; compactness; wetting; fluidization; mix-design

ÍNDICE

1. Introducción.....	1
1.1. ANTECEDENTES	1
1.2. OBJETIVOS.....	4
1.2.1. Objetivo general.....	4
1.2.2. Objetivos específicos	4
1.3. RAZÓN DE SER.....	5
1.4. METODOLOGÍA.....	5
1.5. CONTENIDO DEL DOCUMENTO.....	6
2. Estado del conocimiento.....	9
2.1. INTRODUCCIÓN	9
2.2. LA FUNCIÓN DEL AGUA.....	10
2.3. LA DOSIFICACIÓN DEL AGUA A LO LARGO DEL TIEMPO	14
2.4. EL PAPEL FÍSICO DEL AGUA	18
2.4.1. La absorción de agua por los áridos	18
2.4.2. El mojado de los materiales granulares	20
2.4.3. El relleno de los huecos en el conjunto granular	24
2.4.4. El exceso de agua.....	27
3. Absorción de agua por los áridos en función del tiempo	35
3.1. INTRODUCCIÓN	35
3.2. PROBLEMAS ASOCIADOS A LA DETERMINACIÓN DE A_p	36
3.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	37
3.3.1. Objetivos	37
3.3.2. Materiales	38
3.3.3. Método	38
3.4. RESULTADOS DE A_p	39
3.5. MODELO DE AJUSTE	40
3.6. VERIFICACIÓN DEL MODELO CON DATOS DE LA LITERATURA.....	44
3.6.1. Áridos convencionales.....	44
3.6.2. Áridos ligeros.....	46
3.7. CONCLUSIONES DEL ESTUDIO.....	50

4. El agua de mojado: modelo geométrico espacial.....	53
4.1. INTRODUCCIÓN	53
4.2. HIPÓTESIS DE PARTIDA	54
4.3. EL AGUA DE MOJADO EN UN CONJUNTO GRANULAR COMPACTO	55
4.4. LA INFLUENCIA DE LA COMPACIDAD	55
4.4.1. Esquema básico.....	55
4.4.2. Volumen base (V_B).....	58
4.4.3. Compacidad (C).....	65
4.4.4. Volumen de poros efectivos (V_p).....	68
4.4.5. Resultados del estudio.....	78
4.5. RADIO EQUIVALENTE DEL CONJUNTO GRANULAR	87
4.6. CONCLUSIONES DEL ESTUDIO.....	88
5. Verificación del modelo: campañas experimentales	91
5.1. INTRODUCCIÓN	91
5.2. EVALUACIÓN DE LA MOJABILIDAD DE LOS MATERIALES GRANULARES	92
5.2.1. Programa experimental	92
5.2.2. Resultados y discusión.....	100
5.2.3. Conclusiones del estudio	109
5.3. EVALUACIÓN DEL ESPESOR DE AGUA DE MOJADO.....	110
5.3.1. Programa experimental	110
5.3.2. Resultados y discusión.....	115
5.3.3. Conclusiones del estudio	123
6. La distancia entre granos y la fluidez de la mezcla.....	125
6.1. INTRODUCCIÓN	125
6.2. EL ESPESOR DE LA CAPA DE AGUA DE FLUIDIFICACIÓN	126
6.2.1. Volumen de agua para rellenar los poros efectivos.....	126
6.2.2. Volumen del exceso de agua.....	129
6.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	134
6.3.1. Materiales	134
6.3.2. Método	135
6.3.3. Resultados y discusión.....	138
6.4. CONCLUSIONES DEL ESTUDIO.....	152
7. Consideraciones de diseño y contrastación práctica	155
7.1. INTRODUCCIÓN	155
7.2. CONSIDERACIONES DE DISEÑO.....	156

7.2.1.	El volumen de agua de absorción	157
7.2.2.	El volumen de agua de mojado	158
7.2.3.	El volumen de agua de fluidificación	159
7.3.	EL CASO DEL HORMIGÓN LIGERO AUTOCOMPACTANTE CON FIBRAS	160
7.3.1.	Aplicación	161
7.3.2.	Dosificación, características y propiedades	162
7.3.3.	Cálculo del volumen de agua	166
7.4.	EL CASO DEL HORMIGÓN DE ULTRA-ALTA RESISTENCIA CON FIBRAS.....	169
7.4.1.	Aplicación	170
7.4.2.	Dosificación, características y propiedades	170
7.4.3.	Cálculo del volumen de agua.....	172
7.5.	EL CASO DEL HORMIGÓN CON ÁRIDOS RECICLADOS	174
7.5.1.	Dosificación, características y propiedades	175
7.5.2.	Cálculo del volumen de agua.....	177
7.6.	CÁLCULO DEL AGUA PARA HORMIGONES CONVENCIONALES.....	179
7.6.1.	Dosificación, características y propiedades	180
7.6.2.	Cálculo del volumen de agua.....	181
7.7.	DOSIFICACIÓN DE UN HORMIGÓN POROSO.....	185
7.7.1.	Prueba experimental	185
7.8.	CONCLUSIONES.....	188
8.	Conclusiones	191
8.1.	INTRODUCCIÓN	191
8.2.	CONCLUSIONES GENERALES.....	192
8.3.	CONCLUSIONES ESPECÍFICAS	193
8.3.1.	La absorción de agua por los áridos	193
8.3.2.	El mojado de las partículas en un conjunto granular.....	194
8.3.3.	El distanciamiento de las partículas y la fluidez de las mezclas.....	196
8.4.	FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	197
	Bibliografía	199
	Anejo 1 Lightweight self-compacting concrete reinforced with fibres for slab rehabilitation	209
	Anejo 2 Evaluation of the wettability of mortar component granular materials through contact angle measurements.....	227

ÍNDICE DE TABLAS

<i>Tabla 2.1 – El agua en la hidratación del cemento Portland (Taylor, 1990)</i>	11
<i>Tabla 2.2 – Propiedades del hormigón y diferentes formas de dosificar el agua</i>	15
<i>Tabla 3.1 – Resultados del coeficiente de absorción de agua</i>	39
<i>Tabla 3.2 – Valores atribuidos al parámetro k</i>	41
<i>Tabla 3.3 – Características y resultados de los áridos convencionales</i>	44
<i>Tabla 3.4 – Características y resultados de los áridos ligeros</i>	47
<i>Tabla 4.1 – Resumen de los movimientos posibles de aplicar a las partículas</i>	61
<i>Tabla 4.2 – Ejemplos de cálculo de la compacidad</i>	67
<i>Tabla 4.3 – Ejemplos de cálculo del espesor equivalente de agua de mojado (límite mínimo)</i>	86
<i>Tabla 5.1 – Dosificación de los morteros producidos</i>	96
<i>Tabla 5.2 – El ángulo de contacto medido a través del SDM</i>	100
<i>Tabla 5.3 – Densidad, resistencia a compresión y pH del mortero endurecido</i>	105
<i>Tabla 5.4 – Parámetros usados en la determinación del ángulo de contacto a través del CRM</i>	107
<i>Tabla 5.5 – El ángulo de contacto entre el agua y el mortero endurecido</i>	108
<i>Tabla 5.6 – Series de estudio</i>	111
<i>Tabla 5.7 – Dosificaciones de las series S_1, S_2 y S_3</i>	112
<i>Tabla 5.8 – Dosificaciones de la serie S_4, S_5 y S_6</i>	113
<i>Tabla 5.9 – Orden de vertido de los materiales, tiempo y velocidad de amasado</i>	114
<i>Tabla 5.10 – Relación de vacíos mínima y concentración de sólidos máxima</i>	118
<i>Tabla 5.11 – Cálculo del espesor de agua de mojado experimental ($e_{Moj\ Exp}$)</i>	118
<i>Tabla 5.12 – Cálculo del espesor equivalente de agua de mojado ($e_{Eq\ Moj}$) según el modelo</i>	119
<i>Tabla 5.13 – Comparación entre los espesores de agua de mojado</i>	120
<i>Tabla 6.1 – Series de estudio para la determinación del espesor de agua de fluidificación</i>	135
<i>Tabla 6.2 – Dosificaciones de las series S_1, S_2 y S_3</i>	136
<i>Tabla 6.3 – Dosificaciones de las series S_4, S_5 y S_6</i>	137
<i>Tabla 6.4 – Espesores de agua, series S_1, S_2 y S_3</i>	139
<i>Tabla 6.5 – Espesores de agua, series S_4, S_5 y S_6</i>	140
<i>Tabla 6.6 – Valores atribuidos a los parámetros S y p</i>	145
<i>Tabla 7.1 – Dosificación del HLACF ajustada experimentalmente</i>	163
<i>Tabla 7.2 – Caracterización del HLACF en el estado fresco</i>	163

<i>Tabla 7.3 – V_{Abs} y V_{Moj} para el HLACF</i>	166
<i>Tabla 7.4 – V_{Fluid} para el HLACF</i>	167
<i>Tabla 7.5 – $V_{Agua\ total}$ para el HLACF</i>	169
<i>Tabla 7.6 – Dosificación del UHPC ajustada experimentalmente</i>	171
<i>Tabla 7.7 – V_{Abs} y V_{Moj} para el UHPC</i>	172
<i>Tabla 7.8 – V_{Fluid} para el UHPC</i>	173
<i>Tabla 7.9 – $V_{Agua\ total}$ para el UHPC</i>	174
<i>Tabla 7.10 – Dosificación experimental del hormigón con áridos reciclados</i>	175
<i>Tabla 7.11 – Propiedades de los áridos reciclados</i>	176
<i>Tabla 7.12 – V_{Abs} y V_{Moj} para el hormigón con áridos reciclados</i>	177
<i>Tabla 7.13 – V_{Fluid} para el hormigón con áridos reciclados</i>	178
<i>Tabla 7.14 – $V_{Agua\ total}$ para el hormigón con áridos reciclados</i>	179
<i>Tabla 7.15 – Dosificación industrial de los hormigones convencionales</i>	180
<i>Tabla 7.16 – V_{Abs} y V_{Moj} para los hormigones convencionales</i>	181
<i>Tabla 7.17 – V_{Fluid} para los hormigones convencionales</i>	183
<i>Tabla 7.18 – $V_{Agua\ total}$ para los hormigones convencionales</i>	183
<i>Tabla 7.19 – Dosificación del mortero poroso</i>	187
<i>Tabla 7.20 – Orden de amasado del mortero poroso</i>	188

ÍNDICE DE FIGURAS

<i>Figura 1.1 – Cronología de la historia del hormigón y de los materiales conglomerantes</i>	2
<i>Figura 2.1 - Propiedades involucradas en las principales fases de la vida del hormigón</i>	10
<i>Figura 2.2 – Microestructura del hormigón (Aïtcin, 2003)</i>	13
<i>Figura 2.3 – Comprobación visual del estado de humedad de la arena</i>	19
<i>Figura 2.4 – Ángulo de contacto entre una superficie sólida y un líquido</i>	20
<i>Figura 2.5 – Representación esquemática del ensayo SDM (Bachmann et al, 2000^a)</i>	22
<i>Figura 2.6 – Gota de agua en una superficie granular (Bachmann et al, 2000^b)</i>	22
<i>Figura 2.7 – El comportamiento de u y ϕ respecto a la variación de la relación a/cong</i>	26
<i>Figura 2.8 – La teoría del exceso de agua (Midorokawa et al., 2009)</i>	27
<i>Figura 2.9 – Variación de la constante de Hamaker (Flatt, 2004^a)</i>	31
<i>Figura 2.10 – Relación entre el número de coordinación y el volumen de sólidos</i>	32
<i>Figura 3.1 – Absorción de agua por los áridos</i>	35
<i>Figura 3.2 – Determinación de A_p según la ASTM C 128 (2007)</i>	36
<i>Figura 3.3 – Distribución granulométrica de los áridos</i>	38
<i>Figura 3.4 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo para los áridos estudiados</i>	42
<i>Figura 3.5 – Curvas de ajuste normalizadas para los áridos estudiados</i>	43
<i>Figura 3.6 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Ortiz, 2005; Alhozaimy, 2009)</i>	45
<i>Figura 3.7 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Ke et al, 2009)</i>	48
<i>Figura 3.8 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Castro et al, 2011)</i>	49
<i>Figura 3.9 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Liu et al, 2011)</i>	50
<i>Figura 4.1 – Adición progresiva de agua en un sistema granular compacto</i>	54
<i>Figura 4.2 – Condición de mojado completo de la superficie sólida</i>	55
<i>Figura 4.3 – Repetición periódica de los granos en el conjunto (a); y (b) el volumen base</i>	56
<i>Figura 4.4 – Las tres fases en el interior del volumen base: los granos, el agua y el aire</i>	56
<i>Figura 4.5 – Organización de las partículas en los conjuntos granulares</i>	58
<i>Figura 4.6 –Desplazamiento de las partículas de la base en los ejes x e y</i>	59
<i>Figura 4.7 –Desplazamiento de las partículas superiores en el eje y</i>	60
<i>Figura 4.8 –Reducción del rango de desplazamiento de las partículas superiores</i>	60
<i>Figura 4.9 – Variación en la forma de la base del sólido que representa V_B</i>	62
<i>Figura 4.10 – La altura (H) del sólido que representa V_B</i>	63

Figura 4.11 – Vista superior del sólido que representa V_B	63
Figura 4.12 – Compacidad de los conjuntos granulares.....	66
Figura 4.13 – Disposición de los poros en el interior de V_B , base cuadrada.....	68
Figura 4.14 – Disposición de los poros en el interior de V_B , base rómbica y $H = 2R$	69
Figura 4.15 – Disposición de los poros en el interior de V_B , base rómbica y $H < 2R$	70
Figura 4.16 – Las posibles formas de la base del sólido que representa V_B y la distancia l_{PV}	71
Figura 4.17 – Proyección en la base del centro del poro.....	71
Figura 4.18 – La distancia l_{PH}	72
Figura 4.19 – El radio del poro respecto a los granos inferiores y superiores.....	73
Figura 4.20 – Distancia entre los centros de los poros, l_{EPH} y l_{EPE}	75
Figura 4.21 – Distancia entre el centro de los poros, $l_{EP(C)}$	76
Figura 4.22 – El volumen de poros superpuestos.....	77
Figura 4.23 – Variación de V_B , V_S , V_V y V_P en función de la compacidad del conjunto.....	79
Figura 4.24 – Espesor equivalente de agua de mojado, casos en que la base de V_B es cuadrada.....	80
Figura 4.25 – Diferentes espesores de agua resultantes de la misma compacidad.....	81
Figura 4.26 – Pequeño (a) y (b), y grande desplazamientos (c) y (d) de las partículas.....	82
Figura 4.27 – Espesor equivalente de mojado, base de V_B es rómbica ($l_{xB} = 0,1$ hasta $0,7R$).....	83
Figura 4.28 – Espesor equivalente de mojado, base de V_B es rómbica ($l_{xB} = 0,9$ y $1R$).....	84
Figura 4.29 – Límites mínimos del espesor equivalente de agua de mojado.....	85
Figura 4.30 – El volumen de vacíos, de agua de mojado y de poros efectivos.....	87
Figura 5.1 - Distribución granulométrica de los materiales granulares.....	93
Figura 5.2 – Reacción del DCDMS con el agua y enlace a la superficie de la arena.....	94
Figura 5.3 – Representación esquemática del ensayo SDM.....	94
Figura 5.4 – Láminas de vidrio antes del ensayo SDM.....	95
Figura 5.5 – Equipamiento utilizado y la configuración del ensayo SDM.....	95
Figura 5.6 – Materiales y equipo utilizados en el ensayo del límite líquido de Atterberg.....	97
Figura 5.7 – Posicionamiento del mortero en el equipo (a) y ranura en la muestra (b).....	97
Figura 5.8 – El ensayo SDM con probetas de mortero.....	98
Figura 5.9 – El ensayo CRM con probetas de mortero.....	99
Figura 5.10 – El desarrollo del ángulo de contacto del Cemento A con el tiempo.....	101
Figura 5.11 – Variación de θ^{SDM} entre la arena tratada y el agua en el intervalo de 60 s.....	102
Figura 5.12 – Imagen ESEM de la arena silíceo 0-1 mm recubierta con el DCDMS.....	103
Figura 5.13 – Resultados del ensayo del límite líquido de Atterberg.....	104
Figura 5.14 – Resultados del ensayo CRM, cuando el agua es el líquido de mojado.....	105

Figura 5.15 – Resultados del ensayo CRM; cuando el n-hexano es el líquido de mojado.....	106
Figura 5.16 – Relación de vacíos mínima y concentración de sólidos máxima: S_1 , S_2 y S_3	115
Figura 5.17 – Relación de vacíos mínima y concentración de sólidos máxima: S_2 , S_4 , S_5 y S_6	116
Figura 5.18 – Coeficiente de ajuste del espesor equivalente de agua de mojado.....	121
Figura 5.19 – $e_{Moj\ Exp}$ respecto a las curvas sugeridas por el modelo	122
Figura 6.1 – Volumen de agua necesario a la fluidez de la mezcla.....	126
Figura 6.2 – Volumen de las adiciones minerales que colabora a la fluidez.....	127
Figura 6.3 – Relación: (a) V_p/V_s , que representa V_{Ad}/V_{CEM} ; y (b) r_p/R , que representa R_{Ad}/R_{CEM}	128
Figura 6.4 – Fuerza resultante entre las partículas que componen las mezclas.....	131
Figura 6.5 – Variación de la tensión umbral según: (a) ecuación [6.7] y (b) ecuación [6.8]	132
Figura 6.6 – Contrastación con otros modelos de la literatura	134
Figura 6.7 – Viscosímetro cilíndrico coaxial (ConTec, 2000)	138
Figura 6.8 – Tensión umbral versus e_{Agua} para las series S_1 , S_2 y S_3	142
Figura 6.9 – Tensión umbral versus e_{Agua} para las series S_4 , S_5 y S_6	143
Figura 6.10 – Tensión umbral versus e_{Fluid}	144
Figura 6.11 – Ajuste de la ecuación [6.11] a los resultados de la series S_1 , S_2 y S_3	146
Figura 6.12 – Ajuste de la ecuación [6.11] a los resultados de la series S_4 , S_5 y S_6	147
Figura 6.13 – Variación de los parámetros: (a) S y (b) p	148
Figura 6.14 – Contrastación experimental del modelo propuesto, series S_1 , S_2 y S_3	149
Figura 6.15 – Contrastación experimental del modelo propuesto, series S_4 , S_5 y S_6	151
Figura 6.16 – Coeficientes de ajuste para el espesor de agua de fluidificación.....	152
Figura 7.1 – El rol físico del agua en la mezcla.....	156
Figura 7.2 – Elección de $A\rho_i$ con base en el tiempo de puesta en obra	157
Figura 7.3 – Cálculo del volumen de agua de mojado.....	158
Figura 7.4 – El volumen base (a) y el volumen de poros efectivos (b).....	159
Figura 7.5 – La bóveda catalana	161
Figura 7.6 – El HLACF para la rehabilitación de forjados	162
Figura 7.7 – Escurrimiento del HLACF producido en laboratorio	164
Figura 7.8 – Escurrimiento del HLACF producido en la planta de hormigón preparado	164
Figura 7.9 – Bombeo del HLACF en la dirección vertical.....	165
Figura 7.10 – Bombeo del HLACF en la dirección horizontal.....	165
Figura 7.11 – Curva de absorción de agua de los áridos ligeros en función del tiempo.....	167
Figura 7.12 – Relación entre la viscosidad y la tensión umbral (Wallevik y Wallevik, 2011)	168
Figura 7.13 – El UHPC para la producción de paneles prefabricados	170

<i>Figura 7.14 – Esgurrimiento del UHPC producido.....</i>	<i>171</i>
<i>Figura 7.15 – Variación de $V_{\text{Agua total}}$ para el UHPC.....</i>	<i>174</i>
<i>Figura 7.16 – Áridos reciclados.....</i>	<i>175</i>
<i>Figura 7.17 – Distribución granulométrica del cemento.....</i>	<i>176</i>
<i>Figura 7.18 – Ensayo de esgurrimiento del hormigón autocompactante con áridos reciclados.....</i>	<i>177</i>
<i>Figura 7.19 – Variación de $V_{\text{Agua total}}$ para el hormigón con áridos reciclados.....</i>	<i>179</i>
<i>Figura 7.20 – Curva de absorción de agua de los áridos calizos en función del tiempo.....</i>	<i>182</i>
<i>Figura 7.21 – Variación de $V_{\text{Agua total}}$ para los hormigones convencionales.....</i>	<i>184</i>
<i>Figura 7.22 – Distribución granulométrica de la arena silíceo 2-4 mm.....</i>	<i>186</i>
<i>Figura 7.23 – Probeta prismática de mortero poroso (a) y corte de la probeta (b).....</i>	<i>188</i>

NOTACIÓN

Símbolo	Descripción	Unidad
A_B	Área de la base del sólido que representa V_B	[m ²]
a/c	relación agua/cemento	[-]
$a/cong$	relación agua/conglomerante	[-]
$A_{(dP)}$	Constante de Hamaker	[J]
A_{Sup}	Área superficial de los granos	[m ²]
A_p	Coefficiente de absorción de agua	[%]
A_{p_t}	Coefficiente de absorción de agua en el tiempo t, entre 0 y 24 horas	[%]
C	Compacidad del conjunto granular	[-]
C_N	Número de coordinación	[-]
C_{S_i}	Contenido de sólidos del tipo i	[kg/m ³]
d_B	Diagonal menor del cuadrilátero de la base de V_B	[m]
d_p	Distancia de separación entre partículas	[m]
D_B	Diagonal mayor del cuadrilátero de la base de V_B	[m]
e_{Agua}	Espesor de agua	[m]
$e_{D(min)}$	Espesor mínimo de agua que actúa distanciando las partículas	[m]
$e_{Eq Moj}$	Espesor equivalente de agua de mojado	[m]
$e_{Eq Pasta}$	Espesor equivalente de pasta	[m]
e_{Fluid}	Espesor de agua de fluidificación	[m]
$e_{Fluid(P)}$	Espesor de agua de fluidificación referente al relleno de los poros efectivos	[m]
$e_{Moj Exp}$	Espesor de agua de mojado determinado experimentalmente	[m]
f_c	Resistencia a compresión del hormigón	[MPa]
F_{EL}	Fuerza de repulsión electrostática	[N]
F_{VDW}	Fuerza de atracción de van der Waals	[N]
F_R	Fuerza resultante	[N]
h	Altura del centro del poro esférico respecto a la base de V_B	[m]
h_B	Altura del cuadrilátero de la base del sólido que representa V_B	[m]
H	Altura del sólido que representa V_B	[m]

Símbolo	Descripción	Unidad
k	Parámetro de ajuste del modelo de predicción de la absorción	[-]
k^{-1}	Espesor de la doble capa	[m]
K_{Moj}	Coefficiente de ajuste para el espesor equivalente de agua de mojado	[-]
K_{Fluid}	Coefficiente de ajuste para el espesor de agua de fluidificación	[-]
$l_{EP C}$	Distancia entre centros de los poros adyacentes, localizados en el centro de V_B , en la dirección diagonal	[m]
$l_{EP E}$	Distancia entre centros de los poros adyacentes, localizados en los extremos de V_B , en la dirección diagonal	[m]
$l_{EP H}$	Distancia entre centros de los poros adyacentes en la dirección horizontal	[m]
$l_i, (1 \leq i \leq 7)$	Distancias que ayudan en el cálculo de V_P	[m]
l_{PH}	Distancia horizontal entre el centro del poro esférico y la altura del sólido que representa V_B	[m]
l_{PV}	Distancia horizontal entre el centro del poro esférico y el vértice de referencia del polígono de la base de V_B	[m]
l_x	Desplazamiento de las partículas superiores de V_B en el eje x	[m]
l_y	Desplazamiento de las partículas superiores de V_B en el eje y	[m]
l_z	Desplazamiento de las partículas superiores de V_B en el eje z	[m]
l_{xB}	Desplazamiento de las partículas de la base de V_B en el eje x	[m]
l_{yB}	Desplazamiento de las partículas de la base de V_B en el eje y	[m]
$l_{x(Máx)}$	Desplazamiento máximo de las partículas superiores de V_B en el eje x	[m]
m	Pendiente de la recta que se construye a partir de la relación entre P^2 y t , en el ensayo CRM	[-]
M	Masa	[kg]
N_e	Número de poros efectivos esféricos en el interior de V_B	[-]
N_i	Número de partículas de tamaño i	[-]
N_{VB/m^3}	Número de V_B presente en 1 m^3 de material	[-]
p	Parámetro de ajuste del modelo de predicción de la tensión umbral	[-]
P	Peso	[g] [kg]
Q	Parámetro de ajuste del modelo de predicción de la absorción	[-]
r_P	Radio de los poros efectivos esféricos	[m]
R	Radio de las partículas	[m]
R_i	Radio medio del conjunto de sólidos del tipo i	[m]
R_{Eq}	Radio equivalente de los granos	[m]
S	Parámetro de ajuste del modelo de predicción de la tensión umbral	[-]

Símbolo	Descripción	Unidad
SE_i	Superficie específica de los sólidos del tipo i	$[m^2/kg]$
t	Tiempo	$[s] [h]$
u	Relación de vacíos (V_V/V_S)	$[-]$
u_{Agua}	Relación de agua (V_{Agua}/V_S)	$[-]$
$u_{\text{mín}}$	Relación de vacíos mínima	$[-]$
V	Volumen	$[m^3]$
V_{Abs}	Volumen de agua de absorción	$[m^3]$
$V_{\text{Agua total}}$	Volumen total de agua en la mezcla	$[m^3]$
V_B	Volumen base	$[m^3]$
V_{Casquete}	Volumen de los casquetes esféricos que componen el volumen de poros superpuestos	$[m^3]$
$V_{D(\text{mín})}$	Volumen mínimo de agua necesario para distanciar las partículas	$[m^3]$
V_{Fluid}	Volumen de agua de fluidificación	$[m^3]$
V_i	Volumen del material i	$[m^3]$
V_{Moj}	Volumen de agua de mojado	$[m^3]$
V_P	Volumen de poros efectivos	$[m^3]$
$V_{P(\text{total})}$	Volumen total de poros efectivos en $1 m^3$ de material	$[m^3]$
V_{Pasta}	Volumen de pasta	$[m^3]$
V_{PS}	Volumen de poros superpuestos	$[m^3]$
V_S	Volumen de sólidos	$[m^3]$
V_V	Volumen de vacíos	$[m^3]$
α	Ángulo que define el movimiento de las partículas de la base de V_B	$[^\circ]$
β	Ángulo que ayuda en la determinación de l_{EPC}	$[^\circ]$
γ	Peso específico	$[kg/m^3]$
ϵ_0	Permitividad del vacío	$[F/m]$
ϵ_{Aire}	Relación entre el volumen de aire y el volumen total del conjunto	$[-]$
ϵ_R	Permitividad relativa de la fase continua	$[-]$
ζ	Potencial zeta	$[V]$
η	Viscosidad	$[Pa.s]$
θ	Ángulo de contacto en la interface sólido-líquido vapor	$[^\circ]$
ρ	Densidad	$[kg/m^3]$
ρ_i	Densidad del material i	$[kg/m^3]$

Símbolo	Descripción	Unidad
σ_{LV}	Tensión superficial en la interface líquido-vapor	[N/m]
τ_0	Tensión umbral	[Pa]
φ_i	Relación entre el volumen del material i y el volumen total de sólidos	[-]
ϕ	Concentración de sólidos, o fracción volumétrica de sólidos	[-]
$\phi_{\text{máx}}$	Concentración de sólidos máxima	[-]

Abreviación	Descripción
a	Agua
Ad	Adición mineral
AE	Arcilla expandida
AH	Arena hidrófoba
AN	Arena natural
CEM	Cemento
CONG	Conglomerante
CRM	<i>Capillary Rise Method</i>
DCDMS	Diclorodimetilsilano
D_n	Dosificación de número n
ESEM	<i>Environmental Scanning Electron Microscope</i>
EE	Esquisto expandido
h	N-hexano
HAC	Hormigón autocompactante
HLACF	Hormigón ligero autocompactante con fibras
HS	Humo de sílice
O	Origen
PDMS	Polidimetilsiloxano
PE	Pizarra expandida
SDM	<i>Sessile Drop Method</i>
S_n	Serie de número n
SP	Aditivo superplastificante
SSS	Condición saturada superficie seca
UHPC	<i>Ultra high performance concrete</i>

1. INTRODUCCIÓN

1.1. ANTECEDENTES

Los materiales hechos a base de cemento están entre los más abundantes creados por el hombre. Su uso como materiales de construcción se encuentra ampliamente extendido porque permite obtener nuevas soluciones constructivas constantemente. Es decir, la flexibilidad en la aplicación de dichos materiales, especialmente en lo que concierne a los morteros y hormigones, permite innovar tanto en los diseños arquitectónicos y estructurales como en los procesos constructivos.

Desde que las primeras civilizaciones empezaron a construir se ha buscado materiales capaces de enlazar piedras en la formación de una masa sólida. Los egipcios, en el entorno del año 3.000 a. C., ya utilizaron mortero de cal y yeso en la construcción de las Pirámides de Guiza (Romer, 2007). A los romanos, por otra parte, se puede atribuir el uso del hormigón en obras civiles a gran escala. Ejemplos conocidos de ello y de su durabilidad, son el Coliseo y el Panteón, ambos construidos en Roma en los años 80 y 127 d. C., respectivamente, o bien el puente de Alcántara en España, de 104-106 d. C.

Sin embargo, aunque el hormigón ya se utilizaba como material de construcción hace miles de años por las civilizaciones antiguas, la aparición del material en su concepción actual se sitúa a finales del siglo XVIII, con la reconstrucción del Faro de

Edystone en la costa sur de Inglaterra en 1758. Ello dio un gran impulso a las investigaciones respecto a los cementos hasta que en 1824 Joseph Aspadin patentó la fabricación del material, a lo cual denominó cemento Portland (Idorn, 1997). Posteriormente, avances importantes se representan con las patentes de hormigón armado de Monier en la mitad del siglo XIX en Francia.

La figura 1.1 ilustra la evolución del hormigón desde la antigüedad hasta los tiempos modernos, en que se presentan algunos ejemplos de estructuras en hormigón, o en las cuales se han utilizado materiales conglomerantes.



Figura 1.1 – Cronología de la historia del hormigón y de los materiales conglomerantes

El primer edificio en hormigón armado para viviendas en París, en 1901 (Helene y Andrade, 2007), el uso del hormigón preparado, iniciado en 1913 (Anefhop, 2006), así como la patente del hormigón pretensado en 1928 (Helene y Andrade, 2007), y la aparición de los aditivos químicos iniciada en la década de 1940 (Metha y Monteiro, 2006), han abierto puertas a innovaciones en la construcción de las más diversas estructuras, en todo el mundo. Presas en que se consumen cantidades asombrosas de hormigón, superiores a los 12 millones de metros cúbicos (como la Itaipu Binacional inaugurada en 1982 en la frontera entre Brasil y Paraguay), rascacielos que superan los 450 metros de altura (como las Petronas Tower, inauguradas en 1999 en Malasia) y puentes que ultrapasan los límites de las nubes (como el Viaducto del Millau, inaugurado en Francia en 2004) son sólo algunos ejemplos de la revolución facilitada por la modernización en la dosificación del hormigón y su combinación con el acero.

La construcción ha evolucionado enormemente a consecuencia de las constantes innovaciones y aberturas de nuevas posibilidades para la dosificación de los materiales a base de cemento, así como de la combinación de dichos materiales con el acero. Sin embargo, en contraste a los cambios siempre presentes en lo que se refiere a los cementos, los diferentes materiales conglomerantes, adiciones minerales y aditivos químicos, un elemento se mantuvo constante durante todo el proceso de evolución: el agua.

El agua es el componente esencial a cualquier material hecho a base de cemento, y estuvo presente tanto en el mortero de cal y yeso utilizado en la construcción de las Pirámides de Guiza, como en todas las demás obras que siguieron y en que se utilizaron pastas, morteros u hormigones, durante toda la historia. Sin el agua, las reacciones químicas necesarias al endurecimiento de los cementos, así como de los diversos materiales conglomerantes, no puede realizarse y el enlazamiento de rocas, piedras y áridos en la formación de una masa sólida se vuelve imposible.

A pesar de la importancia de las reacciones químicas entre el agua y los materiales conglomerantes y aunque existan registros de estudios realizados en el inicio del siglo XIX sobre la importancia del contenido de agua en la resistencia de los morteros, como es el caso de los estudios de Louis J. Vicat, publicados en 1828 (Coutinho, 1973); estudios más completos, en que se cuantifica el volumen de agua necesario al desarrollo de las reacciones químicas entre el cemento Portland y el agua sólo fueron publicados en mediados del siglo XX por Powers y Brownnyard. Diversos investigadores siguieron estudiando el papel químico del agua en las mezclas de cemento Portland durante todo el siglo XX, y siguen hasta el día de hoy, de modo que actualmente dicho conocimiento está bastante evolucionado.

En los inicios, René Ferét estudió, en 1892, las relaciones existentes entre el volumen de agua y el volumen de vacíos en los morteros, y sus influencias en la resistencia a compresión (Scandiuizzi y Andriolo, 1986), lo que refleja un planteamiento orientado al papel físico del agua en las mezclas.

Otros investigadores que siguieron dicha línea fueron Faury, que en 1944 propuso un método de dosificación que considera el volumen de agua necesario para rellenar los huecos del esqueleto granular; y Vallete, que en 1948 defendió la dosificación del agua según la humedad necesaria para lograr la unión entre partículas y formar una masa homogénea (Arredondo, 1977). A pesar de dichos estudios, y otros más recientes que tienen foco en la compacidad del esqueleto granular, a día de hoy todavía no se tiene un conocimiento teórico consolidado y universalmente aceptado que permita cuantificar el volumen de agua necesario para rellenar los vacíos en las mezclas. Los métodos de dosificación del agua tienen una gran componente empírica en base a experiencias.

En general, la dosificación del agua se suele hacer, actualmente, a través de la relación agua-cemento (a/c) necesaria para alcanzar la resistencia a compresión deseada. A pesar de la eficiencia y facilidad de aplicación de dicha relación a/c, Bentz y Aïtcin

(2008) alertan del desconocimiento de muchos ingenieros sobre su significado físico: la relación a/c está directamente vinculada al espaciamiento entre las partículas de cemento en las pastas. Cuanto menor es la distancia entre partículas, más rápidamente rellenan, los espacios vacíos, los productos de hidratación y, más fuertes son los enlaces entre éstos y, consecuentemente, más resistente es el hormigón.

Además de la influencia del espaciamiento entre partículas sobre la resistencia mecánica, éste influye también en la consistencia de las mezclas. Asimismo, el empaquetamiento del conjunto de partículas determina el volumen de espacios vacíos, de modo que juega un papel fundamental en la demanda de agua. Como puede verse, el agua juega un papel fundamental, tanto en la masa fresca como en el hormigón endurecido, tanto desde el punto de vista resistente como de durabilidad.

1.2. OBJETIVOS

1.2.1. Objetivo general

Teniendo en cuenta lo expuesto con anterioridad, el objetivo de la presente Tesis Doctoral es realizar un estudio detallado de las funciones físicas del agua presente en las mezclas de cemento Portland: la absorción de esta por los áridos, el mojado y la fluidificación de los conjuntos granulares que componen las pastas de cemento.

Dicho estudio se traduce en la modelización de las funciones físicas presentadas, en el sentido de dar una respuesta numérica que facilite el diseño de mezclas, acotando el volumen de agua necesario al desarrollo de las funciones especificadas, siendo éste el volumen de agua total necesario a la producción, habiéndose podido contrastar la adecuación de la propuesta para diversos tipos de hormigones. Para el cálculo del volumen de agua debe tenerse en cuenta los condicionantes de producción y puesta en obra, así como los requerimientos técnicos del material que se va diseñar.

1.2.2. Objetivos específicos

Para alcanzar el objetivo general se proponen los siguientes objetivos específicos:

- Presentar los problemas asociados a la determinación del coeficiente de absorción de agua por los áridos a través de los métodos de ensayos comúnmente utilizados por la comunidad técnico-científica y; analizar la evolución de la absorción de agua por los áridos en función del tiempo a través del coeficiente de absorción, de modo a proponer un modelo matemático capaz de describir dicho comportamiento;
- Verificar la influencia de la compacidad del conjunto granular en el volumen de agua necesario para mojar los granos que componen el sistema y desarrollar un modelo matemático para la cuantificación de dicho volumen de agua;

- Estudiar el fenómeno del mojado de los materiales granulares típicamente utilizados en la producción de pastas, morteros y hormigones bajo la perspectiva físico-química; a través de la determinación del ángulo de contacto formando en la interface sólido-líquido-vapor, cuando dichos materiales están en contacto con el agua;
- Estudiar y cuantificar el volumen de agua necesario a la fluidificación de las mezclas de cemento Portland, la cual es responsable de la dispersión de los granos componentes, por lo que se pretende determinar la distancia entre los mismos, en función de los diversos factores intervinientes.

1.3. RAZÓN DE SER

La importancia del presente estudio se centra en el desarrollo de un método general de dosificación del volumen de agua para diferentes tipos de pastas, morteros u hormigones especiales, permitiendo acotar dicho volumen con base en un planteamiento científico. Ello facilita el trabajo del técnico o ingeniero responsable de la dosificación, ya que su análisis puede apoyarse en principios físicos durante el proceso de cálculo, lo que representa un paso importante en el desarrollo de nuevos materiales.

1.4. METODOLOGÍA

La metodología elegida consiste, por un lado, en la modelización matemática de los fenómenos estudiados: la absorción del agua por los áridos, el mojado y la fluidificación de los conjuntos granulares que componen las pastas de cemento y, por otro lado, en la contrastación experimental, tanto individual como del conjunto del agua.

Respecto a la modelización, las actuaciones radican en formulaciones matemáticas (algunas veces acompañadas de representaciones gráficas), a través de las cuales se posibilita acotar el volumen de agua necesario al cumplimiento de las funciones físicas especificadas; partiendo de datos iniciales que resumen las características y propiedades de los conjuntos granulares estudiados, así como los requisitos técnicos del material final.

En lo que concierne a la contrastación experimental, se han realizado actuaciones tanto a nivel individual de las distintas partes de agua consideradas (absorción, mojado y fluidificación), como a nivel conjunto para diversos tipos de hormigones, con diferencias significativas entre ellos (hormigón ligero autocompactante con fibras, hormigón de ultra-alta resistencia con fibras, hormigón con áridos reciclados, hormigón poroso y hormigones convencionales), para remarcar el carácter general de la propuesta metodológica realizada.

1.5. CONTENIDO DEL DOCUMENTO

La tesis está estructurada en ocho capítulos. El capítulo actual, **Capítulo 1**, corresponde a esta introducción, donde se presenta el tema, los objetivos y las acciones articuladas para alcanzar los objetivos propuestos (metodología).

En el **Capítulo 2** se presenta una revisión de la literatura sobre el papel del agua en las mezclas de cemento Portland, donde se resaltan las funciones química (hidratación del cemento Portland) y física (absorción, mojado y distanciamiento de los granos) del agua en las mezclas. Asimismo, se analiza la evolución histórica de la dosificación del agua según las recomendaciones dadas por los diversos métodos.

Considerando las funciones físicas del agua presentadas en la literatura, en el **Capítulo 3** se estudia la absorción de agua por los áridos, donde se presentan, brevemente, los diversos problemas asociados a la determinación del coeficiente de absorción por diferentes métodos de ensayo. El capítulo abarca la investigación de la evolución del coeficiente de absorción de agua por los áridos en función del tiempo, en que se propone un modelo que describe dicho comportamiento. Éste se verifica a través de una campaña experimental y de datos recopilados de la literatura técnico-científica.

El **Capítulo 4** incide en el agua de mojado, de modo que se desarrolla un modelo para su cuantificación, el cual se basa en una visión geométrica espacial (tridimensional) de las partículas que componen los conjuntos granulares. El desarrollo de dicho modelo consiste en definir las hipótesis de partida adoptadas, así como la condición requerida para el completo mojado de la superficie de los granos y; evaluar la influencia de la compacidad del conjunto granular en el volumen de agua, presentando una ecuación para la predicción de dicho volumen de forma indirecta, a través de un espesor equivalente de agua formado alrededor de las partículas.

La validación del modelo geométrico espacial se hace a través de dos campañas experimentales presentadas en el **Capítulo 5**. En la primera se pretende determinar el valor del ángulo de contacto formado entre la superficie del agua y de los diversos materiales granulares que pueden componer una mezcla. El estudio contempla también el uso de un aditivo químico para el tratamiento superficial de una arena silíceo, con el objetivo de convertirla en un material hidrófobo y verificar dicho efecto en algunas características y propiedades de los morteros. Cabe destacar que dicha campaña experimental se ha realizado en colaboración con el Instituto de Ciencias del Suelo de la Leibniz Universität Hannover, en Alemania, bajo la supervisión del Prof. Dr. Jörg Bachmann. Asimismo, la segunda campaña experimental tiene el objetivo de determinar el espesor de agua de mojado formado alrededor de las partículas de cemento y adiciones minerales, a través de ensayos en pastas con diferentes contenidos de agua.

En el **Capítulo 6** se va investigar el papel del agua en el desarrollo de la fluidez de las mezclas, buscando cuantificar el volumen de agua necesario a la dispersión de los

granos componentes. Para eso, se van utilizar conceptos determinados en el desarrollo del modelo geométrico espacial (capítulo 4), así como algunas características del conjunto granular y de la interacción entre partículas. El estudio resulta en un modelo matemático que determina el espesor de agua de fluidificación, el cual se verifica a través de ensayos reológicos en pastas de cemento.

Una vez establecidos los modelos y métodos de cálculo del volumen de agua necesario al desarrollo de cada una de las funciones físicas del agua, en el **Capítulo 7** se sintetiza dicho procedimiento de cálculo. Además de ello, se presentan tres ejemplos de aplicación práctica a hormigones especiales: el caso del hormigón ligero autocompactante con fibras, el caso del hormigón de ultra-alta resistencia con fibras y el caso del hormigón con áridos reciclados. Se calcula, también, el volumen de agua necesario a la producción de dos hormigones convencionales de resistencias 25 y 30 MPa. El cálculo del volumen de agua se realiza partiendo del conjunto granular de éstos hormigones y los resultados encontrados se contrastan con los valores experimentales. Por último, se presenta la experiencia de utilizar el modelo geométrico espacial a la cuantificación del volumen de pasta necesario a la producción de un hormigón poroso, en que se obtuvo excelentes resultados.

En el **Capítulo 8** se exponen las conclusiones derivadas de los distintos trabajos realizados y se proponen diferentes líneas futuras de investigación que permitirían una continuidad y mayor profundización de varios de los aspectos abordados en la presente Tesis Doctoral.

En los **Anejos 1 y 2** se presentan dos artículos científicos:

- *Lightweight self-compacting concrete reinforced with fibres for slab rehabilitation;*
- *Evaluation of the wettability of mortar component granular materials through contact angle measurements.*

Dichos artículos están relacionados a la presente Tesis Doctoral, estando el primero publicado en la revista *Materiales de Construcción*; mientras que el segundo está aceptado para publicación en la revista *Cement and Concrete Research*.

2. ESTADO DEL CONOCIMIENTO

2.1. INTRODUCCIÓN

El agua es uno de los componentes fundamentales del hormigón, debido a que es la reacción química entre ésta y el cemento que propicia el fraguado y el endurecimiento de la pasta que promueve la unión de los áridos. Dicha afirmación es de conocimiento general, si bien ese no es el único papel que cumple el agua en las mezclas, ya que ésta presenta diferentes funciones asociadas a las principales fases de la vida del hormigón: estado fresco, estado endurecido y vida útil de la estructura.

Dada la importancia del agua durante toda la vida útil de las estructuras de hormigón, el presente capítulo tiene por objetivo presentar una revisión de la literatura pertinente sobre el papel del agua en las mezclas de cemento Portland (ítem 2.2). Además de especificar sus diferentes funciones, se va establecer también de qué manera la dosificación del agua viene siendo realizada a lo largo del tiempo (ítem 2.3).

Con posterioridad, tras analizar la evolución histórica de la dosificación del agua, se presentan sus funciones bajo el punto de vista físico, según el enfoque dado por diferentes investigadores (ítem 2.4). Ello es importante para el desarrollo de un método científico de dosificación, donde se tenga en cuenta el comportamiento físico de los materiales componentes de las mezclas.

2.2. LA FUNCIÓN DEL AGUA

El agua presenta diferentes funciones asociadas a las principales fases de la vida de una estructura de hormigón, desde el tiempo (t) referente a la puesta en obra hasta el período de utilización de la estructura. En la figura 2.1 se muestran algunas propiedades de gran importancia en la gran mayoría de las aplicaciones del hormigón. La trabajabilidad del material fresco es esencial a la puesta en obra, siendo de responsabilidad del suministrador y del constructor asegurarse que el hormigón presente los requisitos adecuados a los sistemas de puesta en obra y compactación que estén disponibles.

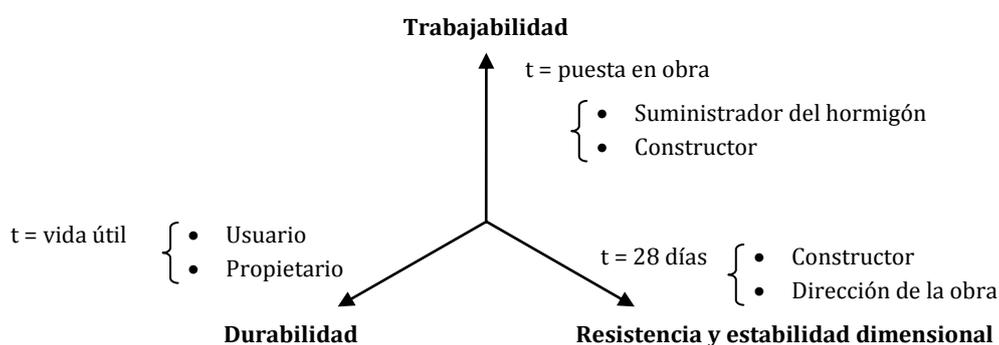


Figura 2.1 - Propiedades involucradas en las principales fases de la vida del hormigón

En la edad estructural de 28 días son el constructor y la dirección de la obra los responsables de verificar que se alcancen los valores de resistencia y estabilidad dimensional especificados en proyecto. La durabilidad, por otra parte, tiene importancia fundamental durante la utilización de la estructura. Así, los problemas que aparezcan en esa fase van a influir al usuario y al propietario futuro: residentes de los edificios, trabajadores de los edificios comerciales y población en general, en el caso de obras públicas.

Tanto la calidad como la cantidad de agua presente en la mezcla de hormigón presentan un papel fundamental en el desarrollo de las propiedades mencionadas. Por lo tanto, es de interés no sólo del suministrador del hormigón y del constructor que el agua sea correctamente dosificada, sino que también de la dirección de la obra y del usuario/propietario final de la estructura construida.

A continuación se va presentar de forma breve como el agua actúa en el desarrollo de la trabajabilidad, de la resistencia y de la durabilidad del hormigón.

Estado fresco – la trabajabilidad:

La función del agua en la trabajabilidad puede ser entendida al considerarse las mezclas como suspensiones concentradas de partículas de variados tamaños en agua, tal como presentan Toutou y Roussel (2006).

Bajo ésta perspectiva, en un volumen fijo de hormigón (o de mortero y pasta), al aumentarse el volumen de agua es necesario que se produzca, simultáneamente, una disminución en el volumen (y en el número) de las partículas sólidas componentes. Consecuentemente, cuanto mayor es el volumen de agua, más fluido es el hormigón; pues las partículas se encuentran más distantes unas de las otras haciendo que el contacto y la fricción entre granos sea menor.

Okamura y Ouchi (2003) se han basado en ese mismo principio para el desarrollo de los hormigones autocompactantes, al considerarlos una suspensión de áridos en la pasta de cemento. Los autores expresan que la frecuencia de colisión y contacto entre los áridos aumenta conforme la distancia entre partículas disminuye. Ello aumenta la tensión interna en el material, que a su vez consume parte de la energía necesaria para el flujo del hormigón. Por eso es que dichos hormigones necesitan un mayor porcentaje de pasta en su composición, en comparación a un hormigón convencional.

Al aplicarse esta simple condición física a mezclas compuestas de materiales tan finos como el cemento y las adiciones minerales, se verifica que no siempre es posible evitar el contacto entre granos con el mero aumento del volumen de agua. Ello debido a la aglomeración de las partículas finas, que resulta de las fuerzas de atracción de van der Waals presentes. De cualquier forma, con todo, independientemente de los problemas relacionados a la aglomeración de las partículas, el aumento del volumen de agua siempre conlleva a que la consistencia de la mezcla fresca sea más fluida (hasta el límite de segregación del material). De ese modo, la función del agua en estado fresco es la de fluidificar la masa, para que ésta presente la consistencia adecuada a la aplicación deseada.

Estado endurecido – la resistencia:

La función del agua en el desarrollo de la resistencia del hormigón endurecido es promover la hidratación del cemento Portland, lo cual es un fenómeno químico. Taylor (1990), en base a la teoría de Powers y Brownyard, clasifica el agua según su función en la hidratación del cemento Portland y demuestra la cantidad aproximada necesaria al cumplimiento de cada función especificada, tal como muestra la tabla 2.1.

Tabla 2.1 – El agua en la hidratación del cemento Portland (Taylor, 1990)

Clasificación	Definición	Relación agua/peso del clínker
No evaporable	Retenida en las pastas sometidas al secado (<i>D-drying</i>)	≈ 0,23
Químicamente combinada	Retenida en equilibrio a 11 % de humedad relativa, en pasta no antes secada abajo de la saturación	≈ 0,32
Necesaria a la formación de los productos de hidratación	a/c crítica	0,42 – 0,44

En la tabla 2.1, el agua no evaporable ($\approx 0,23$) es el agua que reacciona con los compuestos del clinker y forma los productos de hidratación, no pudiendo ser eliminada a través del secado *D-drying*. Brouwers (2005) ha utilizado diferentes formas de secado para evaluar el contenido de agua no evaporable, llegando a conclusiones similares a las de Powers y Brownyard. O sea, contenidos aproximadamente iguales a $0,72 \text{ cm}^3/\text{g}$, o relaciones a/c iguales a aproximadamente 0,23, para los cementos actuales.

El agua químicamente combinada ($\approx 0,32$) abarca el agua no evaporable, así como parte del agua presente en los poros del gel (poros de los productos de hidratación del cemento). Ésta se ha evaluado como el agua retenida en equilibrio a 11 % de humedad relativa, en pasta no antes secada abajo de la saturación.

La relación a/c crítica (0,42 – 0,44) se refiere al volumen de agua inferior al cual el cemento no puede ser completamente hidratado. Ello, además de considerar el agua no evaporable y el agua químicamente combinada, comprende el volumen substancial al distanciamiento entre granos para que los productos de la hidratación tengan el espacio necesario para formarse. Estos valores son contestados por Brouwers (2004) que presenta una relación a/c igual a 0,39 para el cemento tipo I (CEM I), debido a que la composición de los cementos actuales es distinta a la presentada por los cementos estudiados por Powers y Brownyard.

En ese sentido, es importante notar que el agua presenta también una función física en la hidratación del cemento, la de promover el espaciamiento entre granos para que los productos de hidratación puedan formarse. Esto ha sido resaltado por Bentz y Aïtcin (2008), que describen el papel del agua en determinar la distancia entre las partículas de cemento en las pastas. Cuanto menor es la distancia, más rápidamente los productos de hidratación llenan los espacios entre granos y más fuerte son los enlaces creados a partir de dichos productos de hidratación. Consecuentemente, el hormigón es más resistente.

Así pues, el hecho de que el cemento no esté completamente hidratado no indica que la resistencia del hormigón será necesariamente perjudicada, pues aunque se tenga una cantidad limitada de C-S-H se tiene también baja porosidad (Wong y Buenfeld, 2009). Ello explica cómo es posible producir hormigones de ultra-alta resistencia (con relaciones a/c inferiores a 0,23) aunque el cemento no se hidrate totalmente.

Estado endurecido – la durabilidad:

La influencia del agua de amasado en la durabilidad del hormigón está directamente relacionada a la formación de los poros en el material endurecido. Ello porque tanto la porosidad como la permeabilidad del hormigón dictan la facilidad con que el agua externa u otros agentes agresivos penetran en su interior, causando el deterioro (Mehta y Monteiro, 2006).

Como ya se ha comentado anteriormente, el agua es la responsable de producir el espaciado entre los granos de cemento y adiciones minerales en las pastas (las cuales forman los morteros y hormigones). Cuanto menor es la distancia entre partículas, menores son los poros creados durante el secado, lo que influye directamente en la permeabilidad y, consecuentemente, en la durabilidad del material (Bentz y Aïtcin, 2008).

La figura 2.2 (a) muestra la microestructura de un hormigón convencional, mientras que la figura 2.2 (b) presenta la microestructura de un hormigón de altas prestaciones. A través de esas dos imágenes se puede observar la diferente porosidad presentada en los dos materiales.

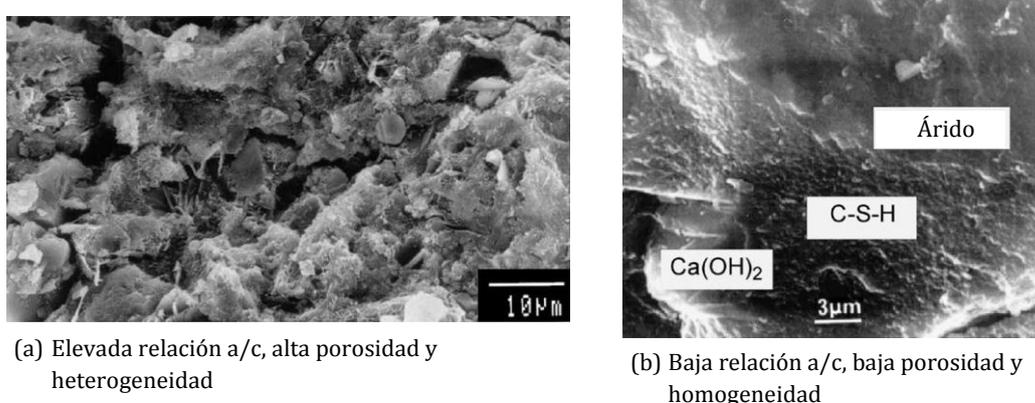


Figura 2.2 – Microestructura del hormigón (Aïtcin, 2003)

Conforme se observa en la figura 2.2 (a), la pasta con elevada relación a/c es altamente porosa, debido a que los productos de hidratación se forman por procesos de precipitación de los cristales en la solución presente entre las partículas de cemento. Por otra parte, la figura 2.2 (b) muestra una pasta compacta y compuesta esencialmente por productos de hidratación formados próximamente a la superficie de las partículas. Dicha microestructura se parece a un gel desarrollado a través de procesos de difusión (Aïtcin, 2003).

Así pues, de la figura 2.2 se concluye que el aumento del volumen de agua de amasado aumenta la porosidad de la pasta (como consecuencia del mayor espaciado entre granos), influyendo negativamente en la durabilidad del hormigón. Aïtcin (2003) señala asimismo que los hormigones con una baja relación a/c, además de presentar menor porosidad respecto a los hormigones convencionales, tienen una red de poros discontinua.

Después del análisis presentado, se observa que el agua va a influenciar diferentes propiedades involucradas en las principales fases de la vida del hormigón, desde la puesta en obra hasta el período de utilización de la estructura. Con todo, desde los primeros estudios relacionados a la dosificación de los hormigones, las funciones del agua en las mezclas han sido consideradas de distintas maneras. A continuación, se va a presentar una

breve descripción de cómo dicha dosificación viene siendo abordada, así como su evolución a lo largo del tiempo.

2.3. LA DOSIFICACIÓN DEL AGUA A LO LARGO DEL TIEMPO

La importancia del agua de amasado viene siendo investigada desde el siglo XIX, cuando se presentan los primeros registros de estudios acerca de la dosificación de los morteros y hormigones.

Coutinho (1973) relata que ya en 1828, Louis J. Vicat publica informaciones sobre la importancia del contenido de agua en la resistencia de los morteros, registrando los inconvenientes del exceso de agua y de la consistencia muy fluida (usual en aquella época). El mismo autor se refiere también a Paul Alexandre, que en 1888 estudia la influencia del agua en la resistencia a compresión de los morteros, dividiendo ésta en dos partes: la primera destinada a formar la pasta de cemento y la segunda a mojar la arena. Se establece por primera vez, entonces, el concepto de agua de mojado.

Cronológicamente, un paso importante en la dosificación de los materiales fue dado por René Ferét en 1892, el cual estudió las relaciones existentes entre el volumen de agua y el volumen de vacíos en los morteros, así como sus influencias en la resistencia a compresión (Scandiuzzi y Andriolo, 1986).

Ya en el inicio del siglo XX, diversos métodos de dosificación de hormigones empezaron a surgir, los cuales tienen en cuenta diferentes propiedades y parámetros a la hora de dosificar.

La tabla 2.2 presenta un listado de algunos de los métodos de dosificación más importantes a nivel mundial y/o local, en países como EE.UU., Inglaterra, Francia, España, India, África de Sur, Argentina y Brasil. Las informaciones respecto a los primeros 16 métodos se han extraído de Arredondo (1977), mientras que los demás son originarios de la propia bibliografía indicada. El análisis realizado busca evaluar cuales de las propiedades (consistencia, resistencia y durabilidad) son consideradas en el desarrollo de cada método de dosificación y como se actúa en la determinación del volumen de agua según las recomendaciones de cada autor.

Según se observa en la tabla 2.2, hasta 1947 la importancia del agua en la dosificación está orientada al logro de la consistencia adecuada a la puesta en obra del hormigón. Los métodos de dosificación que tienen en cuenta únicamente la consistencia, que están entre los primeros registrados, tienen por base las curvas granulométricas ideales.

Los pioneros en la defensa del uso de curvas granulométricas continuas fueron Fuller y Thompson en 1907, seguidos por Bolomey en 1926 y Faury en 1944. En la

determinación del volumen de agua de amasado, se utilizan (en los dos primeros métodos mencionados) tablas que indican el volumen de agua que se debe añadir al hormigón según el tamaño máximo del árido grueso, la forma de los áridos utilizados y la consistencia requerida.

Tabla 2.2 – Propiedades del hormigón y diferentes formas de dosificar el agua

Método de dosificación	Propiedad			¿Cómo se determina el agua?		
	Consistencia	Resistencia	Durabilidad	Tablas, gráficos y/o ábacos *	Formulación	Experimentación
Fuller y Thompson (1907)				1		
Bolomey (1926)				1		
Faury (1944)						
R. R. L. (1947)				2		
Vallete (1948)						
Antia (1949)				3		
Joisel (1952)				1		
ACI 613-54 (1954)				3		
C&CA (1954)				2		
Erntroy y Shacklock (1954)				2		
De La Peña (1955)				3		
Walker y Bloem (1959)				3		
Radelat (1960)				2		
García Balado (1961)				3		
West y Fulton (1961)				3		
Montoya (1964)				3		
EPUSP/IPT (1992)						
ACI 211-1 (2002)				3		

*Las tablas, gráficos y/o ábacos recomiendan: ¹el volumen de agua (el consumo de cemento es pre-fijado y no se menciona la relación a/c), ²valores de la relación a/c o ³el volumen de agua (la relación a/c se utiliza para determinar el consumo de cemento).

Faury introdujo algunas mejoras a los métodos propuestos anteriormente por Fuller, Thompson y Bolomey. Dichas mejoras se refieren a la consideración del efecto pared y su influencia en el tamaño máximo del árido grueso, así como al uso de formulación para la dosificación del agua que se va añadir al hormigón. Se considera aquí

que el volumen de agua necesario a la producción de 1 m³ de hormigón es el producto entre la proporción de huecos existente en el esqueleto granular (en el cual se incluye el cemento) y la densidad del agua (1.000 kg/m³). Si el hormigón llevara aire incorporado, al volumen de huecos habría que restarle el volumen de aire para obtener la cantidad de agua.

Otros investigadores defendían el uso de curvas granulométricas discontinuas, como por ejemplo Vallete en 1948. Su método de dosificación consiste en determinar un mortero con contenido mínimo de cemento, lo que se hace considerando la densidad del conjunto de áridos y los huecos existentes en la arena húmeda. El humedecimiento de la arena ocurre progresivamente hasta una consistencia de tierra húmeda, que permita obtener una bola coherente moldeada a mano. En seguida, se determina un hormigón con contenido mínimo de mortero. El procedimiento consiste en incorporar al mortero anteriormente definido la mayor cantidad posible de grava mojada para formar un hormigón compacto. La pasta debe resudar, mediante las condiciones reales de puesta en obra. Así, se tiene la cantidad de áridos y cemento utilizados. La cantidad de agua viene definida por el sumatorio del agua de mojado del cemento, de la arena y de la grava, de modo que se tiene la composición real del hormigón.

Es importante observar que ambos métodos de Faury y Vallete tienen en cuenta conceptos físicos en la determinación del volumen de agua de amasado. En el primer caso respecto al volumen necesario para rellenar los huecos del esqueleto granular y, en el segundo caso, respecto a la humedad necesaria para lograr la unión entre partículas y formar una masa homogénea. Ello es un avance significativo respecto al uso de tablas, pues se busca dar sentido físico al fenómeno que se estudia. Además de ello, las tablas de recomendaciones se basan en ensayos previos y/o en la experiencia, de modo que los resultados se limitan a los materiales utilizados y correcciones suelen ser necesarias en muchas ocasiones (realizadas casi siempre de forma empírica).

El método propuesto por Joisel en 1952 es el último, entre los presentados, orientado a la consistencia del hormigón al momento de dosificar. La determinación del volumen de agua se hace, una vez más, a través del uso de gráficos y ábacos que tienen en cuenta la distribución granulométrica de los sólidos (incluyendo el cemento), la compacidad de los áridos y la densidad de los materiales.

A mediados del siglo XX surgen los primeros métodos de dosificación que tienen en cuenta, además de la consistencia, la resistencia del hormigón endurecido. Ello se constata, en primer lugar, en el método propuesto por el *Road Research Laboratory* (R. R. L.) en 1947, seguido por Antia en 1949. A partir de 1954, tras la publicación del primer documento normativo respecto a la dosificación del hormigón (ACI 613-54), todos los métodos pasan a tener en cuenta la resistencia del hormigón al momento de dosificar.

La durabilidad de las estructuras también se considera por primera vez en mediados del siglo XX, por Antia (1949), ACI 613-54 (1954) y Walker y Bloem (1959). No

obstante, la atención dispensa a la durabilidad ha tardado un poco más, si se compara con la resistencia. A pesar de esos precedentes, es solo a partir de 1961 que se observa constancia en la consideración de la durabilidad del hormigón por los diversos métodos de dosificación.

Respecto a la forma de dosificar el agua, se verifica que el uso de tablas prevalece entre los demás métodos. Entre esos, se cita los propuestos por R. R. L. (1947), *Cement and Concrete Association C&CA* (1954), Erntroy y Shacklock (1954) y Radelat (1960). Sin embargo, a diferencia de los métodos anteriores a 1947, las tablas utilizadas en estos recomiendan valores de relación a/c en lugar del contenido de agua en volumen.

Por otra parte, los métodos propuestos por Antia (1949), ACI 613-54 (1954), De La Peña (1955), Walker y Bloem (1959), García Balado (1961), West y Fulton (1961), Montoya (1964) y ACI 211-1 (2002) presentan tablas que recomiendan el volumen de agua según algunos criterios, tales como: la consistencia deseada, el módulo de finura de la arena, el tamaño máximo y/o el volumen del árido grueso. En esos métodos, la relación a/c se utiliza en la determinación del consumo de cemento Portland según la resistencia y/o durabilidad requeridas.

El método EPUSP/IPT propuesto en 1992 (Helene y Terzian, 1992) está entre los pocos que no utiliza tablas en la dosificación del agua, si bien se basa en correlaciones previamente establecidas entre la relación a/c y la resistencia a compresión de los principales cementos utilizados en Brasil y de hormigones producidos con diferentes tipos de áridos, combinados en diversas proporciones (Helene, 1987). Es decir, las formulaciones propuestas se basan en ensayos previamente realizados y deben ser verificadas y corregidas si necesario.

Considerando el análisis realizado, se concluye que la forma de dosificar el agua no ha evolucionado mucho con el tiempo y se basa, de forma general, en experimentación con los materiales que se vaya utilizar. Es cierto que las recomendaciones de los diversos autores presentados son de gran ayuda en la elección de criterios de partida a la hora de dosificar. Con todo, es importante que dichas recomendaciones no se basen solamente en ensayos experimentales y en la experiencia, sino que se fundamenten en los fenómenos químicos y físicos que ocurren durante la producción del hormigón.

Una de las mayores contribuciones al estudio de la dosificación de los hormigones realizada en la primera mitad del siglo XX, y que enfatiza la importancia del agua en las mezclas, fue la propuesta por Abrams en 1918. Ésta remarca la relación inversa existente entre la resistencia mecánica del hormigón y la relación a/c.

Es interesante observar que aunque se sepa el contenido de agua necesario a la formación de los productos de hidratación del cemento Portland, tal como se ha comentado con anterioridad, dichos valores no se utilizan en la determinación del volumen de agua a la hora de dosificar. La razón de ello está en que el volumen de agua

necesario a la obtención de una mezcla de consistencia adecuada a la puesta en obra suele ser superior al necesario a la hidratación, predominando el tema de la consistencia en la dosificación del agua.

Por otra parte, la aparición de los aditivos químicos ha permitido bajar el contenido de agua en las mezclas y aun así lograr consistencias adecuadas. Ello abre camino a investigaciones acerca de las funciones físicas del agua en las mezclas que, al contrario de las químicas (ampliamente estudiadas y bien establecidas), sigue siendo tema de estudios y discusiones en la actualidad. Así pues, a continuación se presenta el enfoque físico referente a la función del agua en las mezclas, dado por diversos autores.

2.4. EL PAPEL FÍSICO DEL AGUA

Bajo el punto de vista físico, el hormigón fresco puede considerarse como una suspensión de granos de diferentes tamaños en el agua (Toutou y Roussel, 2006). Así pues, los primeros fenómenos físicos que ocurren en las mezclas se refieren al contacto entre estos dos tipos de materiales, los sólidos y el líquido. Considerando la característica porosa de los áridos que se suele utilizar en la producción de hormigones, es razonable aceptar la absorción de parte del agua por dichos áridos. Además de ello, el mojado de la superficie de los granos es inherente a la producción del hormigón, de modo que cuanto mayor es el área superficial a ser mojada, mayor es el volumen de agua necesario para la realización de dicha tarea.

La compacidad del conjunto granular define también una de las funciones físicas del agua, la de rellenar los huecos entre partículas en las mezclas. Además de ello, el agua produce el espaciado de los granos componentes, de modo que un conjunto granular compacto pase a ser una dispersión de partículas en agua. Ello es importante tanto en el sentido de lograr la consistencia adecuada en el estado fresco, como en facilitar el espacio necesario a la formación de los productos de hidratación del cemento.

De ese modo, se va presentar una breve revisión de literatura respecto a las funciones físicas del agua mencionadas, y estudiadas por diversos autores: la absorción por los áridos, el mojado de la superficie de los granos, el relleno de los huecos en el conjunto granular y el espaciado de las partículas.

2.4.1. La absorción de agua por los áridos

El fenómeno de la absorción de agua por los áridos es imprescindible en el momento de dosificar los morteros y hormigones. Si los áridos se añaden a una mezcla en la condición seca, se asume que éstos absorberán parte del agua dosificada necesaria para traerlos a la condición saturada superficie seca (SSS), en que los poros de los granos están completamente llenos de agua pero su superficie está seca.

Así pues, dado que los áridos representan una parte importante del volumen de las mezclas (usualmente entre el 65 y el 80 % del volumen de los hormigones convencionales), el efecto resultante de no considerar su absorción de agua se puede reflejar en la pérdida de trabajabilidad en el estado fresco (Neville, 1995; Alhozaimy, 2009). Esta circunstancia se acentúa en el caso de áridos de elevada porosidad, es decir, los áridos ligeros (Gündüz, 2008; Madandoust *et al.*, 2011) o reciclados (Bairagi *et al.*, 1993; Ghafoori y Bucholc, 1996).

El método usualmente adoptado para la determinación de la absorción de agua consiste en someter una muestra del árido (que haya estado inmersa en agua durante 24 horas) al secado manual en el caso de los áridos gruesos (ASTM C 127, 2007) o a una fuente de aire caliente en el caso de los áridos finos (ASTM C 128, 2007), buscando obtener el secado uniforme y cuidadoso de los granos. En ambos casos, se busca obtener la condición SSS. Ésta se alcanza cuando la película visible de agua es removida de la superficie de los áridos gruesos. En el caso de los áridos finos, la condición SSS es alcanzada cuando al sacarse el cono especificado en la normativa, los áridos finos no mantengan la forma inicial, como muestra la figura 2.3 (a), sino que se disgreguen ligera y suavemente, conforme presenta la figura 2.3 (d).

Las condiciones intermedias indicadas en la figura 2.3 (b) y (c) muestran el árido parcialmente húmedo y se observa que el desmoronamiento de los granos va evolucionando lentamente hasta alcanzar la condición SSS. Por último, la figura 2.3 (e) demuestra que la arena está casi seca cuando el perfil superficial es curvilíneo.

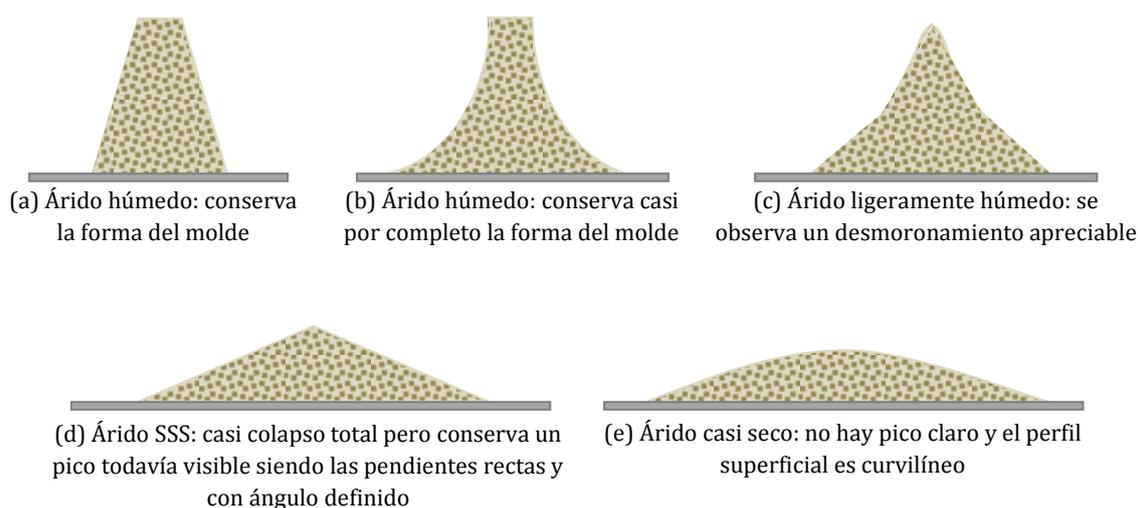


Figura 2.3 – Comprobación visual del estado de humedad de la arena

Debido a que el método de comprobación del estado de humedad de la arena es visual, la percepción del operador es muy importante para el suceso del logro de la condición SSS. Asimismo, la evolución observada entre las condiciones enseñadas en la figura 2.3 (c), (d) y (e) puede ocurrir repentinamente, lo que demuestra la sensibilidad del ensayo a las condiciones de contorno y a la habilidad del operador.

2.4.2. El mojado de los materiales granulares

El mojado de la superficie de los granos componentes de las mezclas (cemento, adiciones minerales y áridos) ocurre paralelamente a la absorción de agua por los áridos. Este fenómeno incide en el volumen de agua necesario para alcanzar una determinada consistencia de la masa fresca. Una manera efectiva de determinar la mojabilidad de los granos por el agua es a través de la medición del ángulo de contacto (θ) formado en la interface sólido-líquido-vapor.

El ángulo de contacto es una medida de la afinidad entre una superficie sólida y un líquido en contacto: un ángulo de contacto pequeño representa una buena mojabilidad de la superficie. La figura 2.4 muestra gotas de un líquido sobre dos superficies distintas. En la figura 2.4 (a), el ángulo de contacto formado en la interface sólido-líquido-vapor es mayor que 90° , lo que indica que dicha superficie no se deja mojar por el líquido. En cambio, la figura 2.4 (b) muestra un ángulo de contacto menor que 90° , que indica la buena mojabilidad y la formación de un mayor área de la interface sólido-líquido (Adamson, 1990). Así, es razonable aceptar que la buena mojabilidad de los granos por el agua en las mezclas de cemento Portland resultará en que se necesite un menor volumen de agua para cubrir el área total de las partículas componentes de las mezclas. Ello pues el agua se extiende más fácilmente sobre dichas partículas. Es decir, una elevada mojabilidad de los granos contribuye a su mejor dispersión en la mezcla fresca.

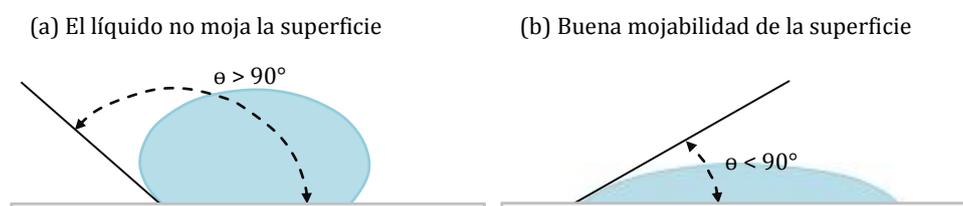


Figura 2.4 - Ángulo de contacto entre una superficie sólida y un líquido

La mejor dispersión de las partículas que presentan buena mojabilidad es un factor que puede contribuir para la mejora de la trabajabilidad de la mezcla fresca. En un estudio donde se ha evaluado la mojabilidad de un cemento de partículas esféricas a través de un método que mide la tasa de penetración de agua en un lecho del material, se ha sugerido que la elevada mojabilidad de las partículas ha contribuido a la mayor fluidez de las mezclas producidas con dicho cemento (Tanaka *et al.*, 2002). Sin embargo, el incremento de la fluidez no puede atribuirse únicamente a la mejor mojabilidad de las partículas, sino que puede deberse a otros factores como la forma redondeada de los granos, las excelentes características de empaquetamiento, el estrecho rango granulométrico y el menor contenido de partículas finas (inferiores a $3 \mu\text{m}$) del cemento de partículas esféricas en comparación al cemento Portland común (Tanaka *et al.*, 1998; Tanaka *et al.*, 1999). En esta dirección, la mejor mojabilidad de partículas de humo de sílice tratadas con agentes químicos de acoplamiento silano ha contribuido al incremento de la trabajabilidad de mezclas producidas con dicho material tratado (Xu y Chung, 1999).

Analizando la mojabilidad bajo la perspectiva de las energías superficiales o de las tensiones superficiales, el proceso de mojado se puede explicar cómo sigue (Courard, 2002; Courard *et al.*, 2011): las energías superficiales del sólido y del líquido interactúan entre sí y un cambio en el sumatorio de la energía total de los componentes ocurre debido a la disminución de las interfaces líquido-vapor y sólido-vapor mientras que se crea una nueva interface sólido-líquido. El ángulo de contacto describe la condición de equilibrio en que, después del mojado, la energía interfacial total es la más baja posible. Dicho fenómeno se describe por la ecuación de Young, dada en la ecuación [2.1], en la que el coseno del ángulo de contacto cuantifica la mojabilidad de la superficie (Gea Jódar, 2006).

$$\mu = \cos \theta = \frac{(\sigma_{SV} - \sigma_{SL})}{\sigma_{LV}} \quad [2.1]$$

donde: μ : mojabilidad de la superficie ($-1 \leq \mu \leq 1$)
 θ : ángulo de contacto ($^{\circ}$)
 σ_{SV} : energía superficial libre en la interface sólido-vapor (J/m^2)
 σ_{SL} : energía superficial libre en la interface sólido-líquido (J/m^2)
 σ_{LV} : energía superficial libre en la interface líquido-vapor (J/m^2)

Como muestra la ecuación [2.1], la disminución de la energía superficial libre en la interface sólido-vapor resulta en la disminución de la mojabilidad de la superficie sólida por un líquido específico. La determinación de la energía superficial libre de pastas de cemento por Martin (2007) ilustra este hecho y demuestra que, cuando se aplica un tratamiento hidrófobo a la superficie de la pasta endurecida, su energía superficial libre se reduce en 66 % (de 44,34 para 14,87 mJ/m^2).

Análogamente, cuanto mayor es la energía superficial libre de un sólido, mayor es el número de moléculas de agua que pueden adsorberse a dicha superficie y más fuerte serán las interacciones creadas (los enlaces de hidrógeno y las fuerzas de atracción de van der Waals). Como resultado, en dos mezclas producidas con el mismo volumen de agua, la que contiene el menor número de granos mojables presentará una menor energía superficial libre total y, consecuentemente, el número de moléculas de agua adsorbidas a la superficie de las partículas será menor. Así, el contenido de agua libre disponible para promover la fluidez de la mezcla fresca es mayor. No obstante, es importante notar que el espesor de la capa de agua adsorbida varía en unas pocas moléculas, en que cada molécula de agua mide 1,54 Å. Para arcillas (un material que adsorbe fuertemente el agua), las películas de agua alrededor de los granos varían en espesores que van desde 0,5 hasta 1,0 nm (Mitchell y Soga, 2005), lo que demuestra el pequeño valor del espesor de dichas capas de agua adsorbida.

La técnica más comúnmente utilizada en la determinación del ángulo de contacto consiste en posicionar una gota de un líquido sobre una superficie sólida horizontal (ver figura 2.4). Sin embargo, la determinación del ángulo de contacto por dicho método tiene

una limitación práctica en lo que concierne a las interfaces granos-agua. Ello se debe a que el método se limita a sólidos cuya superficie es homogénea, isotrópica, lisa e rígida. Las superficies reales de los granos, por otra parte, son ásperas, heterogéneas, anisotrópicas, deformables y pueden reaccionar con el líquido de mojado (Drehlich, 1997).

Así pues, con el objetivo de superar los inconvenientes mencionados, se han desarrollado diversos métodos de ensayo, a lo largo del tiempo, para la evaluación de la mojabilidad de los materiales granulares. Originalmente, dichos métodos se han diseñado para la aplicación en suelos, ya que dicha propiedad es importante en el sentido de prever los movimientos de aguas relacionados, por ejemplo, al fenómeno de la infiltración.

Entre los métodos existentes, uno con potencial para la aplicación a los materiales granulares que componen las mezclas de cemento Portland es el método de la gota sésil (SDM, del inglés *Sessile Drop Method*) desarrollado por Bachmann *et al.* (2000^a). Éste consiste en utilizar una lámina de vidrio cubierta con una cinta adhesiva de doble cara y una capa única y homogénea de granos de suelos de diámetro similar presionados sobre ésta, tal como muestra la figura 2.5. Posteriormente, gotas de agua son posicionadas en la superficie creada, con ayuda de una jeringuilla, y el ángulo de contacto formado entre las superficies líquida y sólida se mide a través de un goniómetro acoplado a un microscopio electrónico.

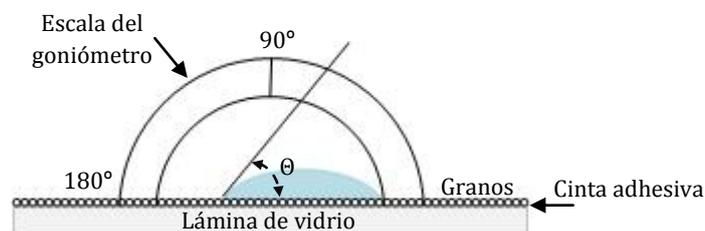


Figura 2.5 – Representación esquemática del ensayo SDM (Bachmann *et al.*, 2000^a)

Si la gota de agua se posiciona sobre una superficie formada por granos hidrófobos o parcialmente mojables, ésta no se extiende completamente, tal como se observa en la figura 2.6 (a). Por otra parte, cuando los granos son completamente mojables, o hidrófilos ($\theta = 0$), la extensión es completa, como muestra la figura 2.6 (b).

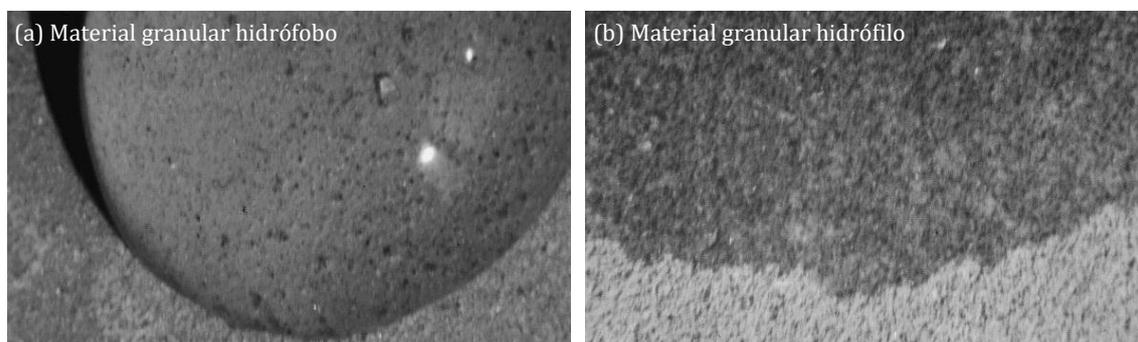


Figura 2.6 – Gota de agua en una superficie granular (Bachmann *et al.*, 2000^b)

Otro ensayo que se ha desarrollado para aplicación a los materiales granulares es el método de ascensión capilar (CRM, del inglés *Capillary Rise Method*) presentado por Bachmann *et al.* (2003). Este método es comúnmente utilizado en el análisis del ángulo de contacto de avance en suelos. El método consiste en que un cilindro de vidrio lleno del material a ser estudiado es suspendido por un hilo a una microbalanza de alta sensibilidad mientras su base se pone en contacto con el líquido de mojado localizado en un recipiente posicionado abajo del conjunto. El aumento de peso debido a la penetración capilar del fluido en los poros del material (que tiene su base tapada con papel filtro, para permitir la entrada del líquido) se utiliza en el cálculo del ángulo de contacto.

El método CRM tiene como base la ecuación de Lucas-Washburn para la penetración capilar de líquidos en función del tiempo, ecuación [2.2], la cual expresa la distancia máxima alcanzada por una frente de mojado.

$$x^2 = \frac{r \sigma_{LV} \cos \theta}{2\eta} t \quad [2.2]$$

donde: x : distancia máxima alcanzada por la frente de mojado (m)
 r : radio capilar efectivo (m)
 σ_{LV} : tensión superficial en la interface líquido-vapor (N/m)
 θ : ángulo de contacto (°)
 η : viscosidad del líquido de mojado (Pa.s)
 t : tiempo (s)

Sin embargo, la variación del peso (P) de la muestra con el tiempo es más fácilmente medida en experimentación y puede considerarse una evaluación óptica adecuada de la distancia alcanzada por la frente de mojado. En ese caso, se han realizado modificaciones en la ecuación de Lucas-Washburn a través de la introducción de un factor K (m^5), lo cual representa las características del sistema de poros utilizado, tales como la porosidad, el radio, la tortuosidad y la continuidad de los poros. Así, la ecuación [2.2] se reescribe de acuerdo con la ecuación [2.3]. La densidad del líquido (ρ) es introducida en los cálculos y se sugiere una relación lineal entre P^2 y t , con una pendiente (m).

$$P^2 = K \frac{\rho^2 \sigma_{LV} \cos \theta}{\eta} t = m \cdot t \quad [2.3]$$

La ecuación [2.3] se aplica a líquidos que mojan parcialmente o completamente la superficie sólida. De ese modo, el factor K se puede determinar utilizando un fluido como el n-hexano (indicado por el índice h), asumiendo que éste moja completamente la superficie sólida ($\theta = 0$), como muestra la ecuación [2.4]. El valor de m_h es la pendiente de la función $P^2 = mt$ y los otros parámetros físicos son dependientes de la temperatura.

$$K = m_h \frac{\eta_h}{\rho_h^2 \sigma_{LV,h}} \quad [2.4]$$

Una vez se conoce el valor de K , el experimento de la ascensión capilar puede realizarse siendo el agua (indicado por el índice a) el líquido de mojado. El ángulo de contacto se determina a través de la ecuación [2.5].

$$\cos \theta_a = \frac{m_a}{K} \frac{\eta_a}{\rho_a^2 \sigma_{LV,a}} \quad \Rightarrow \quad \cos \theta_a = \frac{m_a}{m_h} \frac{\eta_a}{\eta_h} \frac{\rho_h^2 \sigma_{LV,h}}{\rho_a^2 \sigma_{LV,a}} \quad [2.5]$$

2.4.3. El relleno de los huecos en el conjunto granular

Diseñar un hormigón es, antes de todo, un problema de empaquetamiento (De Larrard, 1999). Ello es verdad al tratarse de hormigones, morteros o pastas, pues se puede considerar cualquiera de esas mezclas (en el estado fresco) como una suspensión de granos en agua. Lo que cambia de una a otra es la amplitud de tamaño de granos. Es decir, la composición del hormigón varía desde partículas de cemento micrométricas (en algunos hormigones especiales se puede llegar a alcanzar la escala nanométrica) hasta granos de áridos de magnitud centimétrica. Al tratarse de pasta de cemento, por otra parte, los granos de mayor tamaño dejan de formar parte de la mezcla y la diferencia entre los tamaños de las partículas componentes pasa a ser más pequeña. En cualquier caso, con todo, el volumen de agua mínimo necesario a la formación de una masa continua corresponde a la porosidad del conjunto granular seco.

La compacidad de los áridos que componen una mezcla se puede medir fácil y razonablemente a través de la determinación del peso de un volumen conocido de los granos secos. Con todo, lo mismo no se puede realizar con el cemento o con las adiciones minerales. Ello se debe a que la aglomeración resultante de las fuerzas existentes entre las partículas finas aumenta el contenido de vacíos en el conjunto (Yu *et al.*, 1997), el cual se modifica una vez se añade el agua (en conjunto con los aditivos químicos que se vaya utilizar) a la mezcla. Ello conlleva a que la densidad de empaquetamiento de partículas finas, determinada experimentalmente en seco, sea infravalorada y el contenido de vacíos supervalorado (Wong y Kwan, 2008^a).

Para superar el inconveniente mencionado, es importante que la densidad de empaquetamiento máxima de las partículas finas sea medida bajo las mismas condiciones a que estarán sometidas cuando sean utilizadas en la producción de la pasta, mortero o hormigón (Fennis, 2008). Con todo, no existen precedentes de un método único, por vía húmeda, que esté universalmente aceptado, sino que diversos métodos propuestos por diferentes investigadores a lo largo del tiempo.

Muchos métodos, a pesar de considerar la adición de agua y aditivos al conjunto granular, no reproducen con la misma fidelidad las condiciones de compactación. Como ejemplo se puede nombrar la determinación de la densidad de empaquetamiento máxima a través del ensayo Proctor o el método de consolidación por la centrifugación de pastas (Miller *et al.*, 1996).

Por otra parte, existen los métodos que consisten en determinar la demanda de agua necesaria a la producción de pastas en que los vacíos del conjunto granular estén completamente rellenos de agua, sin la presencia de aire en el interior de la masa o excesos de agua alrededor de las partículas. Éstos consisten en producir pastas con una baja relación agua/finos, la cual se aumenta lentamente hasta alcanzar la condición de saturación. Como ejemplo se puede citar los métodos propuestos por De Larrard (1999), Puntke (2002) y Marquardt (2002). Aunque estos métodos presenten resultados precisos y se basen en conceptos físicos coherentes, ellos no consideran el porcentaje de aire presente en el interior de las mezclas.

Con el objetivo de determinar la densidad de empaquetamiento máxima de las partículas finas en las mezclas de cemento Portland bajo condiciones de contorno reales, Wong y Kwan (2008^a) propusieron un método de ensayo que no se basa en cualquier tipo de medición u observación de la consistencia de la mezcla. En lugar de ello, la concentración de sólidos y el contenido de vacíos se determinan a través de la medición de la densidad aparente de la masa fresca, para diferentes valores de la relación agua/conglomerante (a/cong).

Como la evaluación del contenido de vacíos y de la concentración de sólidos se hace a través de la densidad aparente, el contenido de aire es automáticamente considerado. Además de ello, después de transferir la masa fresca de la amasadora al recipiente (de volumen conocido) en que se va a determinar la densidad aparente, es posible aplicar la compactación deseada al conjunto.

Para que se pueda entender bien el ensayo, se va a presentar la definición de los términos en que se basa el método. En un volumen fijo ocupado por un conjunto granular, los vacíos son los espacios intersticiales entre las partículas sólidas. Luego, el volumen total es ocupado tanto por el volumen de vacíos (V_V) cuanto por el volumen de sólidos (V_S). El contenido de vacíos (ε) es definido como la relación entre el volumen de vacíos y el volumen total ocupado por el conjunto granular. Por otro lado, la relación de vacíos (u) se define como la relación entre el volumen de vacíos y el volumen de sólidos del material granular. La relación entre ε y u viene dada por la ecuación 2.6.

$$\varepsilon = \frac{V_V}{V_S + V_V} \quad \Rightarrow \quad \varepsilon = \left(\frac{V_V}{V_S + V_V} \right) \left(\frac{V_S}{V_S} \right) \quad \Rightarrow \quad \varepsilon = \frac{u}{1 + u} \quad [2.6]$$

Los vacíos pueden estar rellenos de: aire, agua, o ambos. El contenido de aire ($\varepsilon_{\text{Aire}}$) se define como la relación entre el volumen de aire (V_{Aire}) y el volumen total ocupado por el conjunto granular. La relación de aire (u_{Aire}) es la relación entre el volumen de aire y el volumen de sólidos del material granular. Similarmente, el contenido de agua ($\varepsilon_{\text{Agua}}$) se define como la relación entre el volumen de agua (V_{Agua}) y el volumen total ocupado por el conjunto granular. La relación de agua (u_{Agua}) es la relación entre el volumen de agua y el volumen de sólidos del material granular.

La relación entre $\varepsilon_{\text{Aire}}$ y u_{Aire} , así como entre $\varepsilon_{\text{Agua}}$ y u_{Agua} , viene dada por las ecuaciones 2.7 y 2.8, respectivamente. Dichas ecuaciones han sido determinadas de modo similar al presentado para la ecuación 2.6.

$$\varepsilon_{\text{Aire}} = \frac{u_{\text{Aire}}}{1 + u_{\text{Aire}} + u_{\text{Agua}}} \quad [2.7]$$

$$\varepsilon_{\text{Agua}} = \frac{u_{\text{Agua}}}{1 + u_{\text{Aire}} + u_{\text{Agua}}} \quad [2.8]$$

La concentración de sólidos (ϕ) es la relación entre el volumen de sólidos y el volumen total ocupado por el conjunto granular, y se evalúa a través de la ecuación 2.9.

$$\phi = 1 - \varepsilon = \frac{1}{1 + u} \quad [2.9]$$

El principio básico del ensayo se sostiene en considerar la dispersión de los granos que forman las pastas de cemento en agua. Cuando la relación a/cong es baja, el volumen de agua no es suficiente para mezclarse completamente con las partículas sólidas y se verifica la formación de ligaciones de agua discretas en los puntos de contacto entre granos (puentes de agua entre granos). Ello produce cierto distanciamiento entre partículas. Conforme la relación a/cong aumenta, dichos puentes de agua entre granos vecinos se encuentran y las uniones discretas se tornan continuas (se aproxima a la condición de saturación). Ello hace con que los granos se acomoden unos respecto a los otros. En esa situación, la concentración de sólidos aumenta y la relación de vacíos disminuye conforme la relación a/cong aumenta, tal como se observa en la figura 2.7.

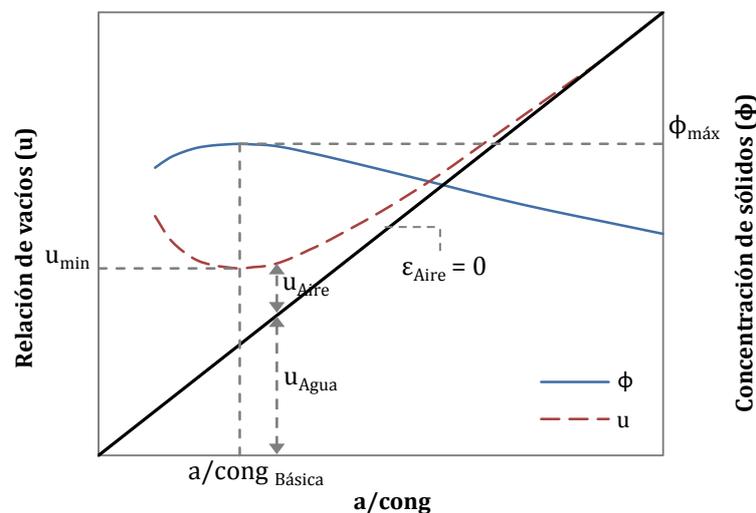


Figura 2.7 – El comportamiento de u y ϕ respecto a la variación de la relación a/cong

De modo similar, cuando la relación a/cong es elevada, las partículas se encuentran dispersas en el agua y se verifica la existencia de capas agua entre los granos,

que los distancia unos de los otros. Una vez más en esa situación, la concentración de sólidos aumenta y la relación de vacíos disminuye conforme la relación a/cong disminuye, tal como se observa en la misma figura 2.7.

En ese sentido, se verifica que existe una relación a/cong ($a/\text{cong}_{\text{Básica}}$) en que la concentración de sólidos es la máxima ($\phi_{\text{máx}}$) y la relación de vacíos es la mínima (u_{min}). Dicha situación ocurre cuando las partículas se encuentran estrechamente empaquetadas unas contra las otras, de modo que representan la densidad de empaquetamiento máxima del material granular en condiciones húmedas. En ese punto, los vacíos (espacios intersticiales entre las partículas sólidas) se componen tanto de aire como de agua. Ello se verifica en la figura 2.7 a través de la línea $\varepsilon_{\text{Aire}} = 0$. Dicha línea demuestra que el contenido de aire es nulo cuando los vacíos son completamente ocupados por el agua, o $u = u_{\text{Agua}}$ (cuando la relación a/cong es elevada). La relación de aire (dada por $u_{\text{Aire}} = u - u_{\text{Agua}}$) se obtiene como la distancia vertical entre las curvas de la relación de vacíos y $\varepsilon_{\text{Aire}} = 0$.

2.4.4. El exceso de agua

El exceso de agua se refiere al volumen de agua que excede al necesario para rellenar los vacíos existentes en el conjunto granular, tal como se muestra en la figura 2.8. En la figura 2.8 (a) se presenta un mortero en el cual el cemento y los áridos finos están uniformemente dispersos en agua. Sería posible, entonces, exprimir el exceso de agua que distancia los granos del volumen de agua que rellena los huecos del conjunto granular compactado, tal como se observa en la figura 2.8 (b). Ello demuestra que la mezcla se divide en tres fases: los sólidos, el agua compactada y el exceso de agua; conforme enseñado en la figura 2.8 (c).

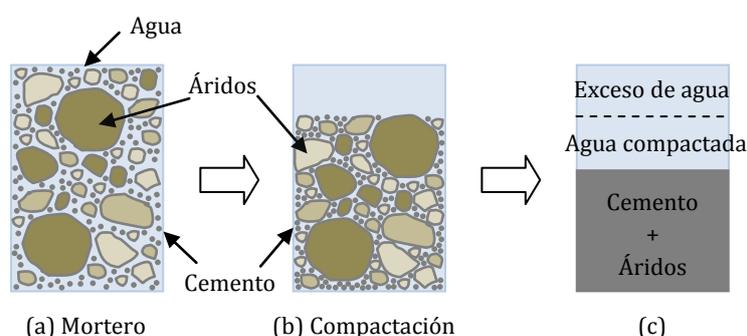


Figura 2.8 – La teoría del exceso de agua (Midorokawa et al., 2009)

El volumen del exceso de agua es el responsable de dispersar y lubricar los granos en la mezcla. Con todo, debido a los problemas asociados a la diferencia entre los tamaños de granos que componen los hormigones, que puede llegar a variar desde dimensiones nanométricas hasta centimétricas (Yamine et al., 2008), los estudios existentes suelen abordar el volumen del exceso de agua en pastas. Ya en los morteros y hormigones, es más común enfocar el volumen del exceso de pasta, siendo ésta el líquido de suspensión de los áridos.

La correlación existente entre el volumen del exceso de agua y las propiedades reológicas de las pastas y morteros ha sido verificada por diversos investigadores, de forma indirecta o directa. Por ejemplo, Banfill (1994) presenta que tanto la tensión umbral como la viscosidad plástica de los morteros disminuye exponencialmente con la relación a/c . Además de ello, se ha verificado en el mismo estudio que el uso de arenas con una elevada proporción de material fino produce morteros de menor trabajabilidad, lo que se debe al área superficial más elevada de los granos más finos.

Ferraris *et al.* (2001) señalan que las adiciones minerales modifican tanto la densidad de empaquetamiento como el área superficial de los sólidos, de modo que ambos parámetros alteran las propiedades reológicas de las pastas de cemento. Claisse *et al.* (2001) han llegado a probar estadísticamente que, entre una serie de parámetros físicos y químicos considerados en sus investigaciones, la superficie específica de las partículas presenta la mayor influencia en la reología de las pastas. La importancia del área superficial de los granos en la reología se centra en la consideración del espesor del exceso de agua. Es decir, si el espesor del exceso de agua es la relación entre el volumen del exceso de agua y el área superficial de las partículas; cuanto mayor es el área superficial, menor es el espesor resultante. Como consecuencia, las partículas componentes se encuentran más próximas unas de las otras, lo que colabora a la producción de mezclas más secas.

Miyake y Matsushita (2007) han determinado el espesor de la película de agua en morteros y relatan que, además del propio espesor, la relación espesor de agua/tamaño de las partículas tiene influencia sobre el escurrimiento de los morteros. Sin embargo, en el cálculo del espesor de agua, los autores han determinado la densidad de empaquetamiento de las partículas en seco. Ello limita la aplicación de los resultados, pues la aglomeración de las partículas finas es influenciada fuertemente por el tipo de compactación utilizada.

Estudios realizados tanto en pasta (Wong y Kwan, 2008^b) como en morteros (Fung y Kwan, 2010) demuestran la existencia de un comportamiento exponencial al correlacionar el espesor de la película de agua formada alrededor de los granos y las propiedades reológicas de las mezclas. Cuanto mayor es el espesor de la película de agua, más fluido es el material. Además de ello, en ambos estudios se ha verificado que a partir de cierto valor del espesor de la película de agua, igual a $0,05 \mu\text{m}$ en el caso de las pastas y $0,15 \mu\text{m}$ en el caso de los morteros, dicho parámetro es el único y más importante factor que gobierna la reología de las mezclas.

La existencia de un espesor mínimo a partir del cual el espesor de la capa de agua pasa a ser el parámetro dominante en el control de la reología se explica al considerarse que, cuando el espesor de agua es inferior a los valores mínimos, las partículas sólidas se encuentran estrechamente empaquetadas. Así, una disminución adicional de dicho espesor de agua a través de la adición de granos finos (como el humo de sílice) causa una

reducción en el volumen de poros del conjunto granular, aumentando de forma significativa la cohesión de la mezcla. En esa situación, además del espesor de agua, el volumen del humo de sílice adicionado pasa a tener gran influencia en la reología (Wong y Kwan, 2008^b, Fung y Kwan, 2010).

Kwan *et al.* (2010) realizan ensayos para determinar la correlación entre el espesor de la película del exceso de agua y las propiedades reológica de morteros llegando a conclusiones similares a las mencionadas en los estudios anteriores: el comportamiento exponencial se verifica. Asimismo, los autores recomiendan que se utilice un espesor de agua mínimo igual a 0,05 μm , mismo en los casos en no se requiere elevada trabajabilidad. Cuando se busca elevada fluidez, por otra parte, se advierte de la necesidad de estudios adicionales para comprobar en cuanto se debe aumentar dicho espesor en los diferentes tipos de morteros.

Enfocando el problema bajo una perspectiva diferente de las presentadas anteriormente, Fennis (2011) ha buscado correlacionar el valor del escurrimiento de morteros con el espesor del exceso de pasta (no agua) y obtuvo resultados poco significativos, trabajando con pastas de cemento que presentaban consistencia constante debido a su relación a/c constante. La explicación se centra en que la pasta de cemento ejerce cierta influencia en la densidad de empaquetamiento de las arenas, especialmente las más finas. Ello significa que al determinar la densidad de empaquetamiento de los áridos, debe considerarse también la densidad de empaquetamiento del cemento y de las adiciones minerales. Así pues, la fluidez de la mezcla se deriva, aunque de forma indirecta, del exceso de agua.

En el sentido de predecir el volumen de exceso de agua, Midorokawa *et al.* (2009) propusieron el modelo de la capa de agua para el análisis de morteros autocompactantes. Dicho modelo considera la determinación experimental de la densidad de empaquetamiento de los granos y otros parámetros de la dosificación, tales como la fracción volumétrica de la arena en el mortero y la relación volumétrica agua/finos. Se asume que la película del exceso de agua que rodea las partículas sólidas presenta un espesor constante. Así, el volumen del exceso de agua se calcula como el producto entre el volumen de agua que rodea cada partícula y el número de partículas en la mezcla.

Los resultados del estudio presentan un espesor de la película del exceso de agua igual a 0,046 μm para la pasta estudiada, mientras que en el caso de los morteros, dicho espesor varía ligeramente según el porcentaje de arena utilizada y su distribución granulométrica. Los valores varían desde 0,034 hasta 0,076 μm . De cualquier modo, se ha verificado que el mayor porcentaje de agua en los morteros se destina al relleno de los vacíos en el conjunto granular compacto, mientras que apenas cerca de 2 % representa el exceso de agua. Ello se utiliza para ilustrar como una pequeña cantidad de agua es suficiente para promover la fluidez necesaria a un mortero autocompactante, en los casos en que se utilice aditivos superplastificantes (Midorokawa *et al.*, 2009).

Otra forma de considerar el exceso de agua consiste en calcular el espaciamiento mínimo necesario entre partículas para alcanzar determinado valor de tensión umbral de la mezcla fresca. Ello es posible pues la tensión umbral está asociada a la rigidez mecánica exhibida por la red de partículas; es decir, la tensión umbral depende de la disposición espacial de las partículas en la mezcla. Asimismo, ella es resultado de la naturaleza y magnitud de las fuerzas que actúan entre las partículas componentes (Kapur *et al.*, 1997; Zhou *et al.*, 1999; Roussel *et al.*, 2010).

Se puede encontrar en la literatura diversos estudios y modelos que predicen el comportamiento reológico de las mezclas de cemento Portland. A continuación, se va presentar dos de esos métodos, que están entre los desarrollados más recientemente: el propuesto por Kapur *et al.* (1997) y el propuesto por Flatt y Bowen (2006).

Kapur *et al.* (1997) proponen un modelo de predicción de la tensión umbral para conjuntos granulares de partículas esféricas empaquetadas aleatoriamente, el cual se presenta en la ecuación [2.10]. Los subíndices i y j se refieren a partículas pertenecientes a clases de granos de tamaños i y j .

$$\tau_0 = \frac{0,011}{\pi} \frac{A_{(d_P)} \phi C_N}{d_P^2} \sum_j \frac{S_j}{D_j} \sum_i S_i \left[\frac{D_i}{(D_j + D_i) - \sqrt{D_j^2 + 2 D_i D_j}} \right] \quad [2.10]$$

donde: τ_0 : tensión umbral (Pa)
 $A_{(d_P)}$: constante de Hamaker (J)
 ϕ : fracción volumétrica de sólidos
 C_N : número de coordinación
 d_P : distancia de separación entre partículas (m)
 $S_{i,j}$: fracción del área superficial total de las partículas referente a las clases i y j (m²)
 $D_{i,j}$: diámetro de las partículas de las clases i y j (m)

El modelo propuesto se basa en el desarrollo matemático presentado por Rumpf en 1962 para la determinación de la resistencia a tracción en un lecho de esferas de igual tamaño empaquetadas aleatoriamente, el cual utiliza conceptos de probabilidad en su desarrollo. Kapur *et al.* (1997) extienden la ecuación de Rumpf de forma a considerar la distribución granulométrica de las partículas.

Es importante observar que a través de la ecuación [2.10] es posible determinar el espaciamiento mínimo necesario entre partículas para obtención de una mezcla cuya tensión umbral está definida, desde que se conozcan los demás parámetros necesarios al cálculo. Estos se refieren a las características de la mezcla. La fracción volumétrica de sólidos, la fracción del área superficial total de las partículas referente a cada clase granulométrica y el diámetro de las partículas son parámetros fácilmente determinados.

La constante de Hamaker para el cemento ha sido evaluada por Flatt (2004^a), que estima el valor aproximado de $1,6 \times 10^{-20}$ J cuando las partículas están en contacto, o la separación entre partículas es igual a cero, $A_{(0)}$. Dicho valor cambia conforme la separación entre partículas aumenta, tal como se demuestra en la figura 2.9. En ésta, el valor de la constante de Hamaker se presenta normalizado en el eje y, en que el factor de normalización es el valor $A_{(0)}$.

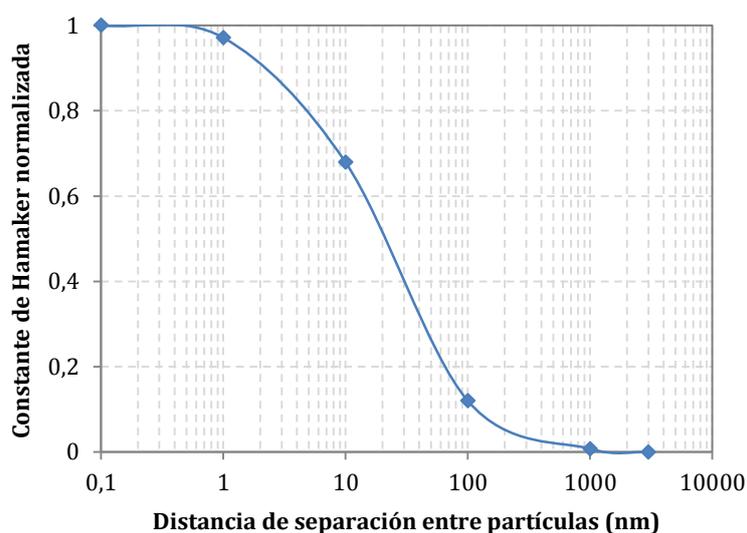


Figura 2.9 – Variación de la constante de Hamaker (Flatt, 2004^a)

El número de coordinación indica el número de partículas vecinas más cercanas a una partícula y es función del volumen de sólidos en la mezcla. Se han propuesto muchas ecuaciones, teóricas y empíricas, para relacionar el número de coordinación con la fracción volumétrica de los sólidos para conjuntos de esferas del mismo tamaño (Iwata y Homma, 1974; Suzuki *et al.*, 1981). La mayoría de éstas se refieren a empaquetamientos cuya fracción volumétrica de sólidos es elevada y en el que se verifica el estrecho contacto entre partículas, las cuales se encuentran estables en lo que concierne a la fuerza de la gravedad.

Sin embargo, la relación de Gotoh, presentada por Suzuki *et al.* (1981) y utilizada por Kapur *et al.* (1997), es una excepción. Ésta se presenta en la ecuación [2.11] y es válida para fracciones volumétricas entre 0,05 y 0,47, más adecuada al análisis de suspensiones.

$$C_N = \frac{36}{\pi} \phi \quad [2.11]$$

donde: C_N : número de coordinación (-)
 ϕ : fracción volumétrica de sólidos (-)

Asimismo, Iwata y Homma (1974) proponen también una relación válida para empaquetamientos aleatorios de partículas en el rango de volúmenes más bajos, entre 0,1 y 0,7. Ambas relaciones se presentan en la figura 2.10. Se observa a través de ésta que las

dos curvas son muy similares en su rango común ($0,1 \leq \phi \leq 0,47$), siendo pequeña la diferencia entre las pendientes de las dos rectas.

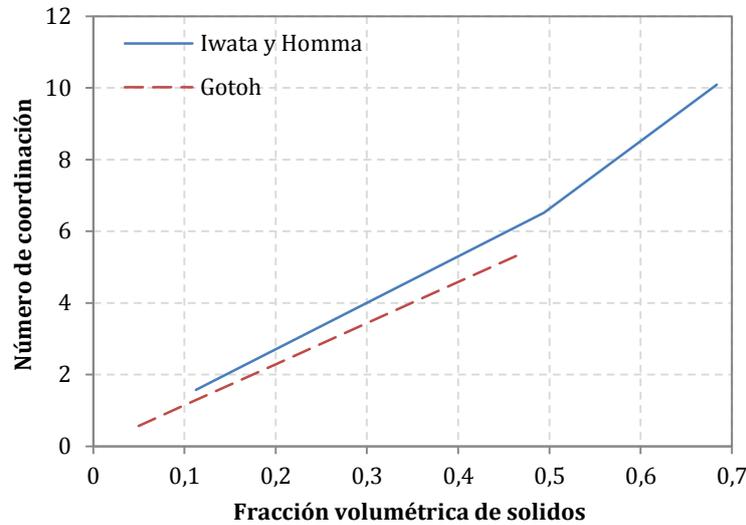


Figura 2.10 – Relación entre el número de coordinación y el volumen de sólidos

El modelo propuesto por Kapur *et al.* (1997) se ha verificado experimentalmente con suspensiones de zirconio y titanio, siendo capaz de estimar la tensión umbral con un margen de error aceptable.

Flatt (2004^b) propone también un modelo para la predicción de la tensión umbral de suspensiones, el cual se detalla en Flatt y Bowen (2006) y se extiende a distribuciones granulométricas similares a las utilizadas en hormigones en Flatt y Bowen (2007). Dicho modelo se denomina Yodel y se presenta a través de las ecuaciones [2.12] y [2.13]. El Yodel tiene en cuenta parámetros microestructurales de las mezclas, tales como la fracción volumétrica de sólidos, la distribución granulométrica de las partículas, el empaquetamiento máximo y las fuerzas de interacción entre partículas.

$$\tau_0 = m_1 \frac{\phi^3}{\phi_{m\acute{a}x}(\phi_{m\acute{a}x} - \phi)} \quad [2.12]$$

$$m_1 = \frac{1,8}{\pi^4} G_{m\acute{a}x} a^* u_{k,k} \left(\frac{f_{PSD}}{R_{v,50}^2} \right) \quad [2.13]$$

- donde:
- τ_0 : tensión umbral (Pa)
 - ϕ : fracción volumétrica de sólidos (-)
 - $\phi_{m\acute{a}x}$: empaquetamiento geométrico máximo de las partículas (-)
 - $G_{m\acute{a}x}$: fuerza de atracción máxima entre partículas, normalizada por el radio (J/m^2)
 - a^* : radio de curvatura de la partícula en el punto de contacto con otra partícula (m)
 - $u_{k,k}$: valor asociado al cálculo del empaquetamiento máximo (-)
 - f_{PSD} : efecto de la distribución granulométrica de las partículas (-)
 - $R_{v,50}$: radio volumétrico medio (m)

Las fuerzas de interacción entre partículas pueden ser de atracción o de repulsión. Las fuerzas de atracción consisten en las fuerzas de van der Waals, mientras que las fuerzas de repulsión consisten de las fuerzas de repulsión electrostática y estérica, en que la última actúa apenas cuando se añade aditivos químicos plastificantes o superplastificantes a la mezcla. La fuerza de interacción total entre partículas se calcula como el sumatorio de las tres fuerzas de interacción mencionadas. Asimismo, la fuerza máxima de interacción entre partículas ocurre cuando apenas las fuerzas de atracción están presentes (Flatt y Bowen, 2006).

Las fuerzas de atracción de van der Waals se calculan según presenta la ecuación [2.15]. Así, la fuerza de atracción máxima, normalizada por el radio de las partículas, se calcula como muestra la ecuación [2.16].

$$F_{VDW} = \frac{A_{(dP)}\tilde{a}}{12d_p^2} \quad [2.14]$$

donde: F_{VDW} : fuerza de atracción de van der Waals (N)
 $A_{(dP)}$: constante de Hamaker (J)
 \tilde{a} : constante que representa el radio de partículas esféricas, o el radio de curvatura de partículas no esféricas en el punto de contacto con otra partícula (m)
 d_p : distancia de separación entre partículas (m)

$$G_{m\acute{a}x} = \frac{F_{VDW}}{\tilde{a}} = \frac{A_{(dP)}}{12 d_p^2} \quad [2.15]$$

El valor $u_{k,k}$ se presenta en la ecuación [2.17] y está asociado al aumento del volumen efectivo de sólidos, o a la disminución del empaquetamiento máximo del conjunto, que se considera ocurrir como resultado de la existencia de ligaciones ininterrumpidas entre las partículas que forman los aglomerados (Flatt y Bowen, 2006).

$$u_{k,k} = \frac{16\pi}{2 - \sqrt{3}} \quad [2.16]$$

Por último, la distribución granulométrica de las partículas se tiene en cuenta a través del factor f_{PSD} , el cual se calcula conforme la ecuación [2.18].

$$f_{PSD} = \frac{1}{u_{k,k}} \sum_{k=1}^m \phi_k \sum_{l=1}^m S_{a,l} \frac{A_S}{A_C} \frac{\Delta_{V_{k,l}}}{b_k^3} \frac{1}{(b_k^2 + b_l^2)} \quad [2.17]$$

El valor $u_{k,k}$ se utiliza en dicha ecuación como un factor de normalización que hace con que f_{PSD} sea igual a la unidad en el caso de conjuntos granulares en que las partículas son esferas del mismo tamaño. El valor ϕ_k representa la fracción volumétrica de las partículas de tamaño b_k , siendo dicho coeficiente calculado según la ecuación [2.19]. Los valores $S_{a,l}$, A_S/A_C y $\Delta_{V_{k,l}}$ se calculan según las ecuaciones [2.20], [2.21] y [2.22],

respectivamente. Los subíndices k y l se refieren a las partículas pertenecientes a clases de granos de tamaños variados.

$$b = \frac{a^*}{R_{v,50}} \quad [2.18]$$

$$S_{a,l} = \frac{(\phi_l/b_l)}{\sum_{i=1}^m (\phi_i/b_i)} \quad [2.19]$$

$$\frac{A_S}{A_C} = \frac{2(b_l + b_k)}{b_l + b_k - \sqrt{b_k(b_k + 2b_l)}} \quad [2.20]$$

$$\Delta_{V_{k,l}} = 4\pi(b_k b_l) (b_l + b_k) \quad [2.21]$$

La validación del Yodel con datos experimentales se ha demostrado efectiva, siendo verificada la posibilidad de predecir el comportamiento reológico de suspensiones a través del uso del modelo. Los valores calculados a través del modelo coinciden con los resultados experimentales en 8 – 9 % (Flatt y Bowen, 2007). Por otra parte, es importante notar que, aunque las ecuaciones asociadas al modelo sean sencillas, éstas utilizan una serie de parámetros de ajuste, conceptos físicos y matemáticos que hacen con que el proceso de cálculo demande un elevado grado de atención a los detalles. Ello puede resultar en lentitud en los cálculos, los que se puede tener como una desventaja a la hora de dosificar las pastas, morteros y hormigones.

3. ABSORCIÓN DE AGUA POR LOS ÁRIDOS EN FUNCIÓN DEL TIEMPO

3.1. INTRODUCCIÓN

Bajo el punto de vista físico, es coherente afirmar que parte del agua añadida a los conjuntos granulares que constituyen los morteros y hormigones es absorbida por los áridos. Como se observa en la figura 3.1, el agua absorbida por un grano seco se localiza inicialmente en la zona próxima a su superficie, avanzando hacia el interior hasta rellenar completamente su volumen de poros. Cuando alcanza esta condición (y siempre que no haya agua en la superficie del grano), el material se encuentra en la condición saturada superficie seca (SSS).

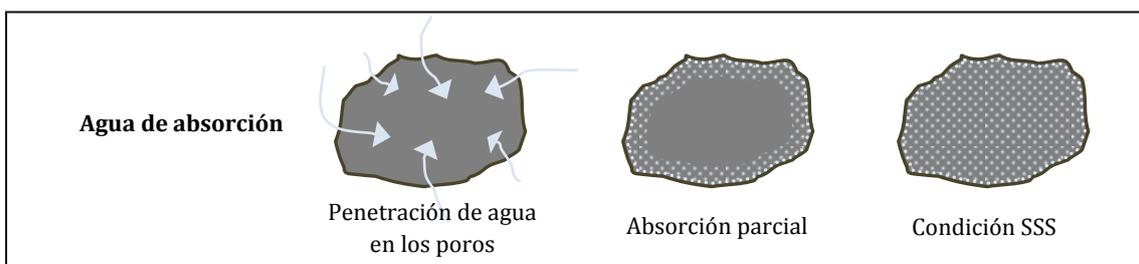


Figura 3.1 – Absorción de agua por los áridos

La consideración del fenómeno de la absorción es imprescindible en el momento de dosificar los morteros y hormigones. Si los áridos se añaden a una mezcla en la condición seca, se asume que éstos absorberán parte del agua dosificada necesaria para traerlos a la condición SSS. Así, dado que los áridos representan una parte importante del volumen de las mezclas (usualmente entre el 65 y el 80 % del volumen de los hormigones convencionales), el efecto resultante de no considerar su absorción de agua se puede reflejar en la pérdida de trabajabilidad en el estado fresco (Neville, 1995; Alhozaimy, 2009). Esta circunstancia se acentúa en el caso de áridos de elevada porosidad, es decir, los áridos ligeros (Gündüz, 2008; Madandoust *et al.*, 2011) o reciclados (Bairagi *et al.*, 1993; Ghafoori y Bucholc, 1996).

En este contexto, el presente capítulo tiene por objeto establecer el volumen de agua absorbida por los áridos componentes de las mezclas, proponiéndose un modelo que describe la evolución del coeficiente de absorción de agua (A_p) en función del tiempo. Dicho modelo se presenta con base en una campaña experimental, y se verifica con datos recopilados de la literatura técnico-científica.

3.2. PROBLEMAS ASOCIADOS A LA DETERMINACIÓN DE A_p

El método experimental usualmente adoptado para la determinación del coeficiente de absorción de agua consiste en someter una muestra del árido (que haya estado inmersa en agua durante 24 horas) al secado manual en el caso de los áridos gruesos (ASTM C 127, 2007) o a una fuente de aire caliente en el caso de los áridos finos (ASTM C 128, 2007), buscando obtener el secado uniforme y cuidadoso de los granos. En ambos casos, se busca obtener la condición SSS. Ésta se alcanza cuando la película visible de agua desaparece de la superficie de los áridos gruesos. En el caso de los áridos finos, la condición SSS se alcanza cuando al sacarse el cono especificado en la normativa, los áridos finos no mantengan la forma inicial, como muestra la figura 3.2 (a), sino que se disgreguen ligera y suavemente, conforme presenta la figura 3.2 (b).

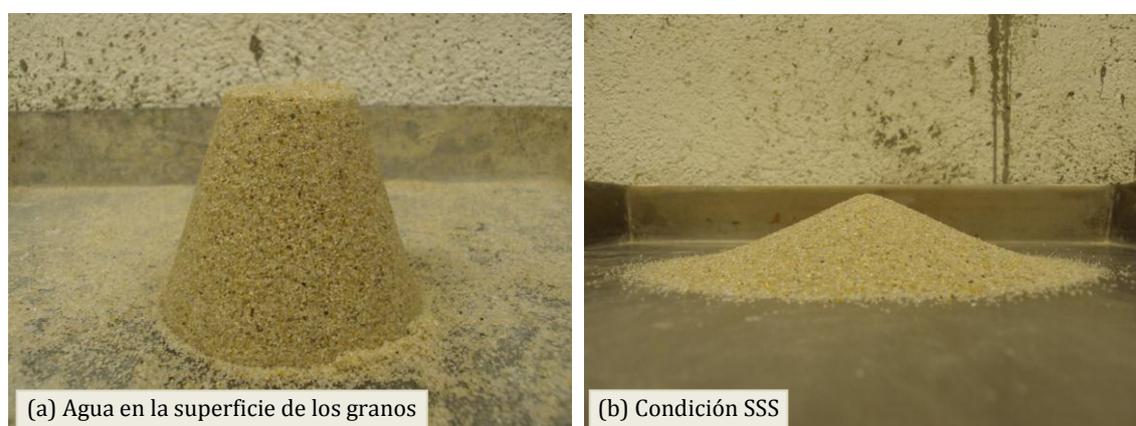


Figura 3.2 – Determinación de A_p según la ASTM C 128 (2007)

Como los procedimientos del ensayo de absorción de agua por los áridos, descritos en las referidas normas, son ampliamente conocidos y descritos en las normativas de diversos países, no se va a entrar en mayores detalles de su realización. Sin embargo, éstos presentan algunos problemas que dificultan su aplicación y que los hacen inadecuados al rápido diseño de mezclas y al control de calidad en la construcción. Entre los problemas más comunes están la subjetividad inherente al logro de la condición SSS y el elevado tiempo necesario para la realización de los ensayos.

Mills-Beale *et al.* (2009) resaltan que el proceso de remojo de los áridos (libre de cualquier agitación o perturbación) no asegura que se alcance la penetración óptima de agua en los poros de los áridos. Además, Kasemchaisiri y Tangtermsirikul (2007) demuestran que en el caso de áridos finos porosos no es posible alcanzar la condición SSS por el criterio del colapso del cono debido a la elevada fricción existente entre las partículas.

En ese sentido, diferentes autores han propuesto métodos de ensayo alternativos a lo largo del tiempo, con el objetivo de superar los inconvenientes citados. No obstante, muchos de ellos (en especial los más antiguos) se centran en la determinación de la porosidad de los áridos, de modo que la absorción de agua se obtiene de forma indirecta, como es el caso de los métodos propuestos por Washburn y Bunting, Brunauer *et al.*, Drake y Ritter, Ritter y Erich, y Dolch; desarrollados en la primera mitad del siglo XIX (Mills-Beale *et al.*; 2009). Los métodos más recientes permiten determinar la absorción de agua directamente; sin embargo, estos suelen presentar limitaciones como: la aplicación limitada únicamente a los áridos gruesos (Tam *et al.*, 2008; Mills-Beale *et al.*; 2009; Castro *et al.*, 2011) o la consideración conjunta de la absorción y la adsorción de agua en la superficie de los granos (Kasemchaisiri y Tangtermsirikul, 2007).

Finalmente, es necesario destacar que el tiempo de 24 horas considerado por muchos métodos de ensayo en la determinación del coeficiente de absorción de agua no representa necesariamente el tiempo de exposición de los áridos al fenómeno de la absorción en el interior de las mezclas. Ello es debido al taponamiento de los poros de los áridos por los granos del cemento y adiciones minerales o a la formación de una capa de pasta alrededor de los granos de los áridos que impide (o retrasa) la absorción de agua (Neville, 1995).

3.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.3.1. Objetivos

Teniendo en cuenta la diversidad de los problemas mencionados y con el objetivo de incidir en la frecuencia de realización de los ensayos de absorción de agua (minimizando su necesidad), se ha realizado una campaña experimental que tiene el doble objetivo de:

- Determinar el coeficiente de absorción de agua para cinco tipos diferentes de áridos en tres intervalos de tiempo: 30 minutos, 1 y 24 horas;
- Proponer una ecuación que se ajuste a los puntos obtenidos experimentalmente (los coeficientes de absorción en función del tiempo), representando un primer paso en la previsión del volumen de agua absorbido por los distintos áridos.

La previsión del volumen de agua absorbido por los áridos en función del tiempo puede ser muy útil en el sentido de conseguir un diseño de mezclas más rápido y sencillo. Ello pues incide en la reducción del número de ensayos a realizar sin perjuicio a los resultados obtenidos. Asimismo, un modelo de previsión permite jugar con el volumen de agua de absorción que se debe añadir a una mezcla con base en los tiempos y condiciones de producción, transporte y puesta en obra del material.

3.3.2. Materiales

En la campaña experimental realizada se han ensayado cinco tipos diferentes de áridos convencionales:

- Áridos calizos de granulometría 0-4, 4-10 y 10-20 mm;
- Arena granítica 0-4 mm;
- Arena silíceo 0-2 mm.

La figura 3.3 muestra la distribución granulométrica de los áridos estudiados.

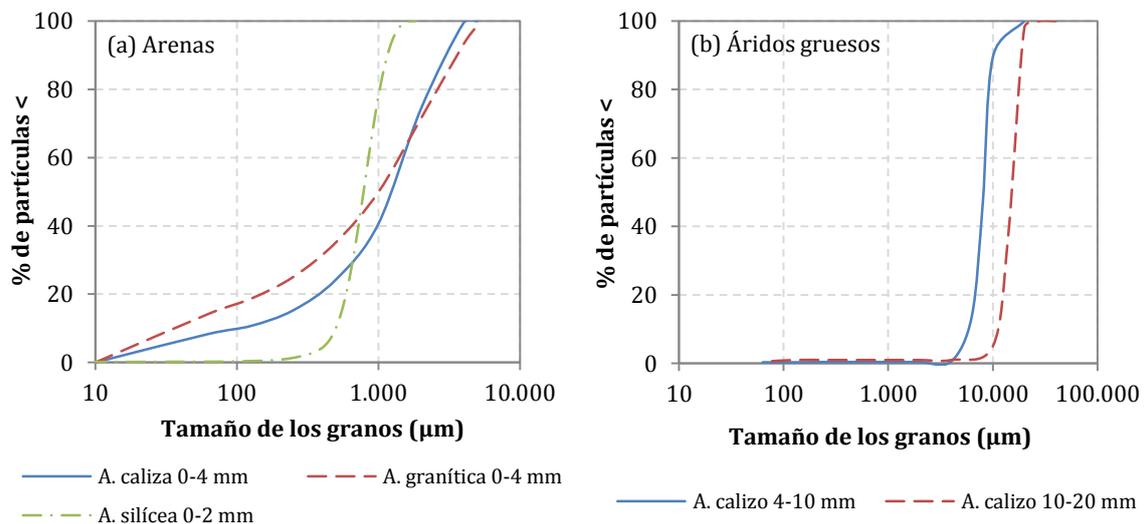


Figura 3.3 – Distribución granulométrica de los áridos

3.3.3. Método

La determinación del coeficiente de absorción de agua para los áridos gruesos y finos se ha realizado según el procedimiento descrito en las normas ASTM C 127 (2007) y

ASTM C 128 (2007), respectivamente. Asimismo, para cada tipo de árido se ha determinado el coeficiente de absorción a tres intervalos de tiempo: 30 minutos, 1 y 24 horas. Se destaca que después de retirados de la estufa, se han mantenido los áridos durante 1 hora a temperatura ambiente (aproximadamente 20°C) con el objetivo de enfriarlos previamente al inicio del ensayo.

3.4. RESULTADOS DE A_p

Los resultados obtenidos en la determinación del coeficiente de absorción de agua se presentan en la tabla 3.1. En esa se observa que, para todos los áridos estudiados, el coeficiente de absorción aumenta con el tiempo. Además de ello, la absorción es significativa en la primera hora de ensayo. Es decir, solamente en la primera hora los áridos ya han absorbido más de 80 % del volumen de agua absorbido en 24 horas (para todos los áridos, con excepción del árido silíceo). En el caso de la arena silícea 0-2 mm, el agua absorbida en 1 hora es igual a 54 % del agua absorbida en 24 horas.

Tabla 3.1 – Resultados del coeficiente de absorción de agua

Tipo de árido	Granulometría (mm)	A_p (%)		
		30 minutos	1 hora	24 horas
Caliza	0-4	0,63	0,78	0,97
	4-10	0,61	0,66	0,73
	10-20	0,35	0,41	0,44
Granito	0-4	0,90	0,91	1,13
Silíceo	0-2	0,08	0,11	0,21

Entre los áridos calizos, se verifica que cuanto más fino es el árido más elevado es su coeficiente de absorción de agua, en cualquiera de los tiempos de ensayo. La explicación para este hecho es sencilla y se centra en la mayor superficie específica presentada por los áridos más finos. Ello hace que el agua esté en contacto con una mayor área superficial de los granos, penetrando en los poros más rápidamente. Además, es posible que la porosidad efectiva de los áridos finos sea mayor que la de los áridos gruesos, pues el proceso de machaqueo puede actuar rompiendo poros que estarían aislados en partículas de mayor tamaño.

Los resultados referentes a las arenas muestran que la arena granítica presenta un mayor coeficiente de absorción que el de la arena caliza (se comparan los resultados presentados por las dos arenas pues ellas presentan el mismo rango de distribución granulométrica). Éste comportamiento difiere al inicialmente previsto, ya que, en general, el granito presenta porosidad inferior a la presentada por la piedra caliza. Sin embargo, dicho comportamiento no es necesariamente cierto para la totalidad de los casos, pudiendo variar ligeramente como resultado de las condiciones de formación a que estaba expuesta la roca. Neville (1995) dice que el rango usual de la porosidad del granito está

entre 0,4 – 3,8 %, mientras que el de la piedra caliza está entre 0 – 37,6 %, indicando la posibilidad de que se produzcan los resultados observados en éste estudio.

La arena silíceo 0-2 mm es la que presenta el menor coeficiente de absorción, entre los materiales estudiados. Una comparación directa de sus resultados con los presentados por los otros áridos no se puede realizar, debido a su rango de distribución granulométrica más restrictivo. De cualquier modo, su coeficiente de absorción en los primeros 30 y 60 minutos es igual a los 38 y 54 % del valor absorbido a las 24 horas, indicando también una rápida absorción de agua en la primera hora de ensayo.

3.5. MODELO DE AJUSTE

Teniendo en cuenta los coeficientes de absorción obtenidos experimentalmente, así como otros resultados presentados en la literatura (Ortiz, 2005; Tam *et al.*, 2008; Alhozaimy, 2009; Ke *et al.*, 2009; Castro *et al.*, 2011; Tegguer, 2012), se observa que la absorción de agua por los áridos sigue una tendencia logarítmica en función del tiempo, la cual se verifica tanto en el caso de los áridos convencionales como para los áridos ligeros o reciclados.

En consecuencia, se propone el uso de la ecuación [3.1] para describir el comportamiento de absorción de agua por los áridos en función del tiempo.

$$A\rho_t = A\rho_{24} \left[1 - e^{-k\sqrt{\frac{t}{Q}}} \right] \quad [3.1]$$

donde: $A\rho_t$: coeficiente de absorción de agua a cualquier tiempo, entre 0 y 24 horas (%)
 $A\rho_{24}$: coeficiente de absorción de agua a las 24 horas (%)
 t: tiempo (h)
 k y Q: parámetros de ajuste de la ecuación (-)

A partir de la ecuación [3.1] se puede predecir el valor del coeficiente de absorción de agua para cualquier intervalo de tiempo entre cero y 24 horas. Para ello, se toma como referencia el coeficiente de absorción a las 24 horas, determinado experimentalmente y el cual representa la absorción máxima de los áridos.

El parámetro Q representa el tiempo a partir del cual la tasa de absorción de agua (volumen de agua absorbida/tiempo) acelera, lo que ocurre tan pronto se establece el contacto entre el agua y los áridos. En realidad, dicha tasa de absorción es más elevada en los primeros minutos a partir del contacto inicial. Ello se ha verificado experimentalmente (ítem 3.4) y se explica al considerarse la porosidad interna de los áridos como un enmarañado de pequeños tubos capilares, en que el fenómeno de la absorción se comporta según la ley que rige la penetración capilar. En ésta, la velocidad del flujo y la distancia de penetración son inversamente proporcionales (Washburn, 1921). Es decir, la

absorción ocurre de forma rápida e inmediata al contacto entre el agua y los áridos, desacelerándose a medida que los granos se aproximan de la condición de saturación.

En ese sentido, se establece un valor constante al parámetro Q igual a 1 segundo, o 0,0003 horas. Al sustituirse este valor en la ecuación [3.1] ésta se puede reescribir tal y como indica la ecuación [3.2], la cual pasa a ser función únicamente del coeficiente de absorción a las 24 horas (determinado experimentalmente) y del parámetro k.

$$A\rho_t = A\rho_{24} [1 - e^{-60k\sqrt{t}}] \quad [3.2]$$

Los valores del parámetro k, determinados mediante regresión no lineal, se presentan en la tabla 3.2 junto con el coeficiente de correlación (r^2) alcanzado en cada caso.

Tabla 3.2 – Valores atribuidos al parámetro k

Tipo de árido	Granulometría (mm)	$A\rho_{24}$ (%)	k	r^2
Caliza	0-4	0,97	0,03	1,00
	4-10	0,73	0,05	1,00
	10-20	0,44	0,05	1,00
Granito	0-4	1,13	0,03	0,99
Silíceo	0-2	0,21	0,01	1,00

Se observa a partir de la tabla 3.2 que el coeficiente de correlación r^2 es igual (o muy próximo) a la unidad en todos los casos estudiados, indicando que la ecuación elegida se ajusta bien a los datos experimentales.

Se verifica también en la misma tabla que el parámetro k varía muy poco entre los diferentes tipos de árido. Asimismo, la ligera variación observada establece una relación entre el valor de dicho parámetro y la distribución granulométrica de los granos. Ello se comprueba en el caso de los áridos calizos, dónde el valor del parámetro k es menor en el caso del árido fino.

Por otra parte, los áridos gruesos presentan el mismo valor de k aunque sus rangos granulométricos sean distintos. Éste hecho puede significar que no sólo la distribución granulométrica, sino también el área superficial de los granos (área efectiva en contacto con el agua durante el proceso de absorción) jueguen un papel importante en la determinación del valor de k. Por ello, dado que la superficie específica de los áridos gruesos es pequeña (la superficie específica varía muy poco entre dos áridos gruesos, respecto a la variación que se observa entre un árido grueso y otro fino), sus cambios no se reflejan en el valor del parámetro k.

Las arenas caliza y granítica presentan el mismo valor del parámetro k , ya que sus distribuciones granulométricas son similares (ver figura 3.3 (a)). Sin embargo, la arena silíceea, que es más fina que las demás arenas estudiadas, es la que presenta el menor valor de k .

La figura 3.4 (a) y (b) muestra el trazado de las curvas de ajuste respecto a los puntos experimentales en la escala de tiempo entre 0 y 24 horas y entre 0 y 2 horas, respectivamente. Los símbolos representan los resultados experimentales, mientras que las líneas corresponden a los resultados del modelo.

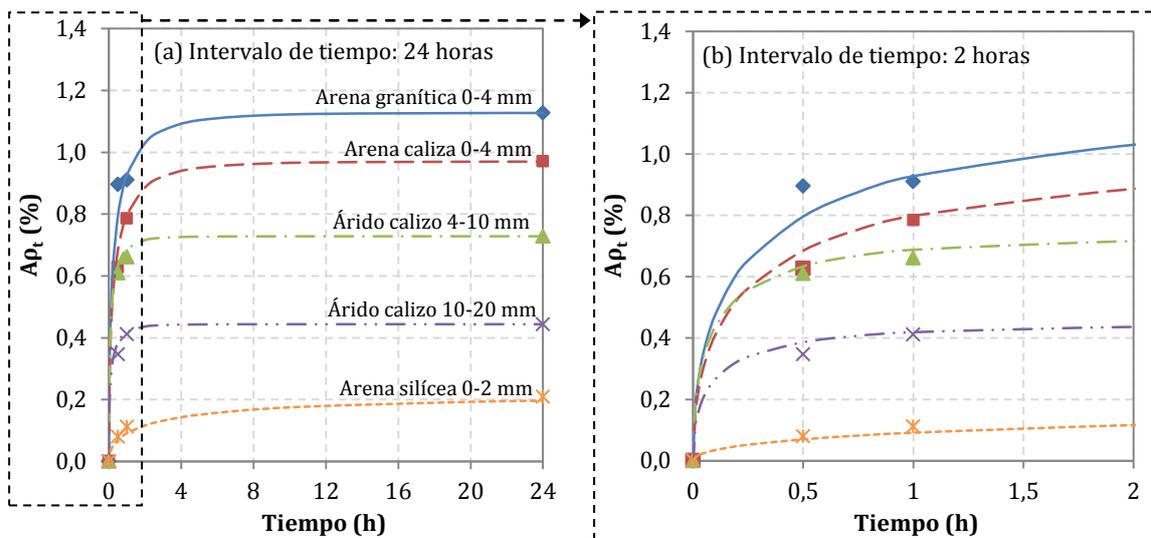


Figura 3.4 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo para los áridos estudiados

En la figura 3.4 se observa el buen ajuste de las curvas a los puntos experimentales. Las pequeñas diferencias entre los valores estimados y los experimentales son más significativas a los 30 minutos y 1 hora. De cualquier modo, dichas diferencias son todas muy pequeñas. El error máximo observado es igual al 11 % (en el caso del coeficiente de absorción de la arena granítica 0-4 mm en el tiempo de 30 minutos).

También puede verse en la misma figura que el coeficiente de absorción de agua aumenta de forma significativa en los primeros minutos de ensayo hasta aproximadamente el tiempo de 2 horas. A partir de ese intervalo de tiempo, se observa una cierta estabilización del valor del coeficiente de absorción, lo que puede indicar que se ha alcanzado la condición de saturación de los granos. Es decir, el 100 % de su capacidad de absorción de agua.

En la figura 3.5 (a) y (b) se presentan los valores anteriormente mostrados (en la figura 3.4) normalizados, en la escala de tiempo entre 0 y 24 horas y entre 0 y 2 horas, respectivamente. Los símbolos representan los resultados experimentales, mientras que las líneas se obtienen a través del modelo. En la figura se verifica que el valor máximo del coeficiente de absorción es igual a la unidad, a las 24 horas. Ello permite observar la

velocidad de saturación de los áridos a través del porcentaje de agua absorbido a lo largo del tiempo respecto al valor final.

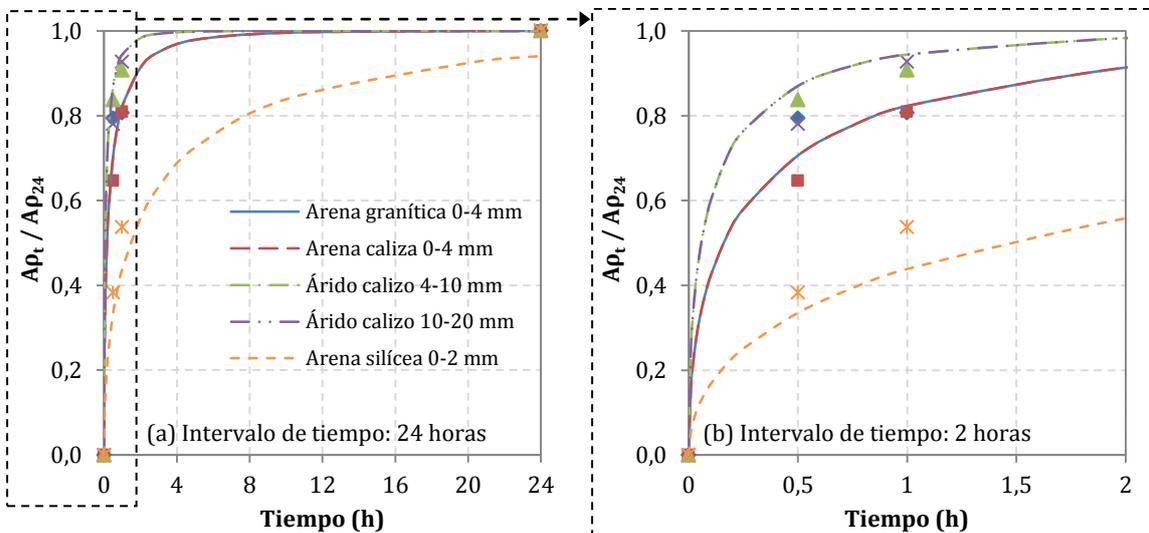


Figura 3.5 – Curvas de ajuste normalizadas para los áridos estudiados

En la figura 3.5 puede verse que la saturación ocurre más rápido en los áridos de mayor tamaño. Ello se observa a través de las curvas que representan los áridos calizos 10-20 y 4-10 mm, las cuales están por encima de las que representan las arenas caliza y granítica 0-4 mm. La arena sílicea 0-2 mm es la que se satura más lentamente, estando la curva que la representa por debajo de las demás.

El modelo estima que a los 30 minutos y 1 hora los dos áridos gruesos absorben 87 y 94 % del agua absorbida a las 24 horas. Sin embargo, los puntos experimentales presentan pequeñas diferencias respecto a los valores estimados. A los 30 minutos, el porcentaje de agua absorbido por los áridos calizos 4-10 y 10-20 es igual a los 84 y 78 %, respectivamente. Estos porcentajes pasan a los 91 y 93 % con 1 hora de ensayo, para los mismos áridos.

El porcentaje de agua absorbido por las arenas caliza y granítica 0-4 mm es ligeramente inferior al presentado por los áridos gruesos. El modelo estima porcentajes de absorción igual a 71 y 82 % a los 30 minutos y 1 hora, respectivamente. Como en el caso de los áridos gruesos, los valores experimentales presentan pequeñas diferencias respecto a los estimados. A los 30 minutos, la arena granítica absorbe el 79 % del volumen de agua absorbido a las 24 horas, mientras que la arena caliza absorbe apenas un 65 %. Pasada 1 hora de ensayo, los porcentajes absorbidos por las dos arenas son los mismos, igual a 81 %.

Por último, el modelo propuesto estima que, a los 30 minutos y 1 hora, la arena sílicea 0-2 mm absorbe 34 y 44 % del volumen de agua absorbido a las 24 horas. Dichos valores son infraestimados por el modelo, ya que el porcentaje experimental de absorción es igual a 38 y 54 %, en los mismos intervalos de tiempo.

3.6. VERIFICACIÓN DEL MODELO CON DATOS DE LA LITERATURA

En éste apartado se verifica la aplicabilidad del modelo propuesto en la ecuación [3.2] a la predicción del volumen de agua absorbida por áridos convencionales (Ortiz, 2005; Alhozaimy, 2009) y por áridos ligeros (Ke *et al.*, 2009; Castro *et al.*, 2011; Liu *et al.*, 2011), en función del tiempo.

3.6.1. Áridos convencionales

La tabla 3.3 muestra las características de los materiales utilizados en los estudios elegidos de la literatura, juntamente con el valor experimental de A_{p24} , el parámetro k (determinado a través de regresión no lineal) y el coeficiente de correlación r^2 .

En esta tabla se verifica que la variación de A_{p24} presenta una tendencia similar a la observada en la tabla 3.1; es decir, cuanto más finos son los áridos, mayor es el valor del coeficiente de absorción. Ello se debe probablemente a la mayor superficie específica presentada por dichos áridos en comparación a los áridos gruesos.

Tabla 3.3 – Características y resultados de los áridos convencionales

Bibliografía	Tipo de árido	Granulometría (mm)	A_{p24} (%)	k	r^2
Ortiz (2005)	Caliza	0-2	2,28	0,03	0,96
		0-5	1,95	0,03	0,97
		5-12	1,11	0,05	1,00
		12-20	0,45	0,05	1,00
Alhozaimy (2007)	Caliza	Arena*	1,85	0,03	0,97
		10	1,62	0,05	0,97
		20	1,28	0,05	0,98

*Rango granulométrico no especificado por el autor

Se observa también que los valores atribuidos al parámetro k son muy similares a los obtenidos en la campaña experimental (ver tabla 3.2). Como en el caso de los áridos ensayados, las arenas calizas estudiadas por Ortiz (2005) y Alhozaimy (2007) presentan el valor del parámetro k igual a 0,03, mientras que en el caso de los áridos gruesos dicho parámetro es igual a 0,05. Ello reafirma la relación observada entre el valor de k y la distribución granulométrica.

De ese modo, se verifica que las curvas de absorción de agua en función del tiempo se comportan de forma prácticamente idéntica al tratarse de áridos con distribuciones granulométricas similares. Así, las diferencias observadas en dichas curvas de previsión pasan a ser consecuencia del valor que presenta el coeficiente de absorción de agua a las 24 horas. Ello producirá un desplazamiento vertical de las gráficas resultantes del modelo, sin cambiar la tendencia presentada por esas. Por último, los valores del coeficiente de

correlación r^2 son muy próximos a la unidad, indicando el buen ajuste de la ecuación [3.2] a los datos experimentales presentados por los dos autores mencionados.

La figura 3.6 (a) muestra el trazado de las curvas de ajuste respecto a los puntos experimentales en la escala de tiempo entre 0 y 24 horas, mientras que la figura 3.6 (b) presenta los mismos valores en la escala de tiempo entre 0 y 2 horas. En dichas figuras se observa que la absorción de agua por los áridos ocurre rápidamente en los primeros minutos y, aproximadamente a partir de las 2 horas, las curvas empiezan a estabilizarse. Ello indica la saturación de los granos y el alcance de la condición de absorción de agua máxima para cada tipo de árido.

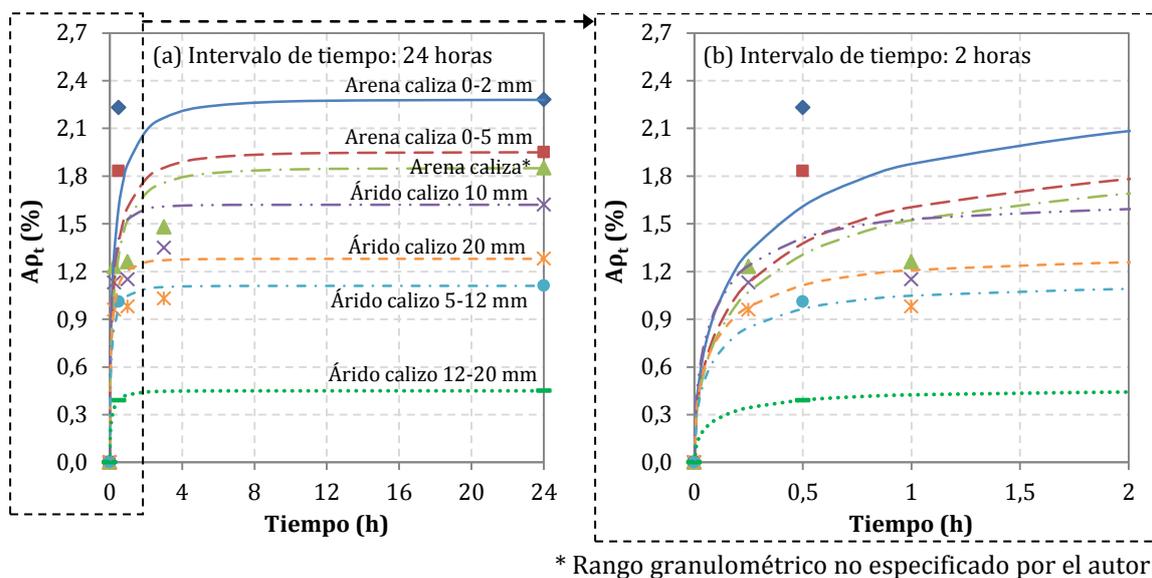


Figura 3.6 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Ortiz, 2005; Alhozaimy, 2009)

El error máximo observado en las gráficas de la figura 3.6 es igual a 28 % y ocurre cuando el modelo propuesto infravalora el coeficiente de absorción de la arena caliza 0-2 mm (Ortiz, 2005) a los 30 minutos. De cualquier modo, ello representa un error final pequeño, ya que el coeficiente de correlación r^2 es igual a 0,96.

De forma general, se verifica que el uso de la ecuación [3.2] es adecuado a la previsión del coeficiente de absorción de agua de los áridos convencionales en función del tiempo. Si bien la cantidad de datos presentes en la literatura que demuestren el valor del coeficiente de absorción de agua a intervalos de tiempo inferiores a las 24 horas es reducida, especialmente, en el caso de los áridos convencionales. La razón es que dichos áridos no suelen producir problemas de pérdida de trabajabilidad a las mezclas por consecuencia de su absorción de agua, ya que sus coeficientes de absorción son reducidos (en la gran mayoría de los casos inferior al 3 %).

De cualquier modo, es importante tener en cuenta cual es el porcentaje de agua absorbido por los áridos en los primeros minutos que siguen la producción de los morteros y hormigones, para que se pueda evaluar la necesidad de considerar porcentajes

inferiores a la presentada a las 24 horas. Ello es substancial en situaciones en que se requiera un control riguroso del agua en la mezcla, como por ejemplo en el caso de los hormigones de ultra-alta resistencia.

3.6.2. Áridos ligeros

Debido a que los áridos ligeros presentan elevada porosidad y tardan más tiempo en alcanzar la saturación, en la ecuación [3.1] se propone el cambio del exponente del término $\left(\frac{t}{Q}\right)$ de 0,5 a 0,2. El buen ajuste de los resultados experimentales que se va lograr como resultado de ese cambio (como se observa en la tabla 3.4) demuestra que dicho exponente tiene relación con la velocidad de absorción de agua por los áridos. Así pues, el comportamiento de absorción de agua por los áridos ligeros en función del tiempo se describe a través de la ecuación [3.3].

$$A\rho_t = A\rho_{24} \left[1 - e^{-k\left(\frac{t}{Q}\right)^{0,2}} \right] \quad [3.3]$$

Las características (tipo de árido, granulometría y densidad) de los áridos ligeros estudiados por Ke *et al.* (2009), Castro *et al.* (2011) y Liu *et al.* (2011) se presentan en la tabla 3.4, juntamente con el valor experimental de $A\rho_{24}$, el valor atribuido al parámetro k (determinado a través de regresión no lineal) y el coeficiente de correlación r^2 . Para el análisis de los resultados en la tabla es importante destacar que mientras Ke *et al.* (2009) y Liu *et al.* (2011) hacen referencia a la densidad aparente sin compactar, Castro *et al.* (2011) se refiere a la densidad de partículas. Además de ello, este último presenta los resultados del coeficiente de absorción de agua al tiempo de 48 horas (y no 24 horas, como los dos otros autores).

En la tabla 3.4 puede verse que el coeficiente k se relaciona, una vez más, con la granulometría de los áridos. Su valor varía según el origen, de 0,25 a 0,30 para los áridos gruesos y 0,25 a 0,40 para las arenas. Estas variaciones son probablemente resultado de pequeñas diferencias en la estructura porosa de los áridos, que puede ser debida al proceso de expansión por el que han pasado los granos. El coeficiente de correlación r^2 es muy próximo a la unidad en todos los casos, indicando la buena reproducibilidad de los datos experimentales por el modelo propuesto.

Con respecto a los valores del coeficiente de absorción a las 24 horas presentado por los autores, se observa que, en general, cuanto más fino es el árido y más baja es su densidad, mayor será el valor de $A\rho_{24}$. Ello se debe a que los áridos más finos presentan superficie específica más elevada. Asimismo, la baja densidad es consecuencia de un mayor volumen de poros.

Parámetros como el espesor de la capa exterior alrededor de los granos (de menor porosidad), el porcentaje de granos rotos y la interconectividad entre los poros juegan también un papel importante en la absorción de agua (Ke *et al.*, 2009). Ello permite

explicar por qué, en algunos casos, el coeficiente de absorción de agua es más elevado para áridos más densos, cuando en realidad la menor densidad debería favorecer el aumento del coeficiente de absorción.

Tabla 3.4 – Características y resultados de los áridos ligeros

Bibliografía	Tipo de árido	Granulometría (mm)	Densidad (kg/m ³)	A ρ_{24} * (%)	k	r ²
Ke <i>et al.</i> (2009)	Arcilla expandida	0-4	650	24,36	0,40	0,87
		4-10	430	14,21	0,30	0,87
		4-10	550	19,44	0,30	0,88
	Esquisto expandido	4-8	750	6,67	0,30	0,92
		4-10	520	8,33	0,30	0,89
		4-10	675	6,57	0,30	0,89
Castro <i>et al.</i> (2011)	Arcilla expandida	0-1,2	1.490	16,7	0,25	0,99
		0-2,4	1.100	32,6	0,25	0,99
		0-4,8	1.290	17,6	0,25	0,99
		0-4,8	1.390	18,4	0,25	1,00
	Esquisto expandido	0-2,4	1.400	16,5	0,25	0,99
		0-2,4	1.490	19,4	0,25	1,00
		0-4,8	1.380	20,5	0,25	1,00
		0-4,8	1.450	18,3	0,25	1,00
		0-4,8	1.460	19,1	0,25	0,99
		0-4,8	1.480	20,1	0,25	1,00
		0-4,8	1.500	14,6	0,25	1,00
		0-4,8	1.510	16,1	0,25	0,99
		0-4,8	1.560	11,1	0,25	0,98
		Pizarra expandida	0-4,8	1.510	6,5	0,25
0-4,8	1.620		13,1	0,25	0,99	
Liu <i>et al.</i> (2011)	Arcilla expandida	1,18-2,36	450	12,8	0,35	1,00
		2,36-4,75	650	11,6	0,30	1,00
		4,75-9,5	650	13,0	0,25	0,99

*Los resultados presentados por Castro *et al.* (2011) se refieren al tiempo de 48 horas

Por ejemplo, en el caso de las arcillas expandidas presentadas por Ke *et al.* (2009), el árido cuya densidad es 550 kg/m³ presenta un coeficiente de absorción superior a lo de densidad igual a 430 kg/m³. Ello se debe a que, en el estudio realizado, los autores han verificado que el porcentaje de granos rotos es cuatro veces superior en el caso del árido de mayor densidad. Además, el espesor de la capa exterior del árido más denso es la mitad del espesor de la capa presentada por el árido de densidad más baja.

La figura 3.7 muestra el trazado de las curvas de ajuste respecto a los puntos experimentales presentados por Ke *et al.* (2009). La nomenclatura adoptada se refiere inicialmente al tipo de árido (AE: arcilla expandida y EE: esquisto expandido), seguido de su rango granulométrico y de su densidad.

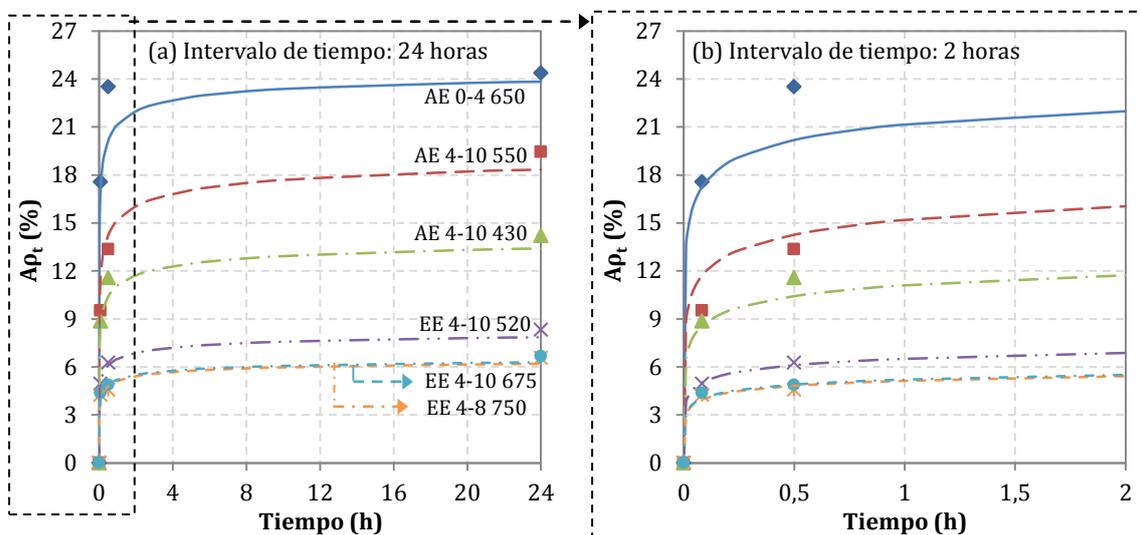


Figura 3.7 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Ke *et al.*, 2009)

A través de la figura 3.7 se demuestra que el ajuste de los puntos experimentales a las curvas resultantes del modelo es bastante preciso. El error máximo observado ocurre cuando el modelo prevé un coeficiente de absorción igual a 20,2 % para la arena de arcilla expandida (AE 0-4 650) a los 30 minutos, cuando en realidad el valor experimental es igual a 23,5 %.

La figura 3.8 presenta las curvas de ajuste referentes a los resultados experimentales presentados por Castro *et al.* (2011). Una vez más, la nomenclatura adoptada se refiere inicialmente al tipo de árido (AE: arcilla expandida, PE: pizarra expandida y EE: esquisto expandido), seguido de su rango granulométrico y de su densidad.

Se observa en dicha figura que los resultados experimentales se ajustan de forma precisa a las curvas resultantes del modelo propuesto, en cualquiera de las situaciones estudiadas. Dado que los áridos estudiados por Castro *et al.* (2011) son arenas, el valor del coeficiente k no varía entre un árido y otro, siendo la variación del coeficiente de absorción de agua en el tiempo función única del coeficiente de absorción máximo (en ese caso, medido a las 48 horas).

Asimismo, se observa que la saturación de los áridos ligeros todavía no se ha producido, dado que los valores del coeficiente de absorción siguen aumentando en el tiempo, aunque con una cinética baja. Aun así, el uso del exponente 0,2 al término $\left(\frac{t}{Q}\right)$, según muestra la ecuación [3.3], permite describir el comportamiento de los datos

experimentales en función del tiempo, aunque los poros de los áridos ligeros no estén completamente rellenos de agua.

El ajuste es más preciso en el caso de las arcillas expandidas y pizarras expandidas. De cualquier modo, con todo, el modelo se puede utilizar también para acotar el coeficiente de absorción de agua en el tiempo de los áridos de esquisto expandido. La diferencia máxima observada ocurre cuando el modelo supravalora el coeficiente de absorción del árido EE 0-4,8 1560 a las 6 horas, prediciendo un valor igual a 9,3 %, cuando el valor real es igual a 7,4 %.

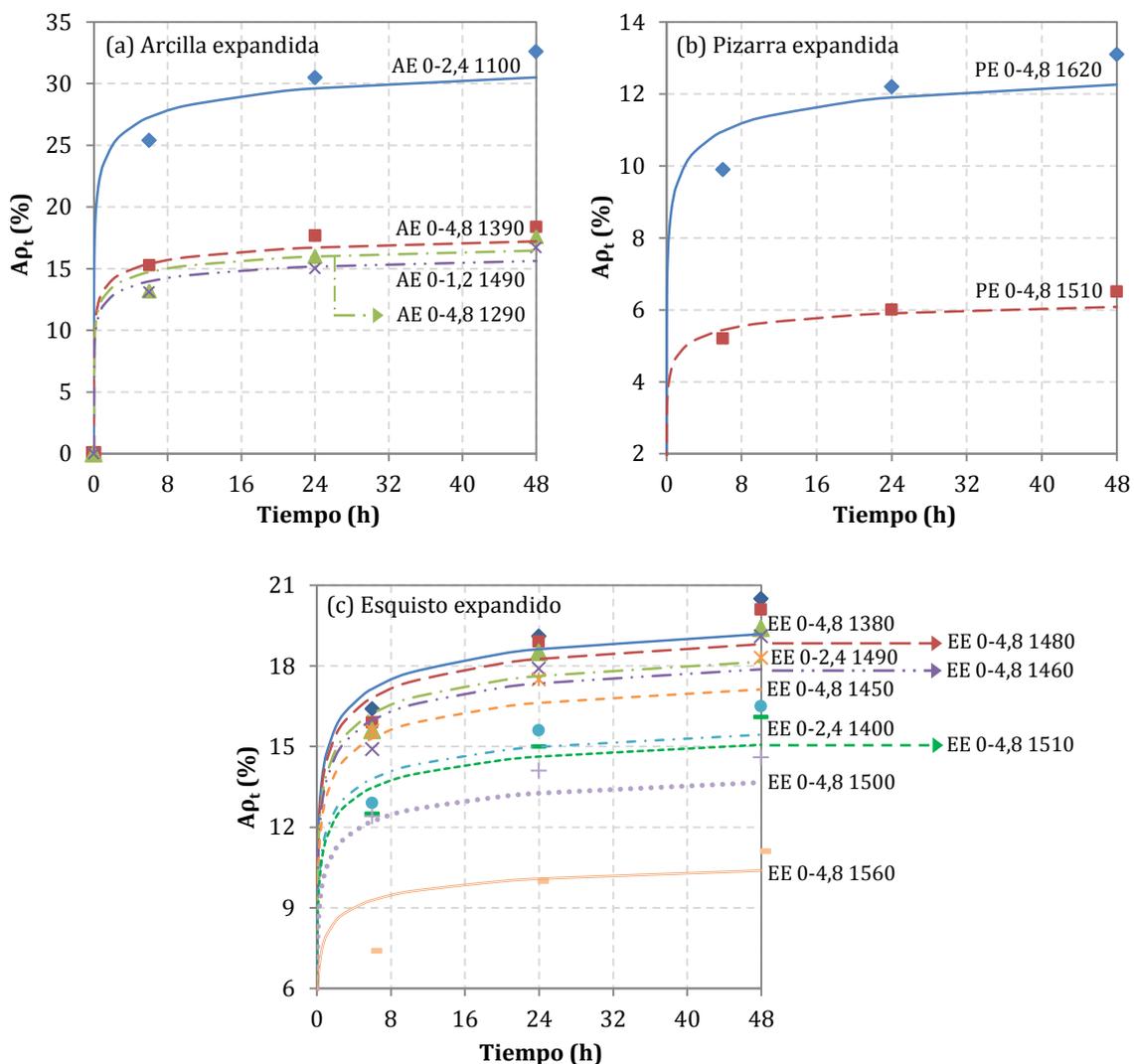


Figura 3.8 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Castro *et al.*, 2011)

Por último, la figura 3.9 presenta el trazado de las curvas de ajuste con respecto a los datos experimentales dados por Liu *et al.* (2011). La nomenclatura adoptada se refiere inicialmente al tipo de árido (AE: arcilla expandida), seguido de su rango granulométrico y de su densidad.

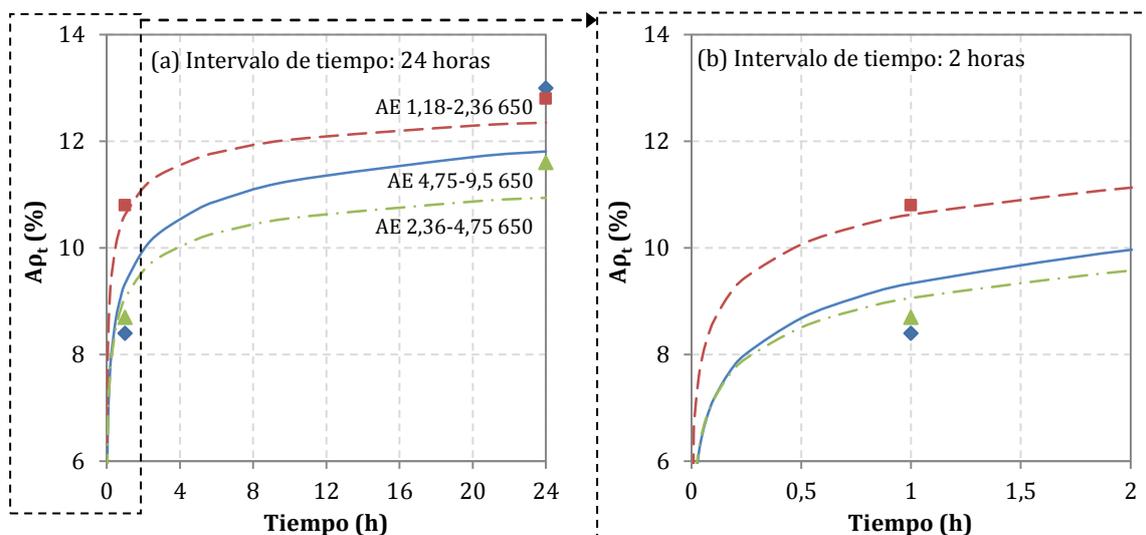


Figura 3.9 – Curvas de ajuste de A_p en función del tiempo (Liu et al., 2011)

Como en los casos anteriores, las curvas de ajuste trazadas a partir de la ecuación [3.3] y mostradas en la figura 3.9 se adaptan bien a los puntos experimentales que representan el coeficiente de absorción de agua en cada uno de los tiempos de ensayo. Puede observarse en dicha figura que el árido grueso AE 4,75-9,5 650 absorbe agua más lentamente que las arenas, lo que se considera en el modelo a través del menor valor presentado por el parámetro k (ver tabla 3.4).

3.7. CONCLUSIONES DEL ESTUDIO

Con base en los resultados de la campaña experimental, en la proposición y ajuste del modelo de predicción del coeficiente de absorción de agua en función del tiempo se derivan las siguientes conclusiones principales:

- Los valores del coeficiente de absorción de agua presentado por los áridos gruesos suelen ser menores que los presentados por las arenas, lo que está asociado a la mayor superficie específica de éstas, haciendo con que el agua esté en contacto con un mayor área superficial de los granos. En el caso de los áridos ligeros, cuanto más baja es la densidad, mayor es la porosidad y consecuentemente la absorción de agua;
- El aumento del coeficiente de absorción de agua por los áridos en función del tiempo presenta una tendencia logarítmica, la cual se puede describir a través de la ecuación [3.2] en el caso de los áridos convencionales, y de la ecuación [3.3] en el caso de los áridos ligeros. Ambas ecuaciones son dependientes del valor presentado por el coeficiente de absorción a las 24 horas (determinado

experimentalmente) y del parámetro k , que está asociado a la granulometría de los áridos;

- La diferencia existente entre las ecuaciones [3.2] y [3.3] se centra en el valor del exponente del término $\left(\frac{t}{Q}\right)$, el cual pasa de 0,5 en la primera ecuación a 0,2 en la segunda. La disminución de dicho valor ha sido necesaria para que el comportamiento de absorción de agua de los áridos ligeros, los cuales presentan elevada porosidad y tardan más tiempo en alcanzar la saturación que los áridos convencionales, fuera bien representado. Ello presenta indicios de que dicho exponente puede estar relacionado con la velocidad de absorción de agua por los áridos;
- El modelo propuesto en el presente estudio se ajusta bien a la previsión del coeficiente de absorción de agua en función del tiempo para diferentes tipos de áridos convencionales y ligeros, en el intervalo que va desde 0 hasta 24 horas. Los errores producidos por ocasión de la verificación de dicho modelo con resultados de la literatura técnico-científica son pequeños, lo que hace con que el citado modelo sea una herramienta útil en la previsión de la absorción, pudiendo ser utilizado en la dosificación del agua en los morteros y hormigones.

4. EL AGUA DE MOJADO: MODELO GEOMÉTRICO ESPACIAL

4.1. INTRODUCCIÓN

Además del rol físico que cumple el agua en la absorción de los áridos, de acuerdo con lo presentado en el capítulo 3, parte del volumen de agua añadido a las mezclas se destina al mojado de los granos componentes, de modo que cuanto mayor es el área superficial a ser mojada, mayor es el volumen de agua necesario.

Así pues, en el presente capítulo se incide en el agua de mojado y se desarrolla un modelo para su cuantificación, el cual se basa en una visión geométrica espacial (tridimensional).

Para la fácil comprensión de las etapas seguidas en el desarrollo del modelo, se definen inicialmente las hipótesis de partida adoptadas y la condición requerida para el completo mojado de la superficie de los granos. Posteriormente, se evalúa la influencia de la compacidad del conjunto granular en el volumen de agua, presentando una ecuación para la predicción de dicho volumen de forma indirecta, a través de un espesor equivalente de agua formado al alrededor de las partículas. Finalmente, se realiza la validación del modelo propuesto a través de dos campañas experimentales, cuyos resultados se presentan en el capítulo 5.

4.2. HIPÓTESIS DE PARTIDA

Inicialmente, con objetivo de facilitar la determinación del volumen de agua necesario para mojar la superficie de las partículas que componen las mezclas, se adoptan algunas hipótesis simples e ingenierilmente razonables, para, con posterioridad, verificar el modelo a través de contrastación. Las hipótesis consideradas son:

- Los granos componentes de la mezcla se consideran esferas del mismo tamaño. Este planteamiento es necesario para visualizar el desarrollo analítico que se presenta. Él, por sí sólo, ya es un problema hace mucho tiempo conocido como la paradoja de Kepler, formulado en el siglo XVIII y, sólo resuelto numéricamente a principios del siglo XXI;
- El conjunto granular considerado está compactado. En definitiva, se parte de la hipótesis de que las partículas están en contacto y buscan una máxima compacidad, lo que es usual en mezclas de hormigón, cara a reducir la cantidad de agua o pasta y, consecuentemente, reducir costes;
- La distribución de los granos es periódica. Es decir, las partículas se organizan formando elementos geométricos tridimensionales que se repiten a lo largo de la estructura del conjunto granular;
- Al añadirse agua al conjunto granular compacto de forma progresiva, tal como muestra la figura 4.1; ésta se acumula inicialmente en los puntos de contacto entre partículas, expandiéndose hacia el centro de los poros conforme el volumen de agua aumenta, lo cual parece razonable fruto de la tensión superficial en el contacto agua-grano;
- El ángulo de contacto (θ) formado en la interface creada entre las superficies del agua y de los granos es igual a cero.

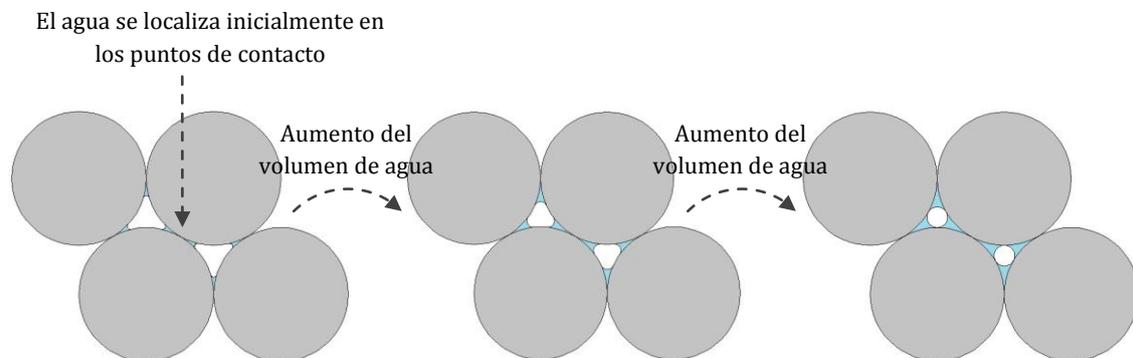


Figura 4.1 – Adición progresiva de agua en un sistema granular compacto

4.3. EL AGUA DE MOJADO EN UN CONJUNTO GRANULAR COMPACTO

Como consecuencia de las hipótesis adoptadas, se observa la formación de un menisco de agua en los puntos en que ésta entra en contacto con la superficie de los granos. Con posterioridad, cuando los meniscos de agua formados en cada uno de los contactos se encuentran en la posición intermedia del volumen vacío entre partículas, tal como muestra la figura 4.2, la totalidad de los granos que forman el conjunto están mojados y la lámina de agua que recubre dichos granos presenta un espesor variable (lo cual es mínimo en los puntos de contacto entre partículas y en la zona central y máximo en los puntos intermedios entre esas zonas, tal como puede verse en la citada figura).

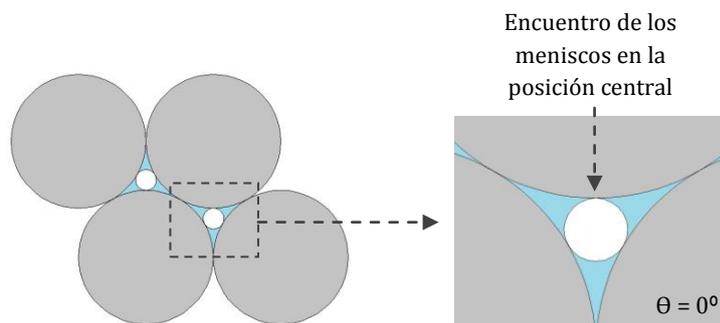


Figura 4.2 – Condición de mojado completo de la superficie sólida

A partir de esa condición, se define el espesor equivalente de agua de mojado ($e_{Eq\ Moj}$) como el espesor que la capa de agua presentaría si su volumen fuera uniformemente distribuido sobre el área superficial de los granos. Dicho espesor se puede calcular como la relación entre el volumen de agua de mojado (V_{Moj}) y el área superficial de los granos (A_{Sup}), como muestra la ecuación [4.1].

$$e_{Eq\ Moj} = \frac{V_{Moj}}{A_{Sup}} \quad \Rightarrow \quad V_{Moj} = e_{Eq\ Moj} \cdot A_{Sup} \quad [4.1]$$

4.4. LA INFLUENCIA DE LA COMPACIDAD

4.4.1. Esquema básico

Una de las hipótesis de partida definida en el apartado 4.2 se refiere a la compacidad del conjunto granular. Ésta depende de la configuración adoptada por los granos, o de cómo éstos se organizan en el empaquetamiento. Así, es necesario determinar como la compacidad influencia el valor del volumen de agua de mojado.

Para dar respuesta a esta problemática se define un elemento geométrico tridimensional que se repite de forma periódica en toda la extensión del conjunto granular, tal como se muestra en la figura 4.3 (a). A dicho elemento geométrico se le

llamará volumen base, estando formado por la unión de los centros de ocho elementos granulares adyacentes, dispuestos en dos capas, como muestra la figura 4.3 (b).

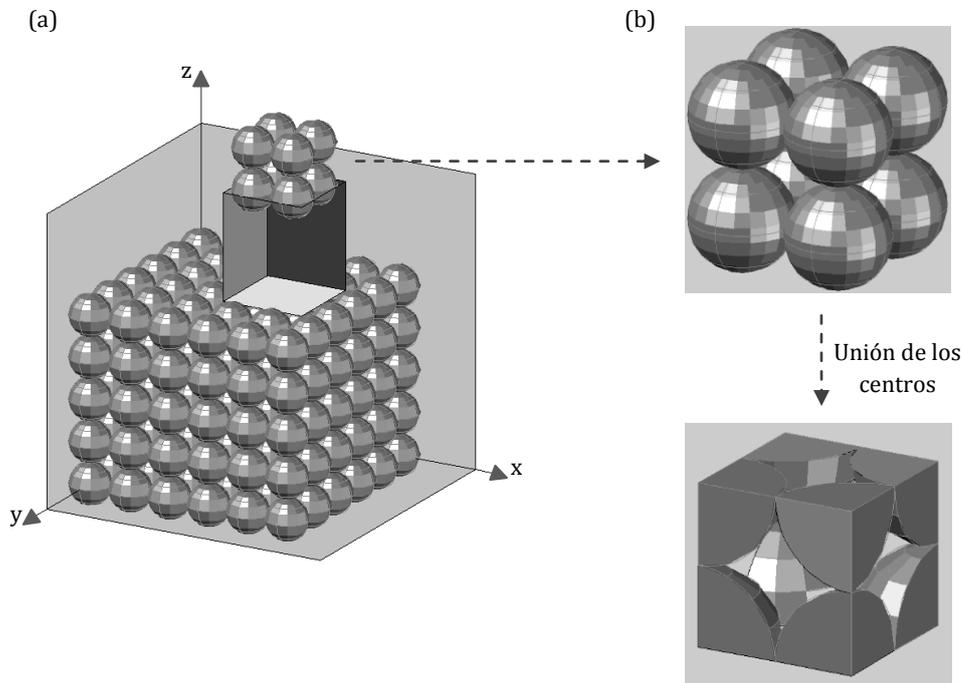


Figura 4.3 – Repetición periódica de los granos en el conjunto (a); y (b) el volumen base

Es importante resaltar que en el interior del volumen base, que es el cubo representado en la figura 4.3 (b), están presentes tres fases distintas:

- Fase sólida, representada por los granos;
- Fase líquida, representada por el agua de mojado;
- Fase gaseosa, representada por el aire, que, como se observa en la figura 4.4, constituye el volumen de poros no ocupado por el agua, y que en adelante se denominará volumen de poros efectivos.

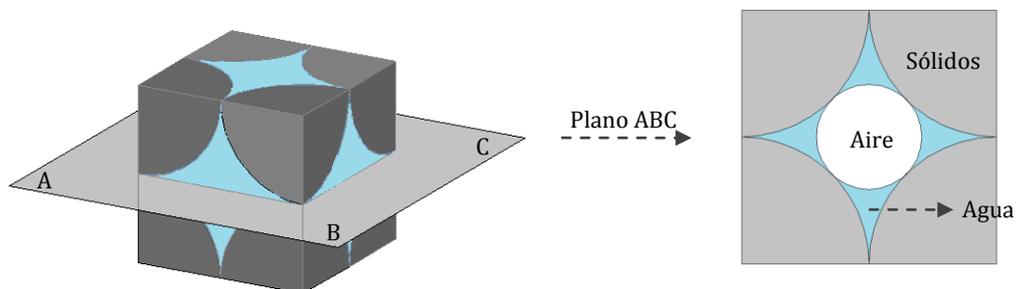


Figura 4.4 – Las tres fases en el interior del volumen base: los granos, el agua y el aire

Así, el volumen de vacíos total es formado por el volumen de agua de mojado y el volumen de aire (fase gaseosa), tal como se muestra en la figura 4.4.

La compacidad del conjunto granular se determina a través de la relación entre el volumen de sólidos y el volumen base, según la ecuación [4.2]; mientras que las ecuaciones [4.3] y [4.4] describen el volumen de vacíos en el interior del sistema.

$$C = \frac{V_S}{V_B} \quad [4.2]$$

$$V_V = V_B - V_S \quad [4.3]$$

$$V_V = V_{Moj} + V_P \quad [4.4]$$

donde: C: compacidad del conjunto granular (-)
 V_S : volumen de sólidos (m^3)
 V_B : volumen base (m^3)
 V_V : volumen de vacíos (m^3)
 V_P : volumen de poros efectivos (m^3)

A partir de estas tres ecuaciones, el volumen de agua de mojado es reescrito aislando dicho término en la ecuación [4.4] y sustituyendo el volumen de vacíos en esa misma ecuación por el valor dado en la ecuación [4.3]. Con posterioridad, el volumen de sólidos se aísla en la ecuación [4.2], siendo sustituido en la misma expresión. A través de los pasos descritos se obtiene el volumen de agua de mojado mediante la ecuación [4.5].

$$V_{Moj} = V_B(1 - C) - V_P \quad [4.5]$$

Así, al igualarse las ecuaciones [4.1] y [4.5] se puede determinar el espesor equivalente de agua de mojado, de acuerdo con la ecuación [4.6].

$$e_{Eq\ Moj} = \frac{V_B(1 - C) - V_P}{A_{Sup}} \quad [4.6]$$

El análisis del volumen de agua de mojado a través del espesor equivalente de agua presenta la ventaja de tener en cuenta el área superficial y, consecuentemente, el tamaño de las partículas. Ello facilita la comprensión del porqué, por ejemplo, la adición de un material fino al hormigón puede actuar promoviendo la fluidez de la mezcla en algunas situaciones, mientras que en otras actúa en la dirección opuesta, reduciendo el agua disponible para la fluidificación.

Así pues, cada una de las variables (V_B , C , V_P y A_{Sup}) necesarias para el cálculo del espesor equivalente de agua de mojado, según dado en la ecuación [4.6], deben ser determinadas. Ello se presenta en los apartados que siguen. Asimismo, la determinación de dichas variables se hace en función del radio de los granos que componen el sistema, de modo que la utilización de las ecuaciones no esté limitada a un cierto tipo y/o tamaño de material granular.

4.4.2. Volumen base (V_B)

Para facilitar la comprensión de cómo se organizan las partículas en los conjuntos granulares considerados, se explica brevemente la condición de partida adoptada en la configuración de los sistemas, para posteriormente presentar como se ha procedido en el desplazamiento de dichas partículas de caras a lograr un incremento en la compacidad de los conjuntos.

Organización de las partículas en los conjuntos granulares:

La condición inicial adoptada a la organización de las partículas consiste en que esas estén dispuestas regularmente en capas, estando lado a lado, de modo que tres ejes perpendiculares entre sí que pase por el centro de una partícula, pase también por el centro de las otras que la circundan y están en contacto con ésta, tal como muestra la figura 4.5 (a). A partir de esa condición, se puede desplazar los elementos granulares de la base unos respecto a los otros, como se muestra en la figura 4.5 (b). Las partículas superiores acompañan el movimiento de las de la base. Ello hace con que el volumen base que inicialmente era un cubo pase a ser un prisma rómbico.

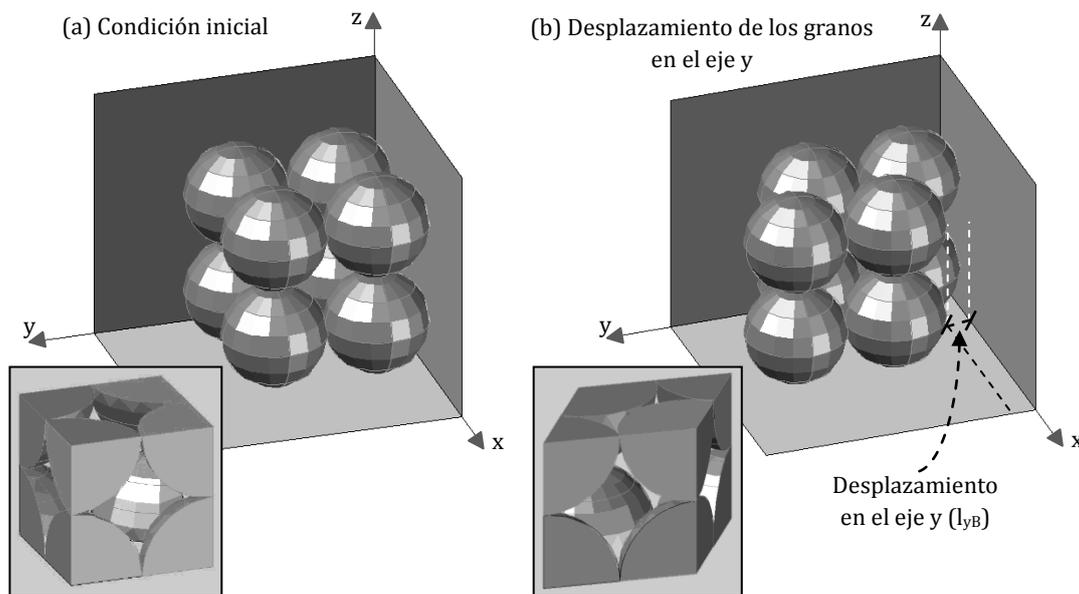


Figura 4.5 – Organización de las partículas en los conjuntos granulares

El desplazamiento de las partículas de la base en el eje y (l_{yB}) varía en el rango entre 0 y 1, siempre respecto al valor del radio (R) de las partículas. La figura 4.6 muestra la vista superior de los conjuntos granulares mostrados en la figura 4.5. La condición inicial se visualiza en líneas discontinuas, mientras que la disposición de las partículas después del movimiento se visualiza en líneas continuas y los granos están rellenos. Se observa que al desplazarse las partículas en el eje y , es necesario también que éstas se desplacen al mismo tiempo en el eje x (l_{xB}) para que el contacto y, consecuentemente, la compacidad del sistema se mantengan.

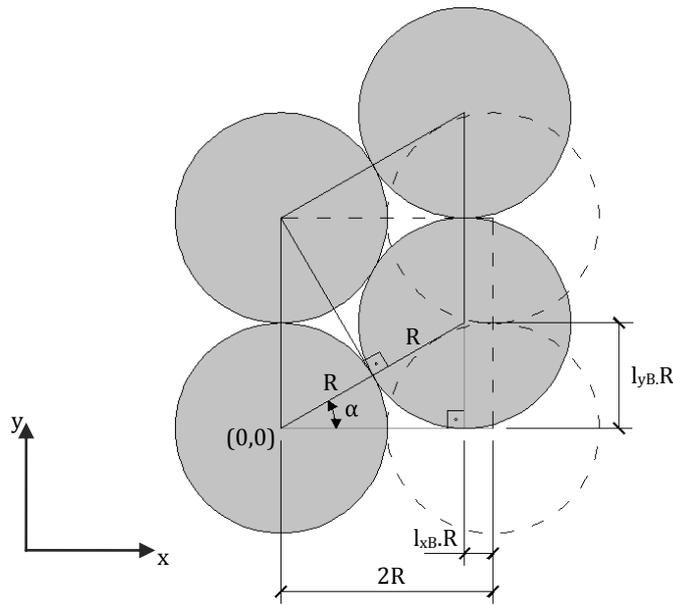


Figura 4.6 –Desplazamiento de las partículas de la base en los ejes x e y

Como se observa en la figura 4.6, el valor del desplazamiento en el eje x se puede determinar respecto al desplazamiento en el eje y, mediante la ecuación [4.7].

$$(2R)^2 = (l_{yB} \cdot R)^2 + (2R - l_{xB} \cdot R)^2 \quad \Rightarrow \quad l_{xB}^2 - 4l_{xB} + l_{yB}^2 = 0 \quad [4.7]$$

Utilizando la fórmula de Bhaskara para resolver la ecuación [4.7] y considerando que el desplazamiento de las partículas en el eje x ocurre en el sentido del vértice de referencia (0,0), la señal negativa prevalece al resolverse la ecuación, dando lugar a que la solución del movimiento de las partículas es el representado por la ecuación [4.8].

$$l_{xB} = 2 - \sqrt{4 - l_{yB}^2} \quad [4.8]$$

Por otro lado, el ángulo α indicado en la figura 4.6 es necesario en la determinación del área de la base del polígono que representa V_b , y su valor es dado por la ecuación [4.9].

$$\tan \alpha = \frac{l_{yB} \cdot R}{(2R - l_{xB} \cdot R)} \quad \Rightarrow \quad \alpha = \arctan \left[\frac{l_{yB}}{(2 - l_{xB})} \right] \quad [4.9]$$

Además del movimiento que se puede aplicar a las partículas de la base, también es posible que los granos de la capa superior se desplacen respecto a los de la base (hasta el momento las partículas de la capa superior acompañan el movimiento de las demás), tal como muestra la figura 4.7. Dicho movimiento se puede efectuar en cualquiera de las direcciones x (l_x) o y (l_y), así como en ambas direcciones al mismo tiempo. Cabe señalar que el rango de variación del desplazamiento está entre 0 y 1 en cualquier dirección, respecto al valor del radio de las partículas.

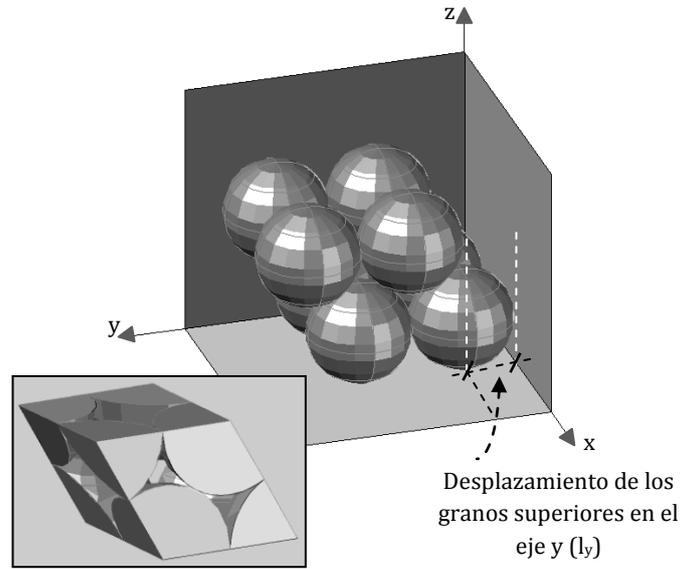


Figura 4.7 –Desplazamiento de las partículas superiores en el eje y

Asimismo, es posible que los tres tipos de movimiento presentados ocurran de forma simultánea; es decir, tanto las partículas de la base como las superiores sean desplazadas en los ejes x e y al mismo tiempo. La figura 4.8 muestra la vista superior de un conjunto en que se aplican dichos desplazamientos. Las líneas discontinuas representan los granos superiores, mientras que los elementos rellenos, en líneas continuas, representan las partículas de la base.

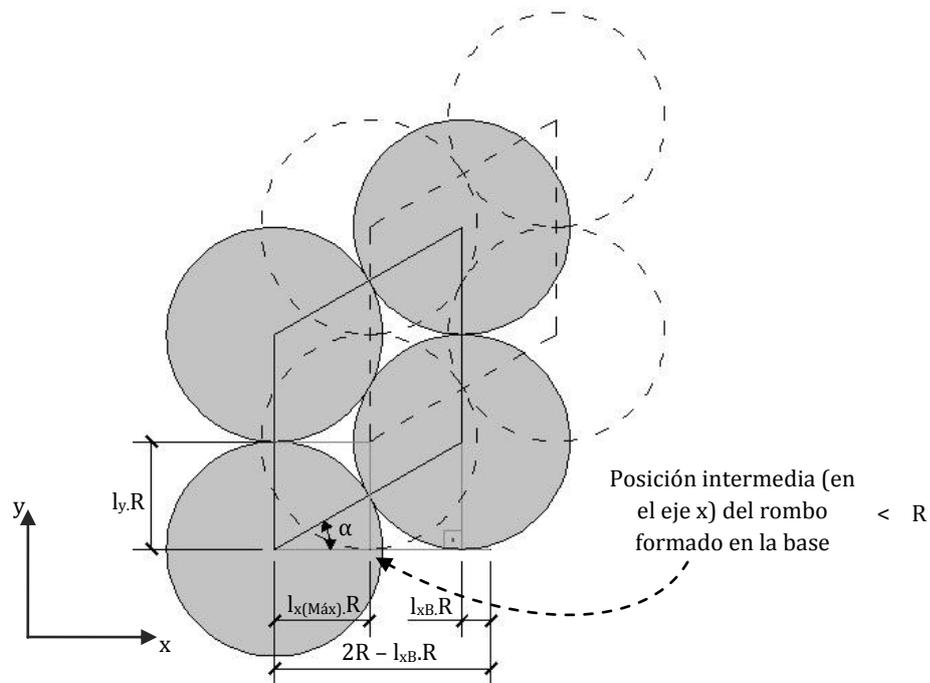


Figura 4.8 –Reducción del rango de desplazamiento de las partículas superiores

En la figura 4.8 se observa que el rango de variación del desplazamiento de las partículas superiores es reducido. Ello responde a que éstas alcanzan la posición intermedia (en el eje x) de la figura geométrica (rombo) formada en la base antes de que el movimiento sea igual al radio de las partículas. En esa situación, el desplazamiento máximo que se puede aplicar a las partículas superiores en el eje x es dado por la ecuación [4.10].

$$l_{x(Máx)}R = \frac{(2R - l_{xB} \cdot R)}{2} \Rightarrow l_{x(Máx)} = 1 - \frac{l_{xB}}{2} \quad [4.10]$$

Por último, al desplazarse las partículas superiores en cualquiera de los ejes x o y , es necesario también que éstas se desplacen al mismo tiempo en el eje z (l_z) por la misma hipótesis anteriormente enunciada de que el sistema se conserve compacto. Considerando que en la condición inicial adoptada, mostrada en la figura 4.5 (a) anteriormente presentada, la altura de V_B es igual a dos veces el radio de las partículas, el valor del desplazamiento en el eje z se determina como muestra la ecuación [4.11], en la que la altura (H) del sólido que representa V_B se va determinar más adelante y es también función de los desplazamiento aplicados a las partículas del sistema.

$$l_z = 2R - H \quad [4.11]$$

La tabla 4.1 presenta un resumen de los tipos de movimiento que se puede aplicar a las partículas que forman los conjuntos granulares estudiados. El desplazamiento mínimo es siempre igual a cero, dónde se obtiene la condición inicial enseñada en la figura 4.5 (a). Por otro lado, el desplazamiento máximo es variable, siendo enseñado en dicha tabla. El ángulo α máximo igual a 30° ocurre cuando los elementos granulares de la base presentan el desplazamiento máximo ($l_{yB} = R$).

Tabla 4.1 – Resumen de los movimientos posibles de aplicar a las partículas

Símbolo	Definición	Desplazamiento máximo
l_{xB}	Desplazamiento de las partículas de la base en el eje x	Función de l_{yB} , ecuación [4.8]
l_{yB}	Desplazamiento de las partículas de la base en el eje y	R
l_x	Desplazamiento de las partículas superiores en el eje x	Función de l_{xB} , ecuación [4.10]
l_y	Desplazamiento de las partículas superiores en el eje y	R
l_z	Desplazamiento de las partículas superiores en el eje z	Función de H , ecuación [4.11]
α	Ángulo que define el movimiento de las partículas de la base de V_B	30°

Después de especificados los movimientos que se pueden aplicar a las partículas de los conjuntos granulares, se va determinar cómo calcular el volumen base. El volumen de cualquier elemento geométrico tridimensional se define como el producto entre el área de la base (A_B) y la altura (H) de dicho elemento. Así pues, el volumen base se calcula conforme la ecuación [4.12]. A continuación se va definir el área de la base y la altura del sólido que representa V_B .

$$V_B = A_B H \quad [4.12]$$

Área de la base (A_B):

La base del sólido que representa V_B es un cuadrilátero cuyas diferencias aparecen según el ángulo α varíe entre 0 y 30° . Cuando $\alpha = 0$, la base tiene la forma de un cuadrado, como muestra la figura 4.9 (a). A partir de esa situación, el aumento del ángulo α hace con que la base cuadrada pase a ser un rombo cuya diagonal menor lo divide en dos triángulos isósceles, enseñados en la figura 4.9 (b). Cuando α llega al valor límite de 30° , los triángulos isósceles pasan a ser equiláteros, según la figura 4.9 (c).

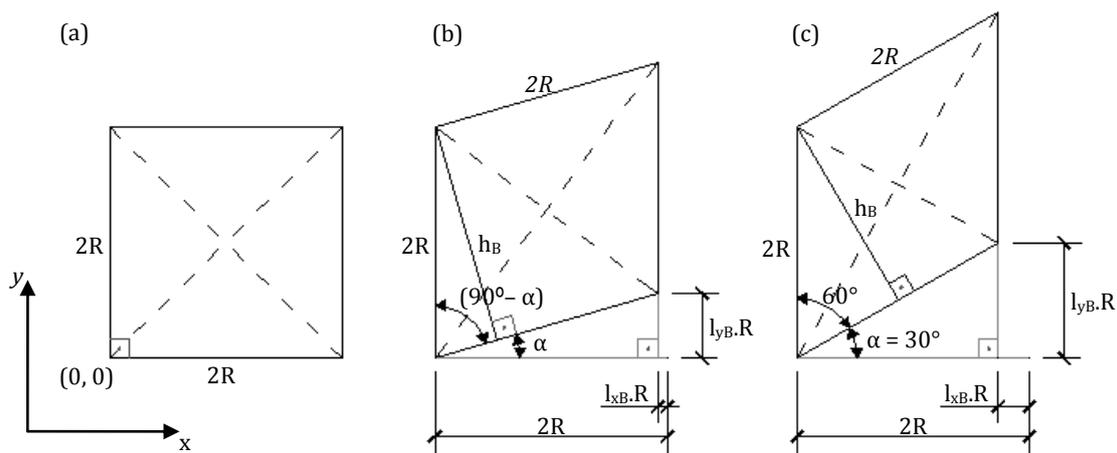


Figura 4.9 – Variación en la forma de la base del sólido que representa V_B

En base a la figura 4.9, se calcula la altura del cuadrilátero de la base (h_B) tal como muestra la ecuación [4.13]; en la que se utiliza el ángulo complementario de α .

$$\text{sen}(90^\circ - \alpha) = \frac{h_B}{2R} \quad \Rightarrow \quad h_B = 2R \text{sen}(90^\circ - \alpha) \quad [4.13]$$

Como consecuencia de los pasos anteriores, el área del polígono de la base (A_B) se calcula según la ecuación [4.14].

$$A_B = 2R \cdot h_B \quad \Rightarrow \quad A_B = 4R^2 \text{sen}(90^\circ - \alpha) \quad [4.14]$$

Altura (H):

La figura 4.10 muestra la localización de la altura (H) en el volumen base, mientras que la figura 4.11 muestra la vista superior del sólido presentado en la figura 4.10.

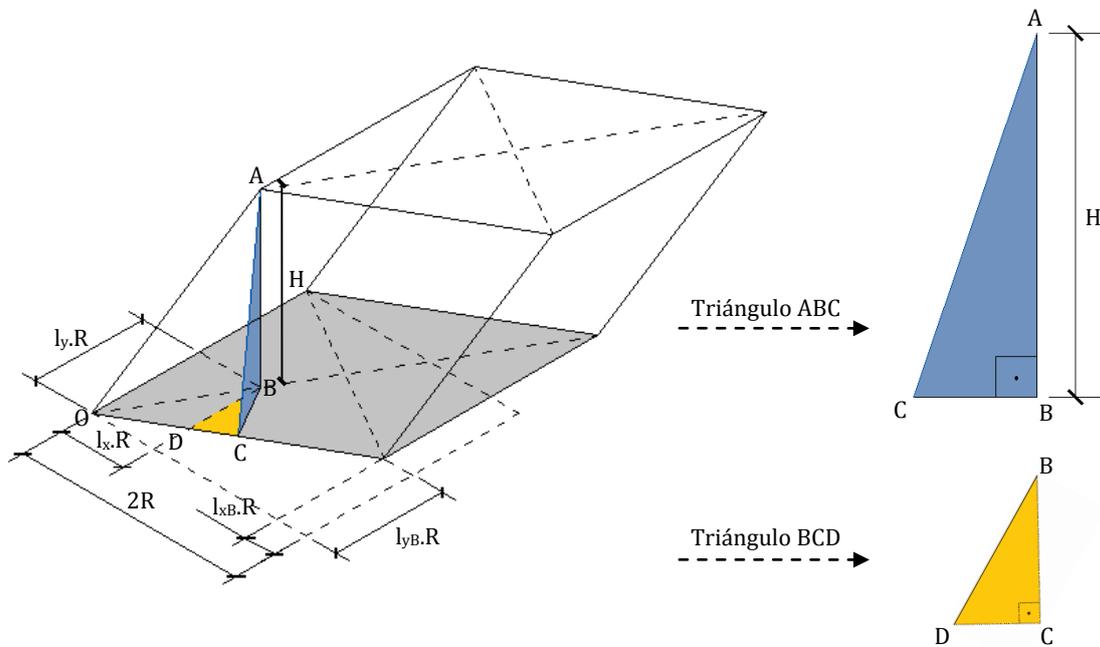


Figura 4.10 – La altura (H) del sólido que representa V_B

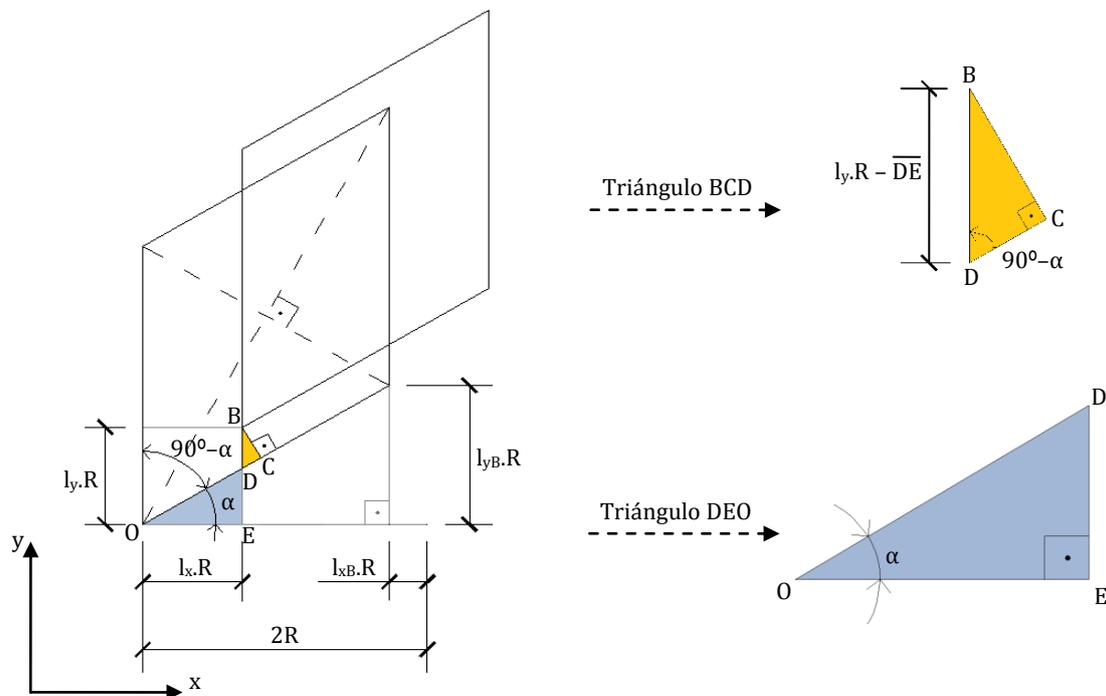


Figura 4.11 – Vista superior del sólido que representa V_B

Con base en las figuras 4.10 y 4.11, se inician los cálculos considerando el triángulo DEO y se calculan las distancias \overline{DO} y \overline{DE} según las ecuaciones [4.15] y [4.16], respectivamente.

$$\cos \alpha = \frac{l_x \cdot R}{\overline{DO}} \Rightarrow \overline{DO} = \frac{l_x \cdot R}{\cos \alpha} \quad [4.15]$$

$$\overline{DO}^2 = (l_x \cdot R)^2 + \overline{DE}^2 \Rightarrow \overline{DE} = l_x \cdot R \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \quad [4.16]$$

Seguidamente, tomando como punto de partida el triángulo BCD y haciendo las sustituciones necesarias, se determina \overline{CD} y \overline{BC} tal como muestran las ecuaciones [4.17] y [4.18], respectivamente.

$$\begin{aligned} \cos(90^\circ - \alpha) &= \frac{\overline{CD}}{(l_y \cdot R - \overline{DE})} \Rightarrow \\ \overline{CD} &= R \cos(90^\circ - \alpha) \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right) \end{aligned} \quad [4.17]$$

$$\begin{aligned} \text{sen}(90^\circ - \alpha) &= \frac{\overline{BC}}{(l_y \cdot R - \overline{DE})} \Rightarrow \\ \overline{BC} &= R \text{sen}(90^\circ - \alpha) \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right) \end{aligned} \quad [4.18]$$

Mediante el triángulo ACO, la distancia \overline{AC} se obtiene según la ecuación [4.19].

$$\begin{aligned} (2R)^2 &= (\overline{DO} + \overline{DC})^2 + \overline{AC}^2 \Rightarrow \\ \overline{AC} &= R \left[4 - \frac{l_x^2}{\cos^2 \alpha} - 2l_x \frac{\cos(90^\circ - \alpha)}{\cos \alpha} \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right) \right. \\ &\quad \left. - \cos^2(90^\circ - \alpha) \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad [4.19]$$

Así, considerando el triángulo ABC, el valor de la altura de V_B se determina conforme muestra la ecuación [4.20].

$$\overline{AC}^2 = H^2 + \overline{BC}^2 \quad \Rightarrow$$

$$H = R \left\{ \left[4 - \frac{l_x^2}{\cos^2 \alpha} - 2l_x \frac{\cos(90^\circ - \alpha)}{\cos \alpha} \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right) - \cos^2(90^\circ - \alpha) \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right)^2 \right] - \sin^2(90^\circ - \alpha) \left(l_y - l_x \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \alpha} - 1} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad [4.20]$$

4.4.3. Compacidad (C)

En la ecuación [4.6] presentada anteriormente se requiere calcular la compacidad. Para ello, hay que tener presente que aunque el valor del volumen base cambie según la posición de las partículas en el conjunto, el volumen de sólidos en el interior de V_B se mantiene constante. Dicho volumen es siempre igual al volumen de una partícula esférica. Es decir, la reducción del volumen de sólidos provocada por el desplazamiento de los granos en una de las mitades de V_B es compensada por el aumento volumétrico en la otra mitad, lo que mantiene el volumen de sólidos constante.

El valor de la compacidad se determina de acuerdo con la ecuación [4.21].

$$C = \frac{V_S}{V_B} \quad \Rightarrow \quad C = \frac{\pi}{3 \sin(90^\circ - \alpha) \cdot \left(\frac{H}{R}\right)} \quad [4.21]$$

En la figura 4.12 se presentan las gráficas de la compacidad calculada para los conjuntos granulares, utilizando la ecuación [4.21], para distintos valores del ángulo α y de la altura de V_B (es decir, para conjuntos granulares en que se han aplicado distintos movimientos a las partículas). De la misma se derivan diversas consideraciones, tales como:

- La compacidad mínima (igual a 0,524) y, consecuentemente, el máximo contenido de vacíos, se produce para la configuración de desplazamiento nulo, tal como se observa en la figura 4.12 (a);
- Los valores de la compacidad aumentan, a medida que se aumenta el desplazamiento de las partículas inferiores y/o superiores tanto en el eje x como en el eje y , pudiéndose alcanzar valores superiores a 0,8, como se puede ver en la figura 4.12 (f);

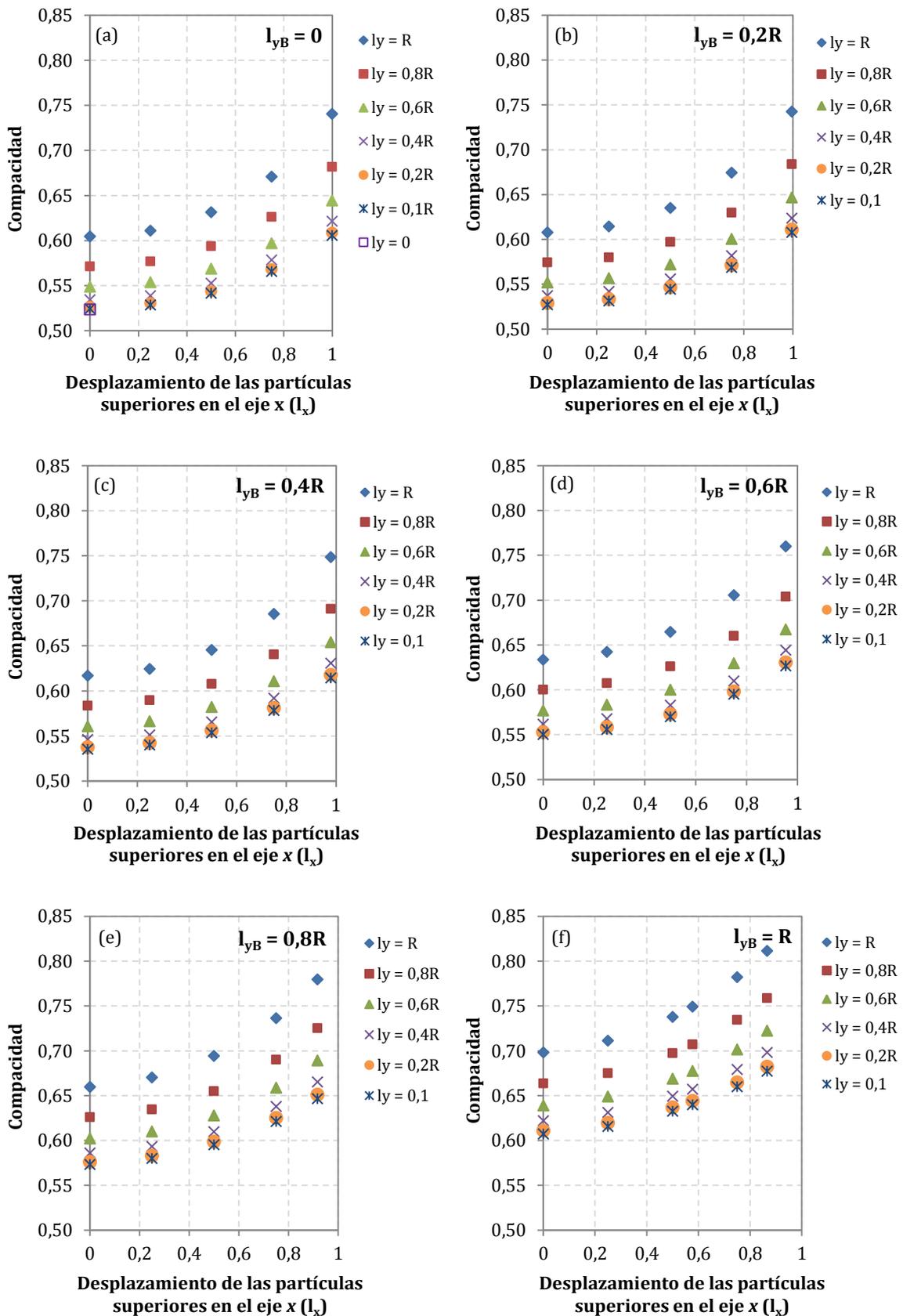
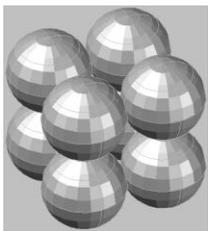
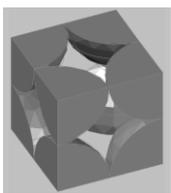
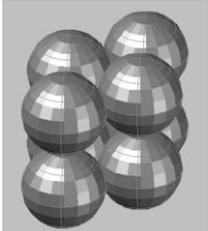
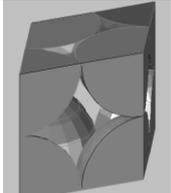
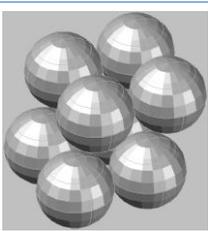
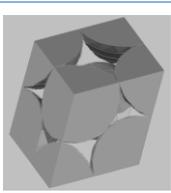
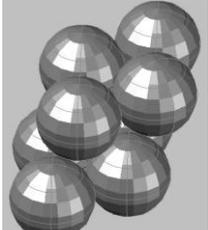
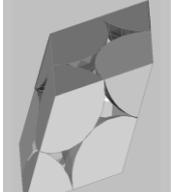


Figura 4.12 – Compacidad de los conjuntos granulares

- A pesar de los valores máximos de la compacidad superaren el 0,8, dichos valores no se pueden considerar, pues suponen que las partículas del conjunto se superponen unas a las otras. Así, el rango de variación que se puede obtener a la compacidad cuando se empaqueta granos esféricos del mismo tamaño va desde 0,524 hasta 0,749;
- A medida que se aumenta el desplazamiento l_{yB} , el valor correspondiente al desplazamiento máximo l_x , compatible con el desplazamiento del otro eje, es reducido. Ello con base en la hipótesis de compacidad anteriormente enunciada y demostrada en la ecuación [4.10].

La tabla 4.2 muestra cuatro ejemplos de cálculo de la compacidad para diferentes conjuntos granulares.

Tabla 4.2 – Ejemplos de cálculo de la compacidad

Sistema compacto ($l_x; l_y$) ($l_{xB}; l_{yB}$)	A_B	H	V_B	C
 (0; 0) (0; 0)	$4R^2$	2R	 $8R^3$	0,524
 (0; 0) (0,27R; R)	$3,464R^2$	2R	 $6,928R^3$	0,605
 (R; R) (0; 0)	$4R^2$	1,414R	 $5,657R^3$	0,740
 (0,58R; R) (0,27R; R)	$3,464R^2$	1,614R	 $5,592R^3$	0,749

El primer caso enseñado en la tabla 4.2 consiste en la condición inicial adoptada, ver figura 4.5 (a); mientras que el segundo presenta un conjunto granular en que se han desplazado sólo las partículas de la base (las partículas superiores acompañan el movimiento). El tercer caso muestra un conjunto en que la base se mantiene tal como en la condición adoptada inicialmente (base cuadrada), pero las partículas superiores son desplazadas con respecto a las de la base. Por último, el cuarto caso presenta el conjunto granular de máxima compacidad obtenido al empaquetarse esferas del mismo tamaño, en que ambas las partículas de la base y superiores se han desplazado en los ejes x e y .

Si bien en un hormigón real, no se tiene sólo un tamaño de grano, ni estos son perfectamente esféricos, los valores aquí representados son indicativos de valores máximos de compacidad (o mínimos de vacíos) y que pueden ayudar a comprender la importancia que tienen los finos en la producción de las pastas, o el esqueleto granular en la optimización de morteros y hormigones, desde diferentes puntos de vista: económico y de prestaciones, ya sean en estado fresco como en endurecido.

4.4.4. Volumen de poros efectivos (V_P)

En la determinación del espesor equivalente de agua de mojado según la ecuación [4.6], anteriormente presentada, se requiere determinar el volumen de poros efectivos en el interior del volumen base. Ello se hace teniendo en cuenta un análisis de las diversas posibilidades de distribución de dichos poros, resultado de los numerosos movimientos que se pueden aplicar a los granos del sistema.

La figura 4.13 ilustra las posibilidades de formación de poros en el interior de V_B cuando la base es cuadrada. En ella se observa que cuando los granos de la base no sufren movimiento, los poros pueden distribuirse de tres maneras distintas.

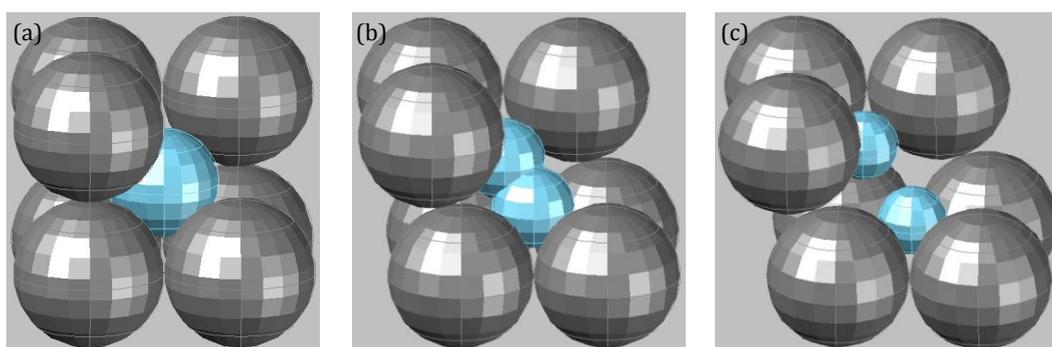


Figura 4.13 – Disposición de los poros en el interior de V_B , base cuadrada

El primer caso es indicado en la figura 4.13 (a) y representa la mínima compacidad que se puede obtener al empaquetarse granos esféricos del mismo tamaño. En esa situación el sólido que representa el volumen base es un cubo y se verifica la formación de apenas un poro de forma esférica en el interior de V_B .

En la figura 4.13 (b) se observa que el desplazamiento de los granos superiores del sistema hace que el poro inicialmente esférico se divida en dos poros esféricos, uno formado a partir de la base y otro a partir de la cara superior de V_B . Sin embargo, el desplazamiento de la cara superior de V_B respecto a la inferior no es suficiente para que esos dos poros sean independientes, de modo que ellos se superponen uno al otro, formando un único poro de forma alargada (elipsoidal). Ello va ocurrir hasta el momento en que el desplazamiento de las partículas superiores sea suficientemente grande para permitir la independencia de un poro respecto al otro, tal como muestra la figura 4.13 (c).

Por otra parte, la figura 4.14 muestra las posibilidades de formación de poros en el interior de V_B cuando la base es un rombo y las partículas superiores se mantienen fijas.

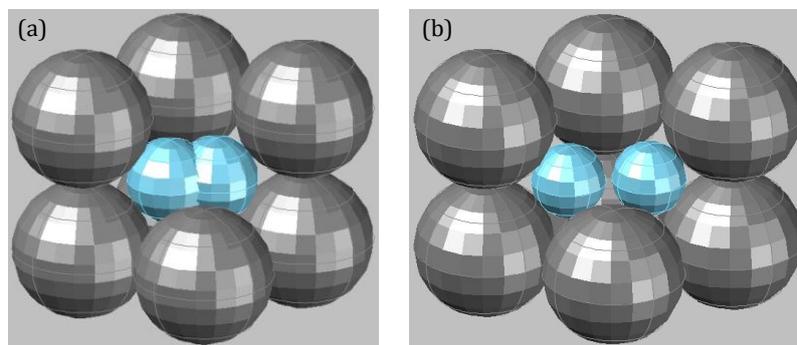


Figura 4.14 – Disposición de los poros en el interior de V_B , base rómbica y $H = 2R$

La figura 4.14 (a) muestra que cuando apenas las partículas de la base son desplazadas, el poro inicialmente esférico se vuelve alargado en la dirección horizontal; comparar con la figura 4.13 (a). Ello sucede porque los dos poros esféricos formados se van a superponer uno sobre el otro, hasta el momento en que el desplazamiento de los granos sea suficientemente grande para que cada uno de los dos poros esféricos se vuelva independiente; tal como muestra la figura 4.14 (b).

Por último, la figura 4.15 muestra las posibilidades de formación de poros en el interior de V_B cuando la base es un rombo y, simultáneamente, las partículas superiores sufren desplazamiento. Se observa que el número de posibilidades aumenta considerablemente respecto a los casos anteriores y los poros esféricos formados pasan de dos hacia cuatro, ya que se forman dos poros a partir de la cara inferior y dos a partir de la cara superior de V_B .

En función del desplazamiento de los granos puede darse la circunstancia que los cuatro poros esféricos se superpongan, como muestra la figura 4.15 (a); lo que ocurre en los casos de pequeño desplazamiento entre partículas. A medida que dicho desplazamiento aumenta, la combinación de los movimientos puede generar superposición entre poros en la dirección diagonal, tal como se enseña en la figura 4.15 (b), (c) y (e); y en la dirección horizontal, según la figura 4.15 (d). Cuando el desplazamiento de las partículas se aproxima de los máximos posibles se observa que cada poro esférico se mantiene independiente, como se demuestra en la figura 4.15 (f).

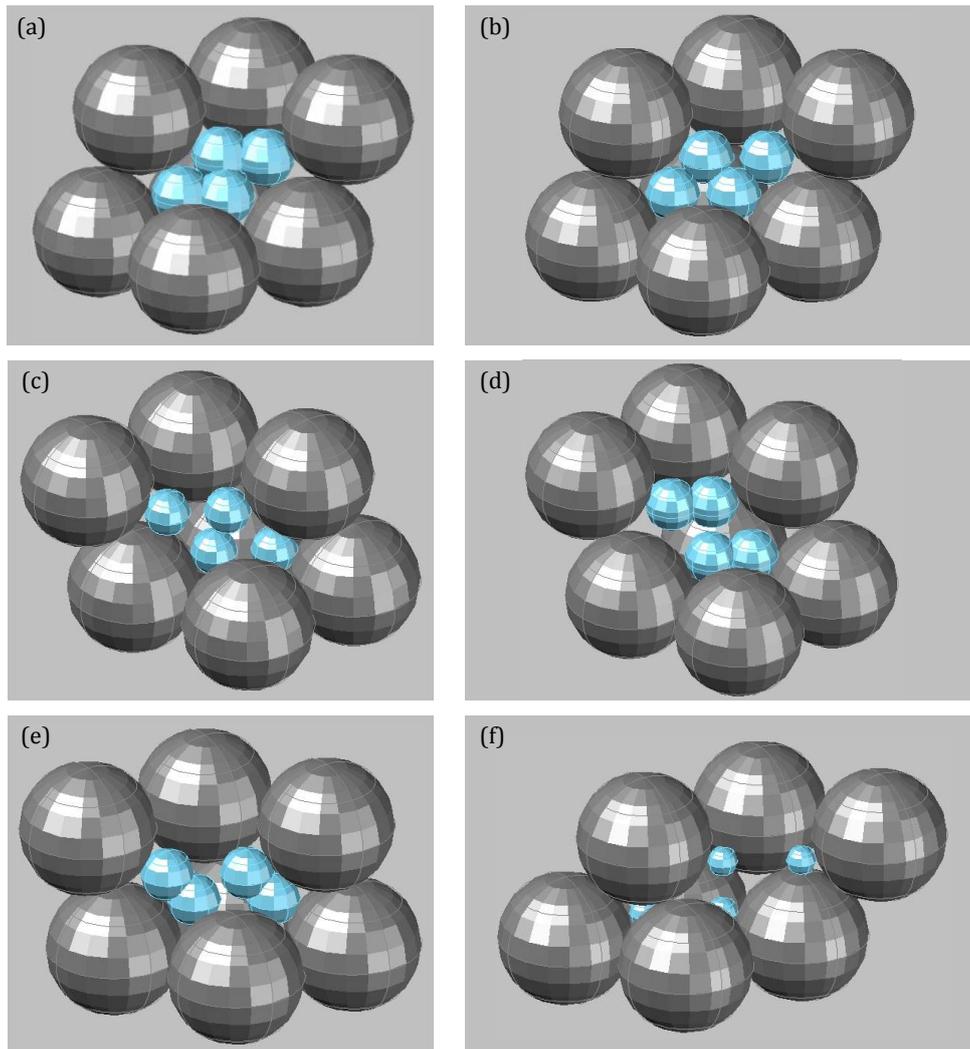


Figura 4.15 – Disposición de los poros en el interior de V_B , base rómbica y $H < 2R$

Así pues, el volumen de poros efectivos (V_P) en el interior del volumen base se calcula a partir de la ecuación [4.22].

$$V_P = N_e \cdot \frac{4}{3} \pi r_p^3 - V_{PS} \quad [4.22]$$

donde: N_e : número de poros efectivos esféricos (-)
 r_p : radio de los poros efectivos esféricos (m)
 V_{PS} : volumen de poros superpuestos (m^3)

El número de poros esféricos formados sigue el orden descrito a continuación:

- Condición inicial (sin desplazamiento): 1 poro;
- Desplazamiento aislado de las partículas de la base \underline{o} superiores: 2 poros;
- Desplazamiento combinado de las partículas de la base \underline{y} superiores: 4 poros.

El radio de los poros efectivos (r_p):

En la determinación del radio de los poros, se observa inicialmente la necesidad de establecer la localización de éstos. Para ello se va utilizar la distancia horizontal existente entre el centro de los poros y un vértice de referencia (l_{pv}). La figura 4.16 muestra las tres posibles formas de la base del sólido que representa V_B , e indica la proyección del centro del poro en el plan de la base.

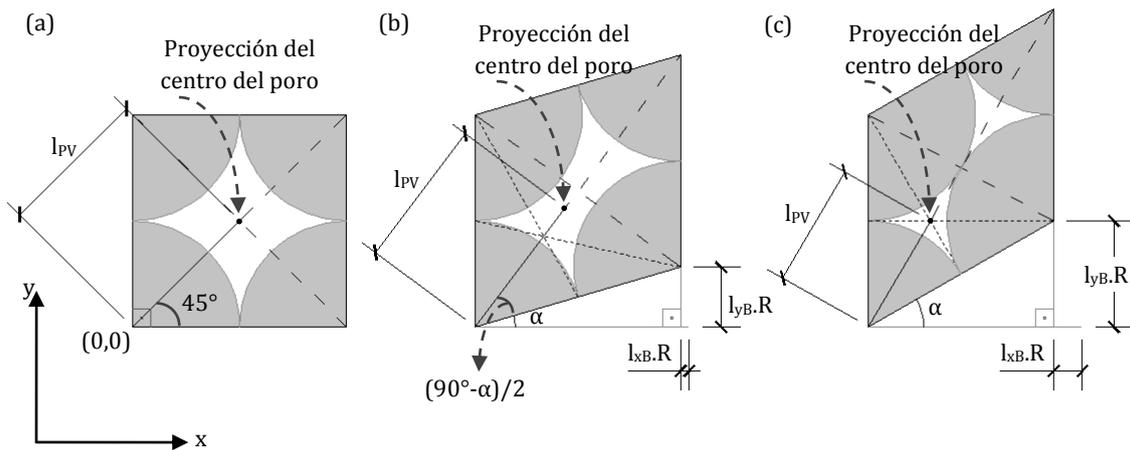


Figura 4.16 – Las posibles formas de la base del sólido que representa V_B y la distancia l_{pv}

El vértice (0,0) se toma como referencia para la determinación de l_{pv} . Asimismo, se observa a través de la figura 4.16 que dicha distancia es variable en cada situación. La proyección en la base del centro del poro se localiza en el punto en que una recta trazada desde la diagonal mayor de la base (D_B), hasta la lateral del polígono, forma un ángulo de 90° justo en el punto de contacto entre los dos granos adyacentes, tal como muestra la figura 4.17.

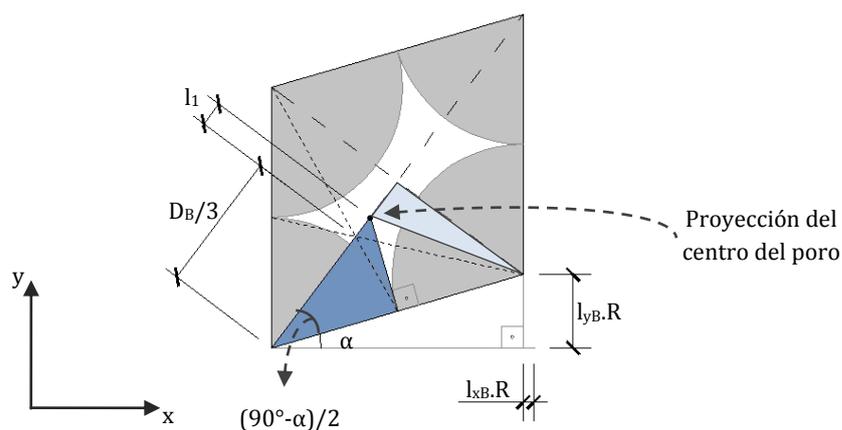


Figura 4.17 – Proyección en la base del centro del poro

Con base en la figura 4.17 se determina l_{pv} a través de la igualdad entre las ecuaciones [4.23] y [4.24]. Es importante que dicha igualdad sea verificada, pues el centro

del poro proyectado en la base debe localizarse siempre en el punto en que dicho poro esté en contacto con cada grano en su alrededor.

$$l_{PV} = \frac{D_B}{3} + l_1 \quad [4.23]$$

$$l_{PV}^2 = \left(\frac{D_B}{2} - \frac{D_B}{3} - l_1 \right)^2 + \left(\frac{d_B}{2} \right)^2 \quad [4.24]$$

donde: l_{PV} : distancia horizontal entre el centro del poro y el vértice de referencia (m)
 D_B : diagonal mayor de la base de V_B (m)
 d_B : diagonal menor de la base de V_B (m)
 l_1 : distancia horizontal entre el centro del poro y el punto $D_B/3$ (m)

Igualando las ecuaciones y resolviendo dicha igualdad se obtiene el valor de l_1 , dado por la ecuación [4.25].

$$l_1 = \frac{d_B^2}{4D_B} - \frac{D_B}{12} \quad [4.25]$$

Luego, sustituyendo la distancia l_1 en la ecuación [4.23], resolviendo y simplificando la ecuación resultante, se obtiene el valor l_{PV} , según la ecuación [4.26].

$$l_{PV} = \frac{R}{\cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} \quad [4.26]$$

Dando continuidad, el siguiente paso consiste en determinar la distancia horizontal entre el centro del poro y la altura del sólido que representa V_B (l_{PH}). Dicha distancia está representada en la figura 4.18.

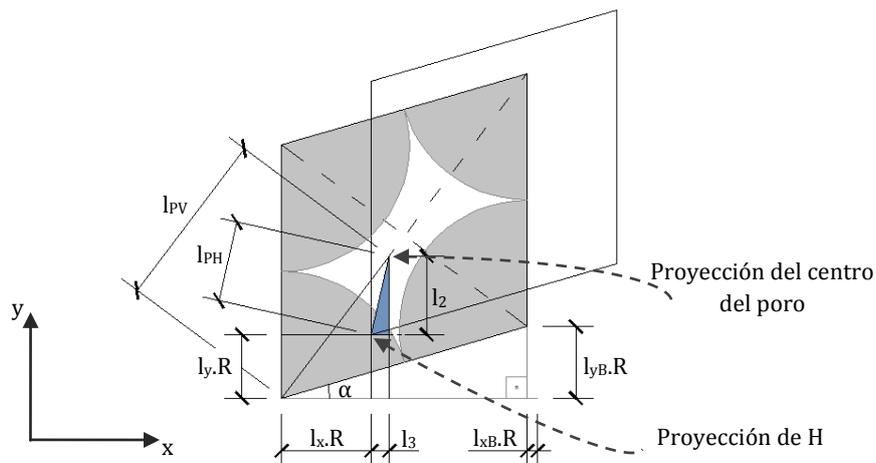


Figura 4.18 - La distancia l_{PH}

Con base en el triángulo señalado en la figura 4.18, las distancias l_2 , l_3 y l_{PH} se determinan según las ecuaciones [4.27], [4.28] y [4.29], respectivamente.

$$\operatorname{sen}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right) = \frac{l_y \cdot R + l_2}{l_{PV}} \Rightarrow l_2 = l_{PV} \operatorname{sen}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right) - l_y \cdot R \quad [4.27]$$

$$\operatorname{cos}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right) = \frac{l_x \cdot R + l_3}{l_{PV}} \Rightarrow l_3 = l_{PV} \operatorname{cos}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right) - l_x \cdot R \quad [4.28]$$

$$l_{PH}^2 = l_2^2 + l_3^2 \Rightarrow l_{PH}^2 = \left(l_{PV} \operatorname{sen}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right) - l_y \cdot R\right)^2 + \left(l_{PV} \operatorname{cos}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right) - l_x \cdot R\right)^2 \quad [4.29]$$

Sustituyendo l_{PV} en la ecuación [4.29], la distancia l_{PH} se obtiene mediante la ecuación [4.30].

$$l_{PH} = R \sqrt{\left[\frac{\operatorname{sen}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right)}{\operatorname{cos}\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} - l_y\right]^2 + \left[\frac{\operatorname{cos}\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right)}{\operatorname{cos}\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} - l_x\right]^2} \quad [4.30]$$

Dando seguimiento a los cálculos, el radio de los poros (r_p) formados en el interior de V_B , así como la altura (h) del centro de estos respecto a la base, se determinan considerando la localización de dichos poros respecto a los granos inferiores y superiores, lo cual se visualiza en la figura 4.19.

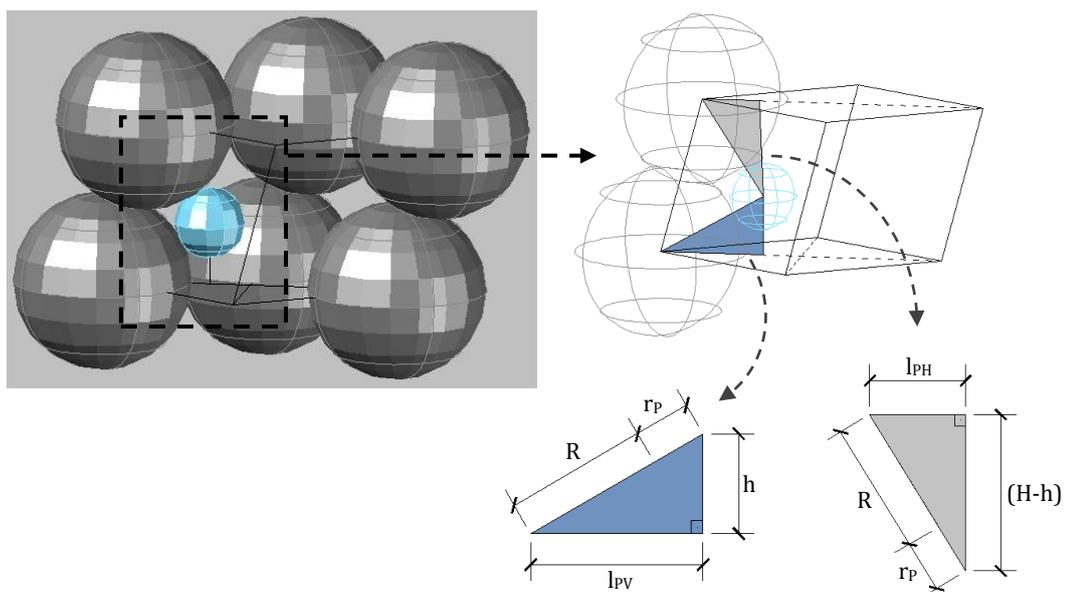


Figura 4.19 – El radio del poro respecto a los granos inferiores y superiores

Así, el radio de los poros se determina según las ecuaciones [4.31] y [4.32].

$$(R + r_p)^2 = h^2 + l_{pV}^2 \quad \Rightarrow \quad r_p = \sqrt{h^2 + l_{pV}^2} - R \quad [4.31]$$

$$(R + r_p)^2 = (H - h)^2 + l_{pH}^2 \quad \Rightarrow \quad r_p = \sqrt{(H - h)^2 + l_{pH}^2} - R \quad [4.32]$$

La altura del centro de dicho poro respecto a la base de V_B se determina a través de la igualdad entre las ecuaciones [4.31] y [4.32], y viene dada por la ecuación [4.33].

$$\begin{aligned} \sqrt{(H - h)^2 + l_{pH}^2} - R &= \sqrt{h^2 + l_{pV}^2} - R \\ \Rightarrow h &= \frac{H^2 + l_{pH}^2 - l_{pV}^2}{2H} \end{aligned} \quad [4.33]$$

Haciendo las debidas sustituciones y resolviendo la ecuación [4.33], se obtiene la ecuación [4.34].

$$h = \frac{R}{2 \left(\frac{H}{R} \right)} \left\{ \left(\frac{H}{R} \right)^2 + \left[\frac{\sin \left(\frac{90^\circ + \alpha}{2} \right)}{\cos \left(\frac{90^\circ - \alpha}{2} \right)} - l_y \right]^2 + \left[\frac{\cos \left(\frac{90^\circ + \alpha}{2} \right)}{\cos \left(\frac{90^\circ - \alpha}{2} \right)} - l_x \right]^2 - \frac{1}{\cos^2 \left(\frac{90^\circ - \alpha}{2} \right)} \right\} \quad [4.34]$$

Volumen de poros superpuestos (V_{PS}):

Por último, para determinar en qué situaciones los poros formados se superponen, es necesario calcular la distancia entre los centros de dichos poros (l_{EP}) y contrastar el valor obtenido con el radio r_p . Así, cuando:

- $l_{EP} \leq 2r_p \Rightarrow$ los dos poros esféricos se superponen, formando un único poro cuya forma es alargada (elipsoidal);
- $l_{EP} > 2r_p \Rightarrow$ los dos poros esféricos se mantienen independientes uno del otro.

La figura 4.20 (a) ilustra la situación en que apenas las partículas de la base se mueven, y la distancia entre los centros de dos poros adyacentes se determina en la dirección horizontal (l_{EPH}). Análogamente, la figura 4.20 (b) muestra el caso en que solamente los granos superiores son desplazados, y la distancia entre los centros se determinada en la dirección diagonal, entre los dos poros extremos (l_{EPE}).

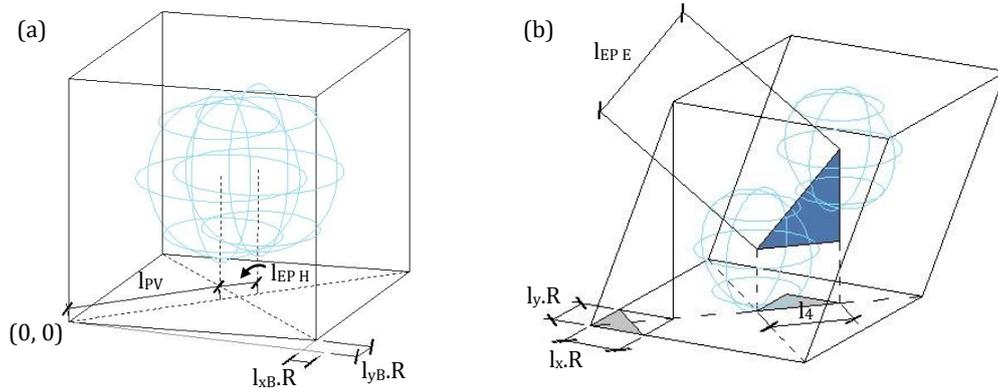


Figura 4.20 - Distancia entre los centros de los poros, $l_{EP H}$ y $l_{EP E}$

Con base en la figura 4.20 (a), la distancia entre los centros de los poros, en la dirección horizontal, se calcula según la ecuación [4.35].

$$l_{EP H} = D_B - 2 \cdot l_{PV} \quad \Rightarrow \quad l_{EP H} = 2R \left[2 \cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right) - \frac{1}{\cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} \right] \quad [4.35]$$

Análogamente, tomando como referencia la figura 4.20 (b), se determina la distancia entre los centros de los poros de los extremos ($l_{EP E}$) en la dirección diagonal, conforme la ecuación [4.37]. Ésta es válida tanto en los casos en que la base de V_B es un cuadrado, como en el análisis de los poros de los extremos cuando la base es un rombo. La distancia l_4 se determina según presenta la ecuación [4.36].

$$l_4^2 = (l_x \cdot R)^2 + (l_y \cdot R)^2 \quad \Rightarrow \quad l_4 = R \sqrt{l_x^2 + l_y^2} \quad [4.36]$$

$$l_{EP E}^2 = (H - 2h)^2 + \left(R \sqrt{l_x^2 + l_y^2} \right)^2 \quad \Rightarrow$$

$$l_{EP E} = R \left\{ \left(\frac{H}{R} \right) - \frac{R}{H} \left[\left(\frac{H}{R} \right)^2 + \left(\frac{\sin\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right)}{\cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} - l_y \right)^2 + \left(\frac{\cos\left(\frac{90^\circ + \alpha}{2}\right)}{\cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} - l_x \right)^2 - \frac{1}{\cos^2\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} + (l_x^2 + l_y^2) \quad [4.37]$$

La figura 4.21 contempla el caso en que hay un desplazamiento conjunto de los granos inferiores y superiores. La distancia entre los centros de los poros se debe verificar en las dos direcciones anteriormente presentadas. Además de ello, también es necesario determinar el valor de la distancia entre los poros centrales ($l_{EP(C)}$), también en la dirección diagonal. El ángulo β indicado en la figura 4.21 (a) se calcula a través de la ecuación [4.38].

$$\tan \beta = \frac{l_x \cdot R}{l_y \cdot R} \Rightarrow \beta = \arctan \left(\frac{l_x \cdot R}{l_y \cdot R} \right) \quad [4.38]$$

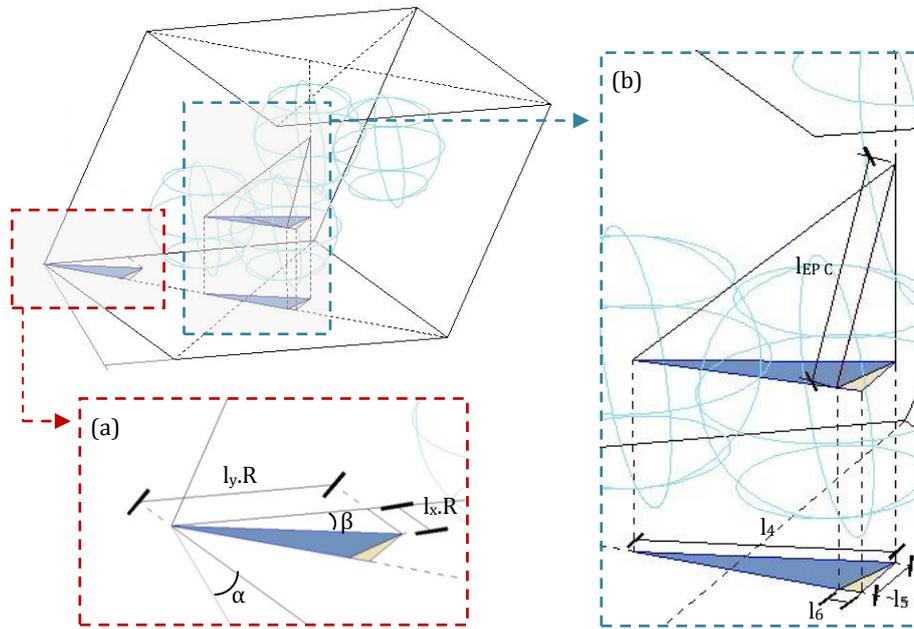


Figura 4.21 - Distancia entre los centro de los poros, $l_{EP(C)}$

Las distancias l_5 y l_6 se determinan a partir de las ecuaciones [4.39] y [4.40], respectivamente.

$$\sin \left(\frac{90^\circ - \alpha}{2} - \beta \right) = \frac{l_5}{l_4} \Rightarrow l_5 = R \sqrt{l_x^2 + l_y^2} \sin \left[\frac{90^\circ - \alpha}{2} - \arctan \left(\frac{l_x \cdot R}{l_y \cdot R} \right) \right] \quad [4.39]$$

$$l_4^2 = l_5^2 + (D_B - 2l_{PV} + l_6)^2 \Rightarrow \sqrt{l_4^2 - l_5^2} = D_B - 2l_{PV} + l_6 \quad [4.40]$$

Haciendo las debidas sustituciones y resolviendo la ecuación [4.40], se obtiene el valor de l_6 que viene dado por la ecuación [4.41].

$$l_6 = R \left\{ \frac{2}{\cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} - 4 \cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right) + \sqrt{(l_x^2 + l_y^2) \left\{ 1 - \text{sen}^2 \left[\frac{90^\circ - \alpha}{2} - \text{arctan} \left(\frac{l_x \cdot R}{l_y \cdot R} \right) \right] \right\}} \right\} \quad [4.41]$$

La distancia $l_{EP C}$ se obtiene mediante la ecuación [4.42].

$$l_{EP C}^2 = (H - 2h)^2 + (l_5^2 + l_6^2) \quad \Rightarrow \quad [4.42]$$

$$l_{EP C}^2 = (H - 2h)^2 + \left\{ R \sqrt{l_x^2 + l_y^2} \text{sen} \left[\frac{90^\circ - \alpha}{2} - \text{arctan} \left(\frac{l_x \cdot R}{l_y \cdot R} \right) \right] \right\}^2 + \left\{ R \left[\frac{2}{\cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right)} - 4 \cos\left(\frac{90^\circ - \alpha}{2}\right) + \sqrt{(l_x^2 + l_y^2) \left[1 - \text{sen}^2 \left[\frac{90^\circ - \alpha}{2} - \text{arctan} \left(\frac{l_x \cdot R}{l_y \cdot R} \right) \right] \right]} \right] \right\}^2$$

Tras verificar las distintas situaciones en que los poros esféricos se superponen, se debe determinar el volumen de los poros superpuestos. La figura 4.22 ilustra la intersección de dos poros adyacentes, donde se observa que dicho volumen es formado por dos casquetes esféricos idénticos.

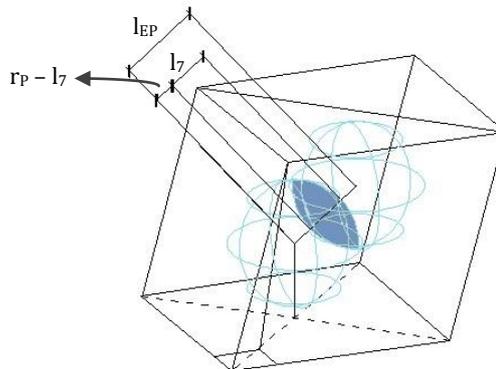


Figura 4.22 - El volumen de poros superpuestos

La determinación de la distancia l_7 y del volumen de los casquetes se obtiene mediante las ecuaciones [4.43] y [4.44].

$$r_p - l_7 = l_{EP} - r_p \quad \Rightarrow \quad l_7 = 2r_p - l_{EP} \quad [4.43]$$

$$V_{Casquete} = \frac{\pi}{3} \left(\frac{l_7}{2} \right)^2 \left[3r_p - \left(\frac{l_7}{2} \right) \right] \quad [4.44]$$

En cuyas ecuaciones, haciendo las debidas sustituciones y resolviendo la ecuación se obtiene el $V_{Casquete}$ según muestra la ecuación [4.45].

$$V_{Casquete} = \frac{\pi}{3} \left(r_p^2 - r_p l_{EP} + \frac{l_{EP}^2}{4} \right) \left(2r_p + \frac{l_{EP}}{2} \right) \quad [4.45]$$

Mientras que el volumen de poros superpuestos (V_{PS}) se calcula según la ecuación [4.46].

$$V_{PS} = \frac{2\pi}{3} \left(r_p^2 - r_p l_{EP} + \frac{l_{EP}^2}{4} \right) \left(2r_p + \frac{l_{EP}}{2} \right) \quad [4.46]$$

4.4.5. Resultados del estudio

En los apartados anteriores se ha desarrollado la metodología de cálculo de las distintas variables implicadas en la ecuación [4.6], para determinar el espesor equivalente del agua de mojado. En este apartado se presentan los resultados obtenidos del espesor equivalente calculado para distintos conjuntos granulares, es decir, para los sistemas en que se han aplicado diferentes desplazamientos a las partículas.

Las figuras 4.23 (a) a (d) muestran la variación del volumen base, del volumen de sólidos, del volumen de vacíos y del volumen de poros efectivos respecto a la compacidad del conjunto granular, respectivamente. Cada uno de los volúmenes mencionados es independiente del radio de las partículas (por eso en el eje y se presenta la relación volumen/radio); es decir, el valor dado en el eje y se debe multiplicar por el radio de las partículas utilizadas para obtener el volumen final.

A partir de estas figuras, se observa que mientras el volumen base y el volumen de vacíos varían con la compacidad, el volumen de sólidos se mantiene constante. Ello es porque, tal y como se ha mencionado con anterioridad, el volumen de sólidos en el interior de V_B es siempre igual al volumen de un grano esférico, pues la reducción del volumen de sólidos provocada por el desplazamiento de los granos en una de las mitades de V_B es compensada por el aumento volumétrico en la otra mitad.

En la figura 4.23 (d) se observa que una misma compacidad puede resultar en diferentes volúmenes de poros efectivos. Ello es resultado de los diversos movimientos

aplicados a las partículas, lo que puede generar volúmenes base que presenten la misma compacidad aunque la configuración o el tamaño de sus poros efectivos sean distintos.

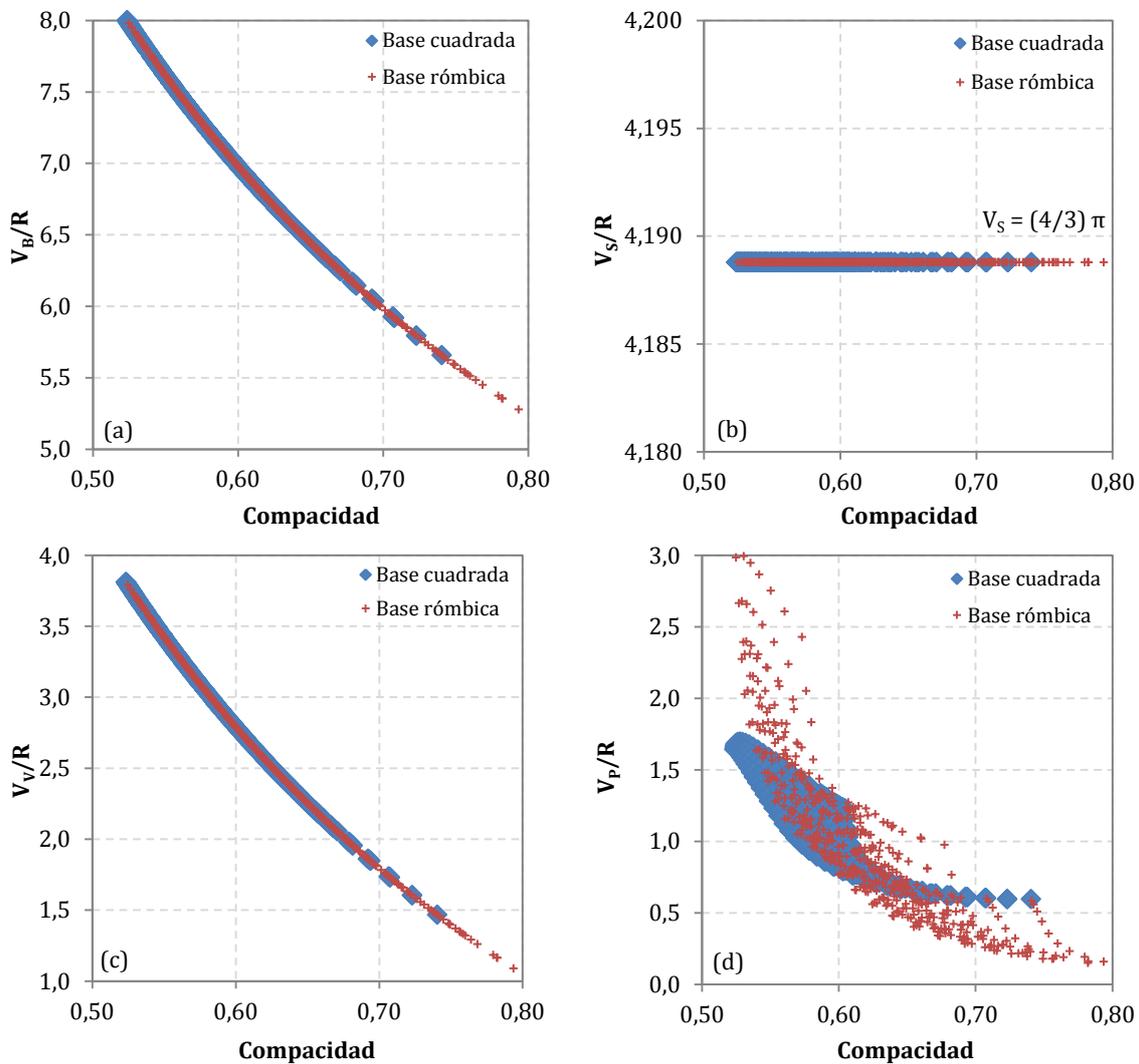


Figura 4.23 – Variación de V_B , V_S , V_V y V_P en función de la compacidad del conjunto

La figura 4.24 (a) muestra los resultados de $e_{Eq Moj}$ en los casos en que la base de V_B es cuadrada, es decir, los elementos granulares de la base no sufren movimiento alguno. El desplazamiento de las partículas superiores se realiza tanto en el eje x (indicado en la leyenda de la gráfica), como en el eje y . Este último se realiza en el mismo intervalo aplicado al desplazamiento en el eje x , igual a 0,1 (es decir, $l_y = 0, 0,1, 0,2, 0,3, \dots, 1$). A cada valor de desplazamiento en el eje x , se han aplicado el total de movimientos previstos en el eje y , de manera que cada valor de desplazamiento en el eje y es representado por un punto en la gráfica, empezando desde la extrema izquierda ($l_y = 0$) hasta la extrema derecha ($l_y = 1$).

La figura 4.24 (b) muestra un detalle (aproximación) de la gráfica en que los puntos se superponen unos a los otros.

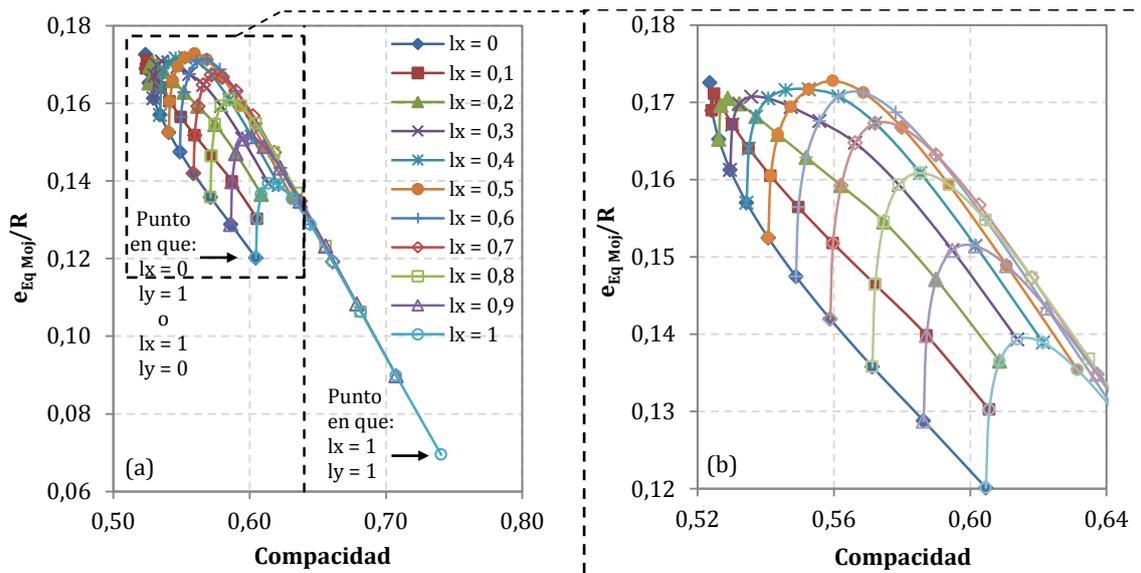


Figura 4.24 – Espesor equivalente de agua de mojado, casos en que la base de V_B es cuadrada

En la figura 4.24 se observa que los puntos calculados a partir de los distintos desplazamientos en los ejes x e y se superponen unos a los otros, lo que se nota especialmente en el rango de compacidades entre 0,524 y 0,640. Ello ocurre porque se considera una combinación de desplazamientos en los ejes x e y en que un mismo volumen base es representado dos veces (dos puntos). Es decir, por ejemplo, los volúmenes base resultantes de los desplazamientos en los ejes x e y (l_x ; l_y) iguales a (0; 1) y (1; 0) son iguales y están representados dos veces en la gráfica. Lo mismo ocurre con los demás valores de desplazamiento.

Por otra parte, a partir de la compacidad igual a 0,640 la superposición de los puntos disminuye y la gráfica se convierte en una línea recta hasta alcanzar la compacidad máxima, igual a 0,749. Ese hecho es consecuencia de la reducción del número de posibilidades en obtenerse volúmenes base cuya compacidad sea tan elevada. En total, serían siete posibilidades: en que los desplazamientos en los ejes x e y (l_x ; l_y) son iguales a (0,9; 0,8), (0,9; 0,9); (1; 0,6), (1; 0,7), (1; 0,8), (1; 0,9), (1; 1). O sea, todos desplazamientos bastante elevados.

Asimismo, a partir de la compacidad igual a 0,640 la forma de los poros efectivos ya no cambia; es decir, se forman siempre dos poros esféricos en el interior de V_B (que no se superponen uno al otro). Así, la reducción del volumen de agua (o del espesor equivalente de agua de mojado) es resultado únicamente de la disminución del volumen base y, consecuentemente, del volumen de vacíos generado al aplicarse los desplazamientos mencionados.

Aún en la figura 4.24 se verifica que una misma compacidad genera diferentes valores del espesor equivalente de agua de mojado (en el rango de compacidades entre 0,524 y 0,640). Ello es resultado de las posibles variaciones en el volumen de poros efectivos, conforme presentado en la figura 4.23 (d).

Como ejemplo se puede citar el caso de los volúmenes base cuyos desplazamientos de las partículas superiores en los ejes x e y ($l_x; l_y$) son iguales a $(0,8; 0,6)$ y $(1; 0)$. En esta situación, se observa que los espesores equivalentes de agua de mojado resultantes son distintos, igual a $0,155R$ en el primer caso y $0,120R$ en el segundo. Ello se aprecia en la figura 4.25. Dicha diferencia observada adviene del tamaño de los dos poros esféricos formados. En el primer caso, el radio de los poros es igual a $0,456R$, mientras que en el segundo ese valor sube a $0,528R$, lo que hace con que el volumen de poros efectivos sea mayor en el segundo caso.

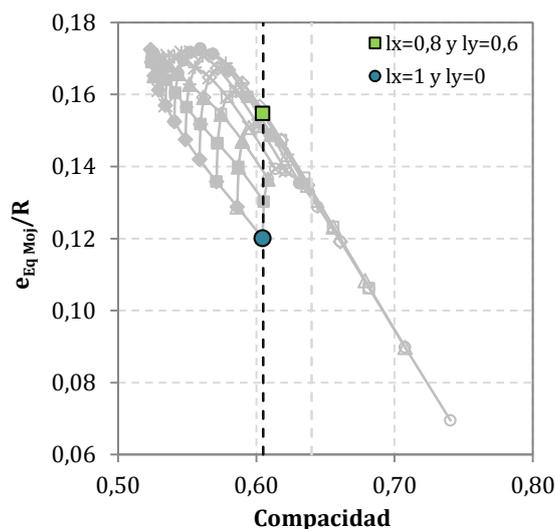


Figura 4.25 – Diferentes espesores de agua resultantes de la misma compacidad

Además, se verifica en la figura 4.24 que el comportamiento de los puntos referentes a un mismo desplazamiento en el eje x cambia al considerarse pequeños o grandes movimientos de las partículas. Para explicar mejor ese hecho se va utilizar las gráficas de la figura 4.26.

En la figura 4.26 (a) y (b) se observan destacadas las curvas que representan el movimiento de las partículas en el eje x igual a 0 y $0,1R$. En el primer caso ($l_x = 0$), se verifica que el espesor equivalente de agua de mojado disminuye conforme la compacidad del sistema aumenta, lo que es consecuencia de la disminución en el valor del volumen base. Es decir, cuanto menor el volumen base, menor el volumen de agua y aire en su interior (ya que el volumen de sólidos es siempre constante).

En el segundo caso ($l_x = 0,1R$), se observa que el segundo y tercero puntos de la curva representan un espesor equivalente de agua de mojado superior al primero (el segundo y el tercero punto están prácticamente superpuestos). Después de eso, el espesor equivalente de agua pasa a disminuir conforme la compacidad del sistema aumenta, como en el caso anterior. Dicho incremento inicial de $e_{Eq\ Moj}$ ocurre debido a que la reducción del volumen base (y consecuente aumento de la compacidad del sistema) es pequeña comparada a la reducción que se produce en el volumen de poros efectivos (resultado de la configuración y del tamaño de los poros formados).

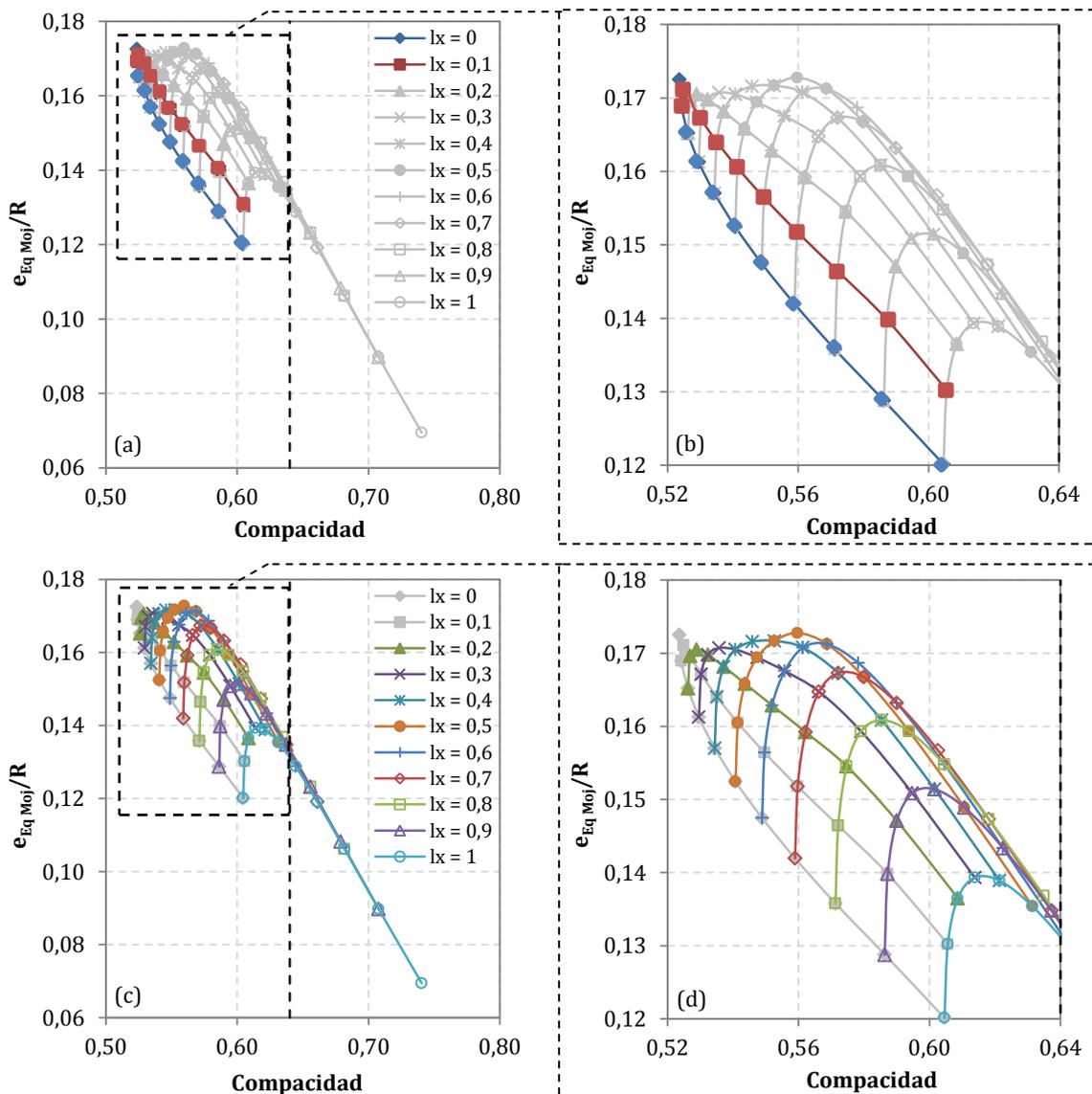


Figura 4.26 - Pequeño (a) y (b), y grande desplazamientos (c) y (d) de las partículas

El efecto mencionado se repite en las curvas que representan el movimiento de las partículas en el eje x superiores a $0,1R$ ($0,2 \leq l_x \leq 1R$), como se aprecia en la figura 4.26 (c) y (d). En éstas se verifica que el incremento inicial de $e_{Eq\ Moj}$ persiste por un mayor número de puntos, hasta alcanzar un espesor equivalente de agua de mojado máximo, a partir del cual el valor vuelve a disminuir con el aumento de la compacidad.

La figura 4.27 muestra los resultados del espesor equivalente de agua de mojado en los casos en que la base de V_B es rómbica. Es decir, los elementos granulares de la base se desplazan en los ejes x e y . Igualmente, las partículas superiores también se mueven tanto en el eje x (indicado en la leyenda de las gráficas), como en el eje y . Este último se realiza en el intervalo igual a $0,1$ (es decir, $l_y = 0, 0,1, 0,2, 0,3, \dots, 1$). A cada valor de desplazamiento en el eje x , se han aplicado el total de movimientos previstos en el eje y , de modo que cada valor de desplazamiento en el eje y es representado por un punto en la

gráfica, empezando desde la extrema izquierda en cada curva ($l_y = 0$) hasta la extrema derecha ($l_y = 1$).

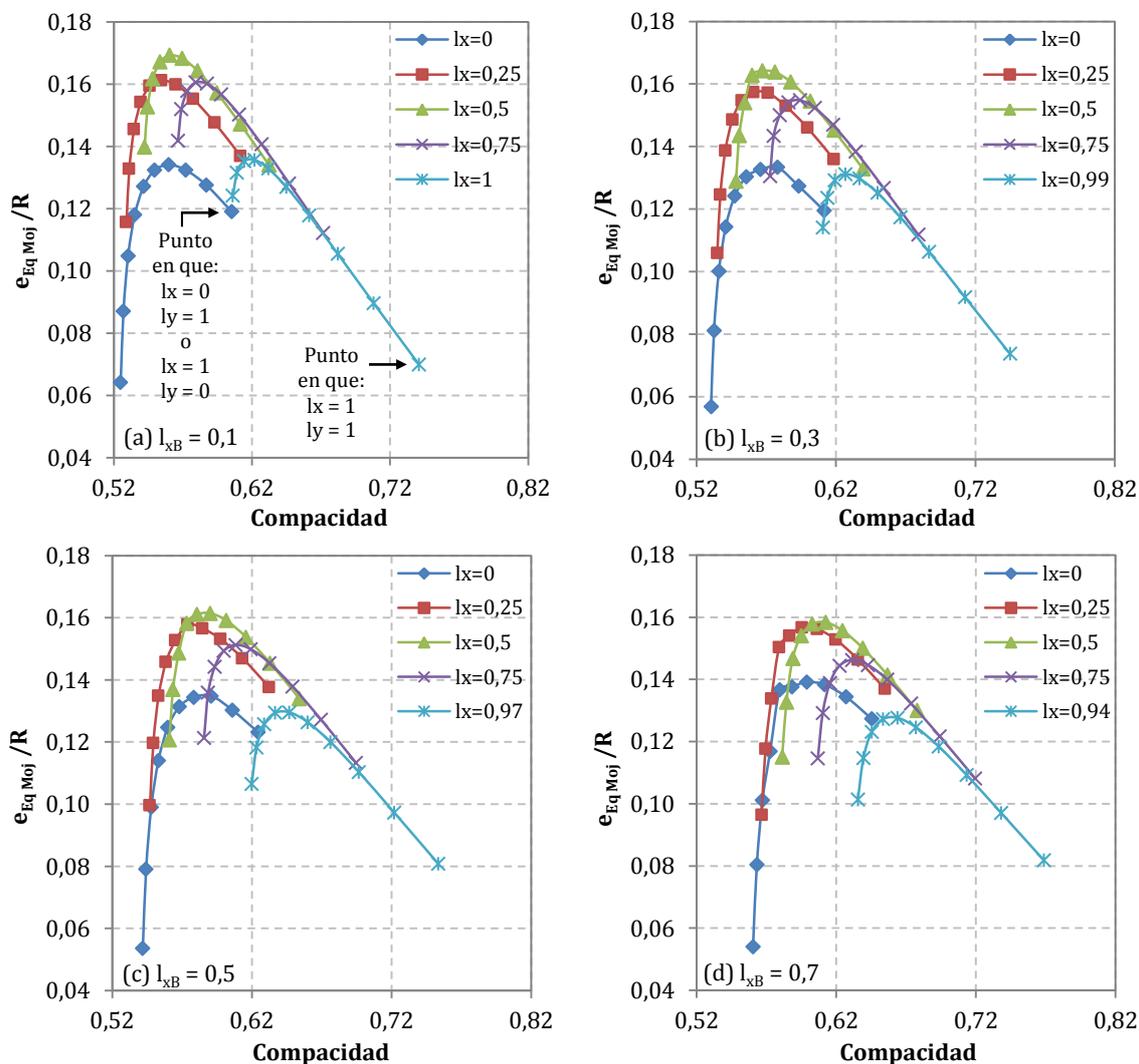


Figura 4.27 – Espesor equivalente de mojado, base de V_B es rómbica ($l_{xB} = 0,1$ hasta $0,7R$)

A partir de la figura 4.27 se observa que el desplazamiento de las partículas de la base no cambia la tendencia observada cuando se compara su comportamiento con las gráficas presentadas en la figura 4.26 (c) y (d). O sea, se sigue observando un incremento inicial de $e_{Eq\ Moj}$ conforme la compacidad del sistema aumenta, lo que es resultado de la pequeña reducción del volumen base (y consecuentemente, del pequeño aumento de la compacidad del sistema) respecto a la reducción que se produce en el volumen de poros efectivos (resultado de la configuración y del tamaño de los poros del sistema). El pequeño incremento inicial en la compacidad se nota en las curvas presentadas, ya que esas forman casi una línea en la vertical en su rango inicial. Ello ocurre hasta que se alcanza un valor máximo, a partir del cual el espesor de agua pasa a disminuir conforme la compacidad del sistema aumenta. Dicho comportamiento se observa cada vez que se desplazan las partículas superiores en el eje x .

Asimismo, se puede verificar también que los puntos de las diferentes curvas se superponen unos a los otros en posiciones específicas, las cuales representan dos volúmenes base cuya combinación de desplazamientos en los ejes x e y es igual, aunque se invierten. Por ejemplo, en la figura 4.27 (a) los volúmenes base resultantes de los desplazamientos en los ejes x e y (l_x ; l_y) iguales a $(0; 1)$ y $(1; 0)$ son iguales y están representados dos veces. Lo mismo ocurre en otros puntos de las gráficas.

Cuando se analiza el incremento del desplazamiento aplicado a las partículas de la base se nota que el cruce de las curvas ocurre en puntos distintos. Ello se observa al analizar la figura 4.27 (a) hasta (d), una respecto a las demás. Ese hecho es consecuencia del cambio en el desplazamiento máximo permitido a las partículas superiores (ver ecuación [4.10]) asociado al incremento de la compacidad que se produce al aumentar el desplazamiento de las partículas de la base. Ese último se verifica a través del desplazamiento de las gráficas hacia la derecha conforme l_{xB} aumenta. El incremento de la compacidad como resultado del desplazamiento de las partículas de la base cambia también la configuración y el tamaño de los poros efectivos en el interior de V_B , lo que produce los cambios observados en las gráficas.

La figura 4.28 muestra las gráficas resultantes de elevados desplazamientos aplicados a las partículas de la base de V_B ($l_{xB} = 0,9$ y $1R$).

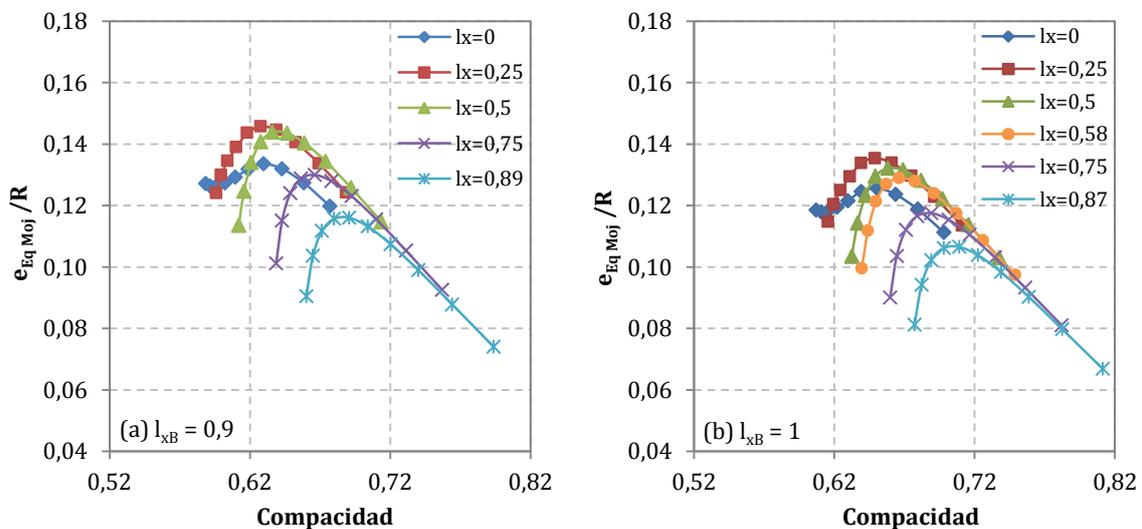


Figura 4.28 – Espesor equivalente de mojado, base de V_B es rómbica ($l_{xB} = 0,9$ y $1R$)

A partir de las gráficas presentadas en la figura 4.28 se observa que el incremento de l_x produce un aumento inicial en el valor de $e_{Eq\ Moj}$ (cuando l_x pasa de 0 a 0,25) y, luego, se verifica la disminución del mismo valor (aumento de l_x a partir de 0,25). En cualquiera de los casos, las curvas permanecen bastante similares entre sí. Ello ocurre porque, a elevados desplazamientos, la configuración y la forma de los poros efectivos es más o menos constante. Es decir, salvo en el caso en que l_x o l_y sean pequeños ($\leq 0,3R$), se forman siempre cuatro poros esféricos en el interior de V_B que van disminuyendo de tamaño

conforme la compacidad del sistema aumenta. Por otra parte, el incremento de la compacidad produce también la disminución del volumen de vacíos en el interior de V_B , de modo que el volumen de agua en su interior y, consecuentemente, el espesor equivalente de agua de mojado también disminuye.

En el diseño de mezclas, se va tener en cuenta los valores mínimos del espesor equivalente de agua de mojado indicados en las figuras 4.24, 4.27 y 4.28. Ello para no sobrepasarse en el volumen de agua calculado, ya que el objetivo principal es simplemente acotar dicho volumen. Así pues, la figura 4.29 muestra la superposición de las gráficas anteriormente presentadas (figuras 4.24, 4.27 y 4.28), en que se indican los límites mínimos referentes a cada compacidad.

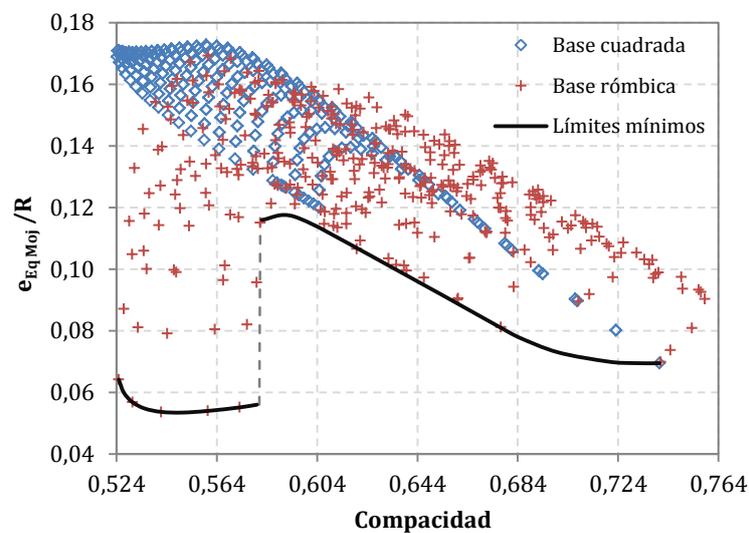


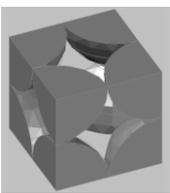
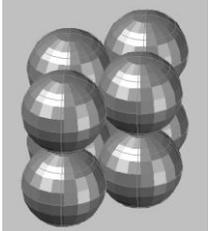
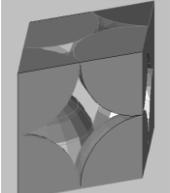
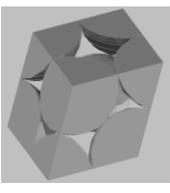
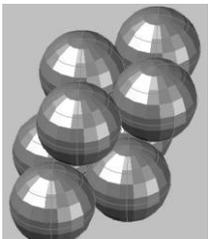
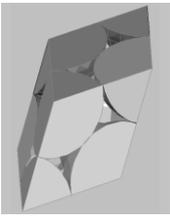
Figura 4.29 – Límites mínimos del espesor equivalente de agua de mojado

El salto observado en la curva del límite mínimo en la figura 4.29 se debe a los cambios observados en la configuración de los poros en el interior de V_B conforme la compacidad de los conjuntos granulares aumenta.

Es decir, cuando la compacidad es baja (inferior a 0,581), los poros esféricos están superpuestos. En esa situación, el aumento de la compacidad produce la reducción tanto del volumen base, como del volumen de vacíos y del radio de los poros efectivos, de modo que el espesor de agua disminuye, aunque lentamente. Por otra parte, cuando se alcanza la compacidad igual a 0,581, además de la reducción en el valor del radio de los poros esféricos, esos empiezan a separarse y se vuelven independientes, de modo que el volumen de agua aumenta instantáneamente y, luego, vuelve a disminuir con el aumento de la compacidad.

La tabla 4.3 muestra algunos ejemplos de cálculo del espesor equivalente de agua de mojado para diferentes conjuntos granulares. Dichos conjuntos son los mismos presentados en la tabla 4.2, para la determinación de la compacidad.

Tabla 4.3 – Ejemplos de cálculo del espesor equivalente de agua de mojado (límite mínimo)

Sistema compacto ($l_x; l_y$) ($l_{xB}; l_{yB}$)	V_B	C	V_V	V_P	$e_{Eq\ Moj}$
 (0; 0) (0; 0)	 $8R^3$	0,524	$3,889R^3$	$3,072R^3$	0,065R
 (0; 0) (0,27R; R)	 $6,928R^3$	0,605	$2,721R^3$	$1,276R^3$	0,115R
 (R; R) (0; 0)	 $5,657R^3$	0,740	$1,497R^3$	$0,624R^3$	0,069R
 (0,58R; R) (0,27R; R)	 $5,592R^3$	0,749	$1,442R^3$	$0,537R^3$	0,072R

El volumen de agua de mojado se calcula como el producto entre el espesor equivalente de agua determinado y el área superficial de los granos componentes de las mezclas.

Asimismo, a través del volumen de vacíos y del volumen de agua de mojado se delimita el volumen de los poros efectivos, que en la figura 4.23 (d) presenta valores variados. Como se ha tenido en cuenta los espesores de agua de mojado mínimos, es natural que los volúmenes de poros efectivos sean los máximos. Ello se puede comprobar a través de una simple comparación entre la figura 4.23 (d), anteriormente presentada, y la figura 4.30. En ésta última, la curva que representa el volumen de poros efectivos es la sustracción de las curvas que representan el volumen de vacíos y el volumen de agua de mojado mínimo.

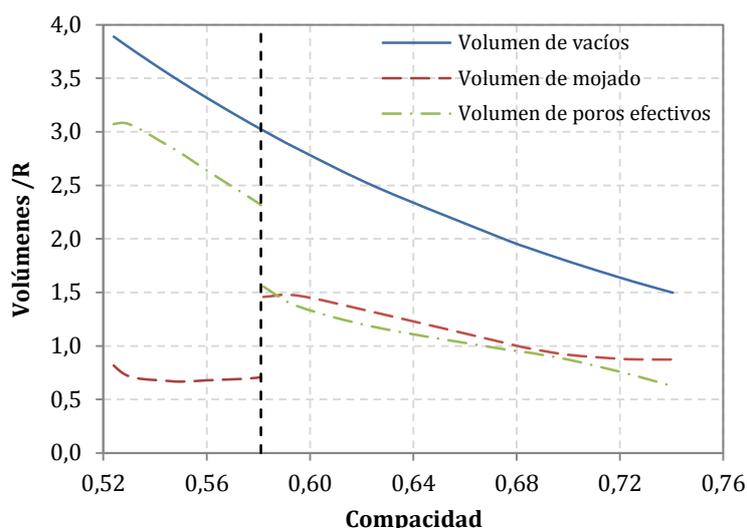


Figura 4.30 – El volumen de vacíos, de agua de mojado y de poros efectivos

4.5. RADIO EQUIVALENTE DEL CONJUNTO GRANULAR

Como el espesor equivalente de agua de mojado dado en la figura 4.29, anteriormente presentada, es función del radio de las partículas que forman el conjunto granular y debido a que las mezclas de cemento Portland pueden componerse de granos de diferentes tamaños (y no presentan un tamaño único, como considerado en los cálculos), todavía es necesario determinar el valor del radio equivalente del conjunto granular de la mezcla que se va diseñar.

Las mezclas de cemento Portland pueden componerse por diferentes tipos de materiales granulares (cemento, adiciones minerales y/o áridos), los cuales presentan granos de tamaños variados. La variación ocurre tanto de un material al otro, como entre las partículas del mismo material (el cual se representa por la curva granulométrica).

En ese sentido, la utilización de las curvas que indican el límite mínimo del espesor equivalente de agua de mojado (ver figura 4.29) en el diseño de mezclas de cemento Portland sólo es posible a través de la determinación de un radio equivalente de los granos, el cual se calcula según indica la ecuación [4.47].

$$R_{Eq} = \frac{\sum(C_{Si} SE_i R_i)}{\sum(C_{Si} SE_i)} \quad [4.47]$$

donde: R_{Eq} : radio equivalente de los granos (m)
 C_{Si} : contenido de sólidos del tipo i (kg/m³)
 SE_i : superficie específica de los sólidos del tipo i (m²/kg)
 R_i : radio medio del conjunto de sólidos del tipo i (m)

4.6. CONCLUSIONES DEL ESTUDIO

Con base en el estudio geométrico tridimensional realizado, el cual posibilita acotar el volumen de agua de mojado en los conjuntos granulares compactos, se derivan las siguientes conclusiones principales:

- Con base en las condiciones de contorno establecidas en el desarrollo del modelo propuesto, la determinación del espesor equivalente de agua de mojado sirve para acotar el volumen de agua necesario en la producción de mezclas de cemento Portland. Sin embargo, los valores calculados pueden presentar cierta desviación respecto a la condición real (cuantificadas en el capítulo 5). Ello viene de las diferencias observadas entre las hipótesis de partidas adoptadas y la realidad de las mezclas: las partículas presentan tamaños variados, forma irregular y empaquetamiento aleatorio;
- El espesor equivalente de agua de mojado es dependiente de la compacidad del conjunto granular, la cual, por su parte, depende del volumen total del conjunto (volumen base), y del volumen de vacíos en su interior. Asimismo, dicho espesor de agua varía de acuerdo con la distribución de los poros efectivos (aire) en el interior del volumen base;
- La compacidad del conjunto granular aumenta conforme las partículas (tanto de la base, como las superiores) se desplazan en los ejes x , y , z . Además, el incremento de la compacidad tiene como consecuencia la disminución del volumen base y del volumen de vacíos (formado por agua y aire);
- Para un mismo valor de compacidad se obtiene diferentes espesores equivalentes de agua de mojado. Sin embargo, se va trabajar con el valor mínimo, aunque el referido volumen de agua no sea suficiente para dar la fluidez necesaria a la mezcla (esta última se va determinar específicamente en el capítulo 6). El uso del espesor mínimo se justifica en el sentido de no sobrepasarse en el volumen de agua dosificado durante el diseño y es consistente al tratarse de granos finos, ya que las fuerzas entre partículas conllevan a la formación de aglomerados de baja compacidad (los cuales, por su parte, producen los espesores de agua de mojado mínimos);
- El volumen de sólidos en el interior de V_B es siempre igual al volumen de un grano esférico, ya que la reducción volumétrica provocada por el desplazamiento de los granos en una de las mitades de V_B es compensada por el respectivo aumento en la otra mitad, lo que mantiene el volumen de sólidos constante. Como resultado, el área superficial de los granos componentes se mantiene constante;
- Los poros efectivos formados en el interior de V_B presentan configuración variada, la cual depende tanto del desplazamiento de los granos como de la interacción

producida en la interface aire-agua-sólidos. Dicha interacción se considera a través del ángulo de contacto formado, el cual se supone igual a 0° . Además de ello, los poros efectivos pueden superponerse unos a los otros, cuando la compacidad del conjunto es baja ($\leq 0,581$), o mantenerse independientes, para compacidades más elevadas. La transición entre ambas configuraciones produce un salto en la gráfica del espesor equivalente de agua de mojado (valores mínimos);

- Al analizar la variación del espesor equivalente de agua de mojado mínimo, se observa que, inicialmente ($0,524 \leq C \leq 0,528$), dicho espesor disminuye conforme la compacidad aumenta, y luego ($0,528 < C \leq 0,581$), se mantiene aproximadamente constante hasta que se produce el salto en la gráfica (ver figura 4.29). Ello es consecuencia del cambio en la configuración de los poros efectivos en los conjuntos granulares, lo que resulta en un brusco aumento del espesor de agua. A continuación de eso, se produce nuevamente la disminución del espesor de agua conforme la compacidad de los conjuntos aumenta ($0,581 < C \leq 0,749$);
- El uso del radio equivalente permite considerar la presencia de partículas de diferentes tamaños en la formación de los conjuntos granulares, lo que se aproxima a la condición real de producción de las mezclas de cemento Portland.

5. VERIFICACIÓN DEL MODELO: CAMPAÑAS EXPERIMENTALES

5.1. INTRODUCCIÓN

El modelo matemático para la predicción del espesor equivalente de agua de mojado propuesto en el capítulo 4 se basa en algunas hipótesis simplificadoras (ver ítem 4.2), las cuales se refieren a la granulometría y morfología de las partículas, así como a la relación entre granos-agua y granos-granos. La consideración de dichas hipótesis afecta a la distribución de los materiales en el interior de las mezclas y, consecuentemente, a su compacidad y al espesor de agua calculado. Ello exige que las hipótesis establecidas sean verificadas, para utilizar las mismas posteriormente, en planteamientos de diseño de mezclas.

Para dar respuesta a esa necesidad, en éste capítulo se presentan dos campañas experimentales que tienen como objetivo contrastar las hipótesis consideradas en el desarrollo del modelo previamente propuesto.

Con la primera campaña experimental (ítem 5.2) se pretende determinar el valor del ángulo de contacto formando entre la superficie del agua y de los diversos materiales granulares que pueden componer una mezcla. El estudio contempla también el uso de un aditivo químico para el tratamiento superficial de una arena sílicea, cuyo objetivo es

convertir el material en hidrófobo y verificar dicho efecto en algunas características y propiedades de los morteros. Esta campaña fue realizada en el Instituto de Ciencias del Suelo de la Leibniz Universität Hannover, en Alemania, bajo la supervisión del Prof. Dr. Jörg Bachmann.

La segunda campaña (ítem 5.3) tiene el objetivo de determinar experimentalmente el espesor de agua de mojado formado alrededor de las partículas de cemento y adiciones minerales, a través de ensayos en pastas con diferentes contenidos de agua. Esta campaña fue realizada en el Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló de la Universitat Politècnica de Catalunya.

5.2. EVALUACIÓN DE LA MOJABILIDAD DE LOS MATERIALES GRANULARES

La evaluación de la mojabilidad de los materiales granulares es importante para optimizar las técnicas de dosificación y diseño de las mezclas, dado que incide en el volumen de agua necesario para alcanzar una determinada consistencia de la masa en el estado fresco y, la consiguiente repercusión en las propiedades del hormigón endurecido.

En ese sentido, y con base en la discusión teórica presentada en el capítulo 2 (ver ítem 2.4.2) acerca del fenómeno de mojado en los materiales granulares y sus implicaciones en la producción de las mezclas, se ha realizado una campaña experimental que pretende:

- Describir el comportamiento de mojado de algunos materiales granulares típicamente utilizados en la producción de pastas, morteros y hormigones a través de la determinación directa del ángulo de contacto formado entre dichos materiales y el agua;
- Verificar la hipótesis adoptada en el desarrollo del modelo presentado en el capítulo 4, que considera el ángulo de contacto en la interface agua-material granular igual a cero (ver ítem 4.2);
- Utilizar un aditivo químico, el diclorodimetilsilano (DCDMS), para el tratamiento de una arena silíceo 0-1 mm, con el objetivo de convertirla en un material hidrófobo, y verificar el efecto del uso de dicha arena en las características y propiedades de los morteros.

5.2.1. Programa experimental

Materiales:

En esta campaña experimental se han estudiado los siguientes materiales granulares:

- Dos cementos Portland (CEM I 52,5 R), con superficie específica Blaine igual a 450 (Cemento A) y 630 m²/kg (Cemento B);
- Dos adiciones minerales: filler calizo y humo de sílice;
- Cuatro tipos de arenas: arena sílicea 0-1 y 0-2 mm, arena caliza 0-4 mm y arena granítica 0-4 mm.

La distribución granulométrica de los dos cementos y del filler calizo se presenta en la figura 5.1 (a), mientras que el resultado de las arenas se muestra en la figura 5.1 (b).

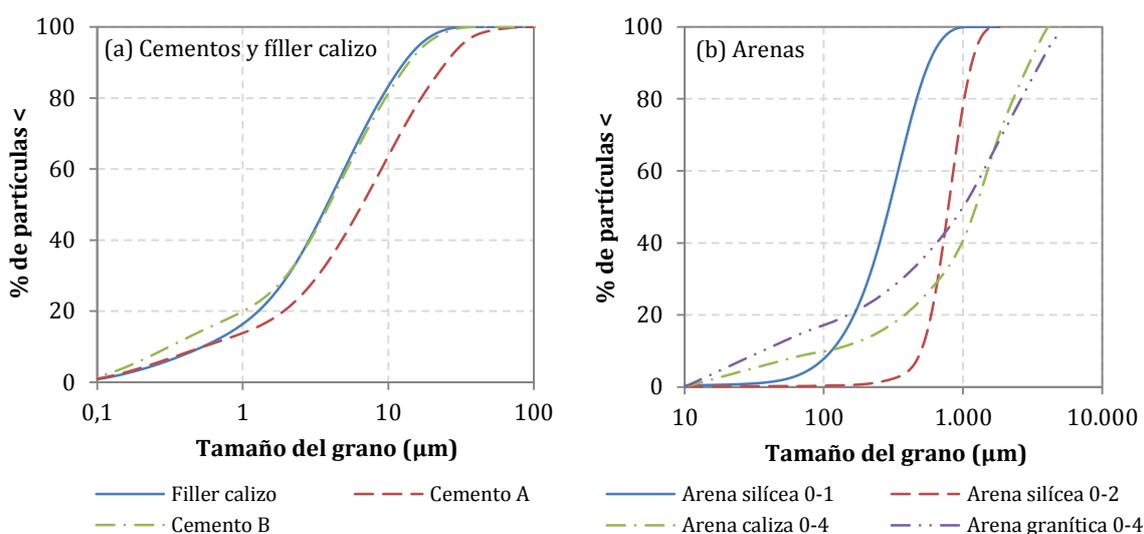


Figura 5.1 - Distribución granulométrica de los materiales granulares

El aditivo químico utilizado en el tratamiento de la arena sílicea 0-1 mm ha sido el diclorodimetilsilano, $\text{Cl}_2(\text{CH}_3)_2\text{Si}$. Dicho compuesto reacciona con el agua en varios pasos, como muestra la figura 5.2. Primeramente, los dos átomos de cloro sufren hidrólisis y grupos hidroxilos los remplazan mientras se libera ácido clorhídrico. Después de eso, los grupos hidroxilos desarrollan puentes de hidrógeno entre sí, así como con los grupos hidroxilos de la superficie de la arena sílicea (SiOH). A continuación de eso, la condensación y polimerización resulta en la formación de polidimetilsiloxano (PDMS), el cual se enlaza covalentemente a la superficie de la arena sílicea (Fadееv y Kazakevich, 2002). Las propiedades hidrófobas de la superficie tratada resultan de los dos grupos metil enlazados al átomo Si que forma el producto PDMS.

El tratamiento superficial se ha realizado a través de la adición del DCDMS a la arena seca con ayuda de una pipeta en la proporción de 1 ml/kg de arena, seguido por agitación intensa de la muestra y descanso por un período de 2 horas. Posteriormente, se ha lavado la arena, mediante inmersión en agua durante 5 horas, y puesta a secar al aire. El procedimiento de lavado de la arena es muy importante para eliminar el ácido clorhídrico resultante de la reacción del DCDMS con el agua. De no realizarse dicho lavado, el ácido formado podría bajar el pH del mortero producido.

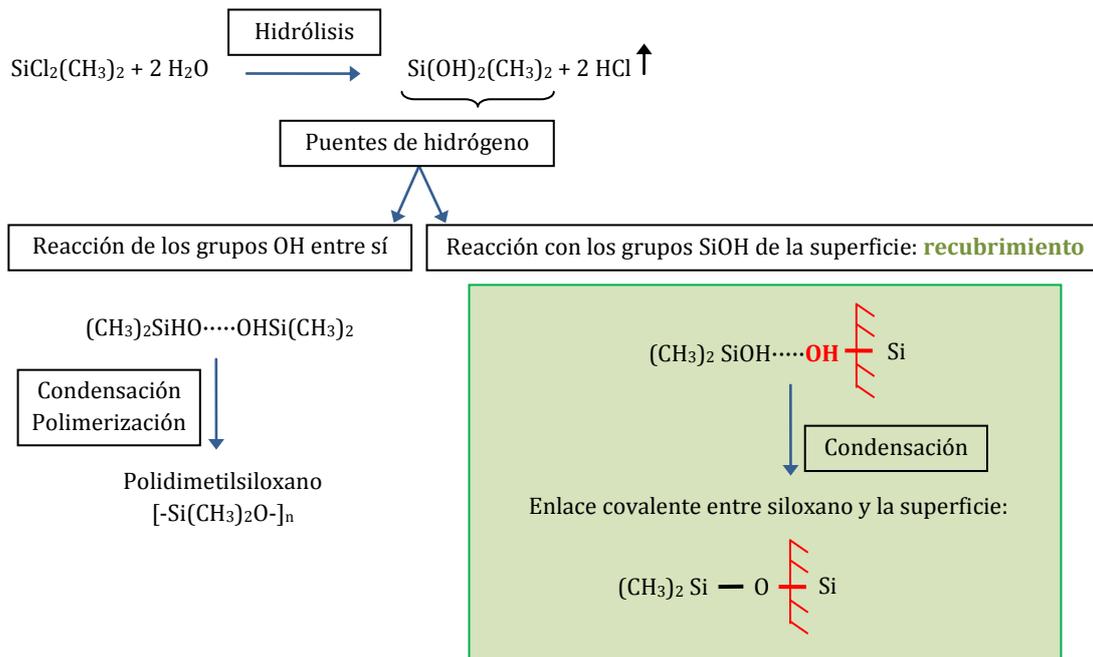


Figura 5.2 – Reacción del DCDMS con el agua y enlace a la superficie de la arena

Se ha determinado el ángulo de contacto formado entre la arena tratada y el agua. Además de ello, se hizo una imagen ESEM (del inglés, *Environmental Scanning Electron Microscope*) con el objetivo de verificar el efecto del recubrimiento creado por el tratamiento en la superficie de la arena silícea.

Ensayo en los materiales granulares:

La determinación del ángulo de contacto formado entre los materiales granulares y el agua se ha realizado a través del Método de la Gota Sésil (SDM, del inglés *Sessile Drop Method*), descrito por Bachmann *et al.* (2000^a). Dicho método se ha modificado ligeramente para su aplicación a los materiales granulares típicamente utilizados en la producción de pastas, morteros y hormigones. Se ha utilizado una lámina de vidrio cubierta con una cinta adhesiva de doble cara y una capa única y homogénea de los granos estudiados, de diámetro similar, presionados sobre ésta, tal como muestra la figura 5.3. Posteriormente, gotas de agua se posicionaron en la superficie creada, con ayuda de una jeringuilla, midiéndose el ángulo de contacto formado entre las superficies líquida y sólida.

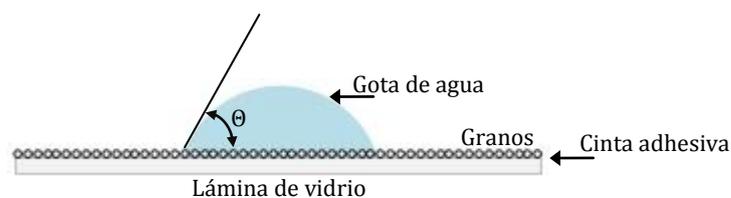


Figura 5.3 – Representación esquemática del ensayo SDM

La figura 5.4 muestra las láminas de vidrio preparadas con los materiales estudiados, en que se puede observar el tamaño de dichas láminas utilizadas, (26 x 76) mm. En la misma también se observa la diferente rugosidad de cada superficie generada, más específicamente en lo que concierne a las láminas preparadas con las arenas respecto a las preparadas con los materiales más finos (cemento y adiciones minerales). Ello se debe a la diferencia entre los tamaños de los granos de los dos grupos de materiales (finos y arenas).

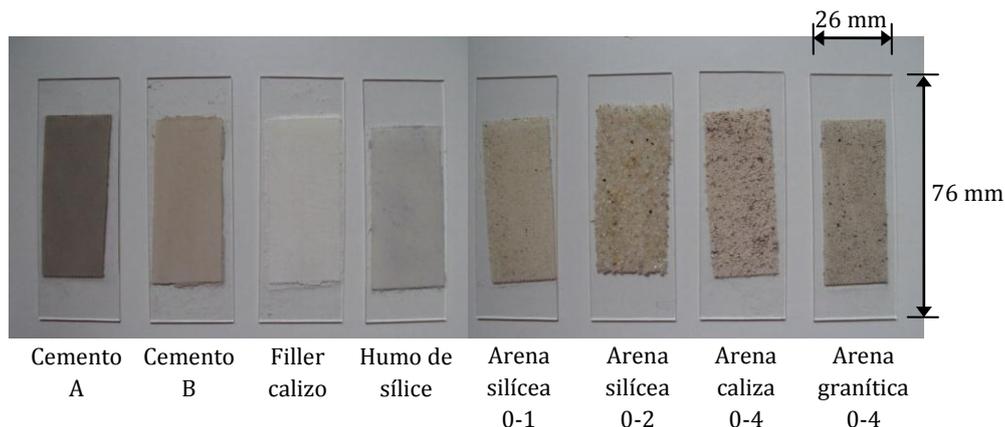


Figura 5.4 - Láminas de vidrio antes del ensayo SDM

La figura 5.5 muestra los equipos utilizados y la configuración del ensayo. Nótese que la lámina de vidrio se coloca bajo una jeringuilla con agua y una gota de volumen definido, igual a $3 \mu\text{l}$, es posicionada sobre la superficie creada. El procedimiento de posicionamiento de la gota es gravado por una cámara y el vídeo hecho se transmite de forma instantánea a un ordenador, donde se determina el valor del ángulo de contacto con ayuda del software SCA20 (DataPhysics, 2002).

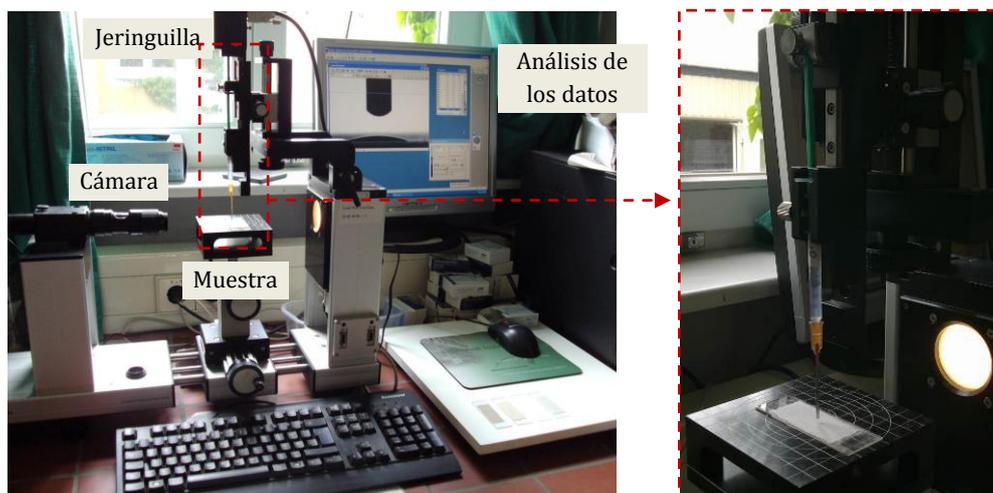


Figura 5.5 - Equipamiento utilizado y la configuración del ensayo SDM

Producción de los morteros:

Para la producción de los morteros se ha utilizado el cemento A; lo cual responde a que, en comparación con el cemento B, el cemento A es más usual en aplicaciones estándares (cabe recordar que la diferencia principal existente entre ambos es la superficie específica Blaine: 450 m²/kg para el cemento A y 630 m²/kg para el cemento B). El humo de sílice se ha utilizado en la proporción de 10 % respecto al peso del cemento; mientras que como árido fino se ha tomado la arena sílicea 0-1 mm con una relación arena/cemento igual a 0,80.

Por otro lado, se han utilizado diferentes relaciones a/c para evaluar el comportamiento de los morteros en estado fresco, habiéndose tomado como relación patrón para la producción de las probetas ensayadas en el estado endurecido la relación a/c igual a 0,50. La tabla 5.1 presenta las dosificaciones (D_n) de los morteros producidos. El subíndice AN y AH representan la arena en su condición natural e hidrófoba, respectivamente. Las dosificaciones D_{AN1} y D_{AH1} se han utilizados para la producción de las probetas ensayadas en el estado endurecido.

Tabla 5.1 – Dosificación de los morteros producidos

Materiales	Cantidad de materiales (kg/m ³)						
	D_{AN1}	D_{AN2}	D_{AN3}	D_{AH1}	D_{AH2}	D_{AH3}	D_{AH4}
Cemento A	860	920	940	860	900	940	970
Humo de sílice	86	92	94	86	90	94	97
Arena natural	688	736	752	0	0	0	0
Arena hidrófoba	0	0	0	688	720	752	776
Agua	430	386	376	430	405	376	359
Total	2.064	2.134	2.162	2.064	2.115	2.162	2.202

Se ha producido 100 ml de mortero en cada amasada. Los materiales se han mezclado manualmente, primero los granos secos y luego, una vez esos ya se habían homogeneizado, se adiciona el agua. De las mezclas D_{AN1} y D_{AH1} se han producido diez probetas cilíndricas de dimensiones (17 x 34) mm, moldeadas en dos capas y compactadas con ayuda de una barra de vidrio. Después del llenado de cada capa, se han dado manualmente 15 golpes. No se ha aplicado aceite a los moldes, con el propósito de evitar su influencia en la medición de los ángulos de contacto. Las probetas se han desmoldado tras 24 horas y curadas en agua durante 28 días.

Ensayo en los morteros:

La consistencia de los morteros se ha evaluado a través del ensayo del límite líquido de Atterberg (ASTM D4318-10, 2010), comúnmente utilizado en la caracterización del comportamiento reológico de los suelos. El ensayo se ha elegido siguiendo criterios de facilidad de ejecución. La figura 5.6 muestra los materiales y el equipo utilizados. Cabe

recordar que para evaluar la consistencia de los morteros, en general, se utiliza el mini-slump, si bien, el cono normalizado no estaba disponible en el laboratorio donde se realizaron las pruebas, por un lado; y por otro lado, el equipo empleado conduce a resultados satisfactorios y reproducibles.



Figura 5.6 – Materiales y equipo utilizados en el ensayo del límite líquido de Atterberg

Para el empleo del equipo del ensayo Atterberg en la caracterización de los morteros se han hecho algunas adaptaciones. Éstas consisten en posicionar una porción del mortero fresco en el contenedor del equipo y extender la muestra hasta alcanzar aproximadamente 10 mm de profundidad en el centro, formando una superficie horizontal, como muestra la figura 5.7 (a). Después de eso, se hace una ranura recta, conforme la figura 5.7 (b).

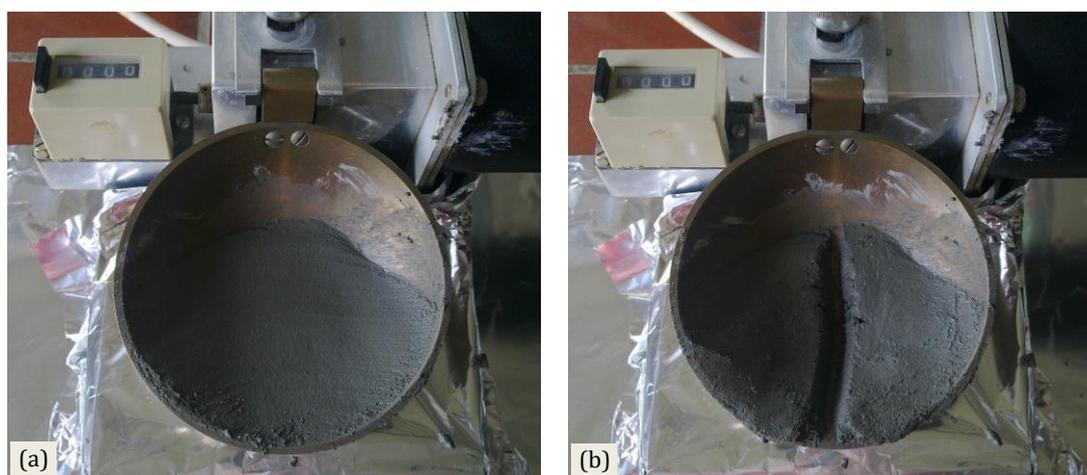


Figura 5.7 – Posicionamiento del mortero en el equipo (a) y ranura en la muestra (b)

El ensayo empieza con la aplicación de golpes al contenedor a una velocidad de aproximadamente 2 golpes/s, impactando en la base hasta que las dos mitades del mortero entren en contacto a lo largo de una distancia de 13 mm. Ese procedimiento se repite con morteros de diferentes relaciones a/c, registrando el número de golpes

necesarios para alcanzar la distancia de contacto establecida. Con los datos obtenidos, se construye una gráfica que relaciona la relación a/c y el número de golpes. A continuación, se traza la línea recta de mejor ajuste a los puntos experimentales, siendo el límite líquido definido como la relación a/c referente al valor de 25 golpes.

En estado endurecido, se ha determinado la densidad a través del peso y medidas (altura y diámetro) de las diez probetas producidas. Para obtener la resistencia a compresión se han tomado seis probetas. El ensayo se ha realizado con una prensa hidráulica de capacidad máxima igual a 300 kN, a una velocidad de aplicación de carga de 0,6 MPa/s. Con posterioridad al ensayo de resistencia a compresión, una de las probetas fue machacada en granos de tamaño máximo igual a 2 mm, utilizados en la determinación del pH a través del ensayo adaptado de la DIN ISO 10390 (2005). Los granos fueron mezclados con agua destilada (10 g del material granular en 25 ml de agua destilada) y la solución se dejó reposar por 2 horas, siendo removida cada 15 minutos. El pH se ha determinado con la ayuda de un pH metro rango 0 ~ 14.

Finalmente, se ha evaluado la mojabilidad del mortero endurecido a través de la determinación del ángulo de contacto entre dicho material y el agua. Se ha realizado el ensayo SDM, de acuerdo con Bachmann *et al.*, (2000^a), anteriormente descrito. Sin embargo, como las probetas de mortero presentan una superficie plana, lisa y rígida, las gotas han sido posicionadas directamente sobre ésta, a lo largo de la lateral de la probeta, como muestra la figura 5.8.

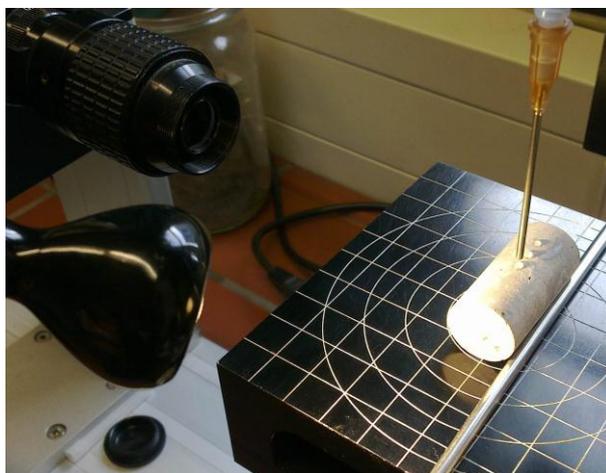


Figura 5.8 – El ensayo SDM con probetas de mortero

La determinación del ángulo de contacto se ha realizado también a través del Método de Ascensión Capilar (CRM, del inglés *Capillary Rise Method*) presentado por Bachmann *et al.* (2003). Este método es comúnmente utilizado en el análisis del ángulo de contacto de avance en granos de suelos, con lo cual ha sido necesario adaptar la propia probeta de mortero al ensayo. Dicha probeta ha sido suspendida por un hilo a una microbalanza de alta sensibilidad mientras se ha puesto su base en contacto con el líquido de mojado localizado en un recipiente posicionado abajo del conjunto, tal como muestra la

figura 5.9. El aumento de peso de la probeta debido a la penetración capilar del fluido en los poros se ha grabado durante todo el ensayo.



Figura 5.9 – El ensayo CRM con probetas de mortero

Inicialmente, se ha utilizado el n-hexano como líquido de mojado, asumiendo que éste moja completamente la superficie sólida ($\theta = 0$). Así, se ha medido el aumento de peso de una probeta debido a la penetración capilar del n-hexano en sus poros durante un período de aproximadamente 6 horas. Después de eso, el experimento se ha repetido con el agua durante aproximadamente 28 horas.

La pendiente de la relación lineal trazada a partir de los resultados, denominada m_h en el caso del n-hexano y m_a en el caso del agua, se indica en la ecuación [5.1].

$$P^2 = mt \quad [5.1]$$

donde: P: peso de la probeta, el cual varía debido a la penetración capilar (g)
 t: tiempo de ensayo (s)
 m: pendiente de la función (-)

El ángulo de contacto se ha determinado a través de la ecuación [5.2], cuyo desarrollo se ha presentado en el capítulo 2 (ver ítem 2.4.2 y ecuación [2.5]). La densidad (ρ), la viscosidad (η) y la tensión superficial (σ_{LV}) de los líquidos utilizados para el mojado de la probeta corresponden a los valores referentes a la temperatura de 20°C (temperatura ambiente al momento del ensayo).

$$\cos \theta_a = \frac{m_a}{m_h} \frac{\eta_a}{\eta_h} \frac{\rho_h^2 \sigma_{LV,h}}{\rho_a^2 \sigma_{LV,a}} \quad [5.2]$$

5.2.2. Resultados y discusión

Ángulo de contacto de los materiales granulares:

Los ángulos de contacto determinados a través del SDM (θ^{SDM}) se presentan en la tabla 5.2 en diferentes intervalos de tiempo, variando desde 0 hasta 60 segundos después del posicionamiento de la gota. Los resultados son un promedio de 12 mediciones (realizadas en los dos lados de seis diferentes gotas posicionadas sobre la misma lámina de vidrio). La desviación estándar se presenta entre paréntesis en la citada tabla.

Tabla 5.2 – El ángulo de contacto medido a través del SDM

Materiales	θ^{SDM} (°)					
	t = 0	t = 1s	t = 5s	t = 10s	t = 30s	t = 60s
Cemento A	21,7 (1,9)	13,1 (1,3)	> 0	> 0	0	0
Cemento B	26,0 (4,4)	12,1 (1,7)	> 0	> 0	0	0
Filler calizo	26,1 (1,9)	14,2 (2,7)	8,9 (1,2)	7,6 (0,2)	> 0	> 0
Humo de sílice	20,0 (1,1)	11,8 (1,3)	8,9 (1,5)	8,8 (1,4)	7,9 (1,7)	7,1 (1,0)
Arena sílicea 0-1	> 0	0	0	0	0	0
Arena sílicea 0-2	0	0	0	0	0	0
Arena caliza 0-4	33,9 (4,9)	0	0	0	0	0
Arena granítica 0-4	14,5 (1,7)	0	0	0	0	0
Arena sílicea 0-1, hidrófoba	87,7 (10,1)	85,8 (10,2)	85,0 (10,2)	84,3 (10,5)	83,5 (10,8)	82,1 (10,6)

En la tabla 5.2 se observa que los ángulos de contacto disminuyen rápidamente con el tiempo, especialmente en el caso de los materiales hidrófilos. Es decir, no se observa un estado de equilibrio estático, sino un comportamiento dinámico de los ángulos de contacto en función del tiempo, lo cual puede ser resultado de la transición entre el ángulo de avance y de retroceso debido al fenómeno de la evaporación (Bachmann *et al.*, 2000^b; Ramírez-Flores *et al.*, 2010).

Asimismo, la disposición de los granos sobre la lámina de vidrio forma lo que se puede considerar una interconexión de pequeños tubos capilares, de modo que las fuerzas capilares actúen en la dirección horizontal (en el caso de los materiales mojables) y aceleren el proceso de disminución del ángulo de contacto (Bachmann *et al.*, 2003). Así, cualquier análisis debe realizarse con el valor del ángulo de contacto inicial (t = 0), pues éste representa un estado de equilibrio, aunque metaestable.

Por otro lado, al momento de dosificar, es factible que se utilice el ángulo de contacto referente al tiempo de mezcla. Así, la hipótesis adoptada en el desarrollo del modelo (de que el ángulo de contacto en la interface agua-material granular es igual a

cero) es válida. Los resultados muestran que en el tiempo igual a los 60 segundos los materiales estudiados presentan un ángulo de contacto igual a cero, salvo la arena tratada. En el caso del humo de sílice, el ángulo de contacto a los 60 segundos es ligeramente superior a cero ($7,1^\circ$). A pesar de ello, la diferencia es insignificante, especialmente al considerarse que el valor medido sigue disminuyendo con el tiempo.

En la misma tabla 5.2 se verifica también que la mojabilidad de ambos cementos (A y B) es muy similar, ya que el desarrollo del ángulo de contacto con el tiempo sigue el mismo patrón. Ello ocurre porque la principal diferencia entre los dos cementos es su distribución granulométrica, ver figura 5.1 (a), permaneciendo sus composiciones muy similares una a la otra (ambos los cementos son del tipo CEM I 52,5 R). Ya que las propiedades de mojado están relacionadas a la interacción entre la superficie del agua y de los materiales sólidos, la composición de los cementos juega un papel más importante que sus distribuciones granulométricas o cualquier otra propiedad física, lo que explica los resultados similares.

La figura 5.10 muestra el desarrollo del ángulo de contacto del Cemento A con el tiempo, a través de la cual se puede visualizar su evolución dinámica. En ella puede verse que el ángulo de contacto inicial muestra una gota bien definida, la cual se extiende rápidamente sobre la superficie, bajando el ángulo de contacto en 1 segundo del valor $\theta = 21,7^\circ$ a un valor $\theta = 13,1^\circ$. Pasados 10 segundos, el agua ya se encuentra ampliamente extendida sobre la muestra de cemento. Aunque es posible observar que el ángulo de contacto no es todavía cero, su valor es tan pequeño que una determinación precisa no se puede realizar con el equipo empleado. Siempre que ello ocurra, se indica en la tabla 5.2 como $\theta^{SDM} > 0$. Pasados 60 segundos, la película de agua deja de ser visible, indicando el ángulo de contacto igual a cero.

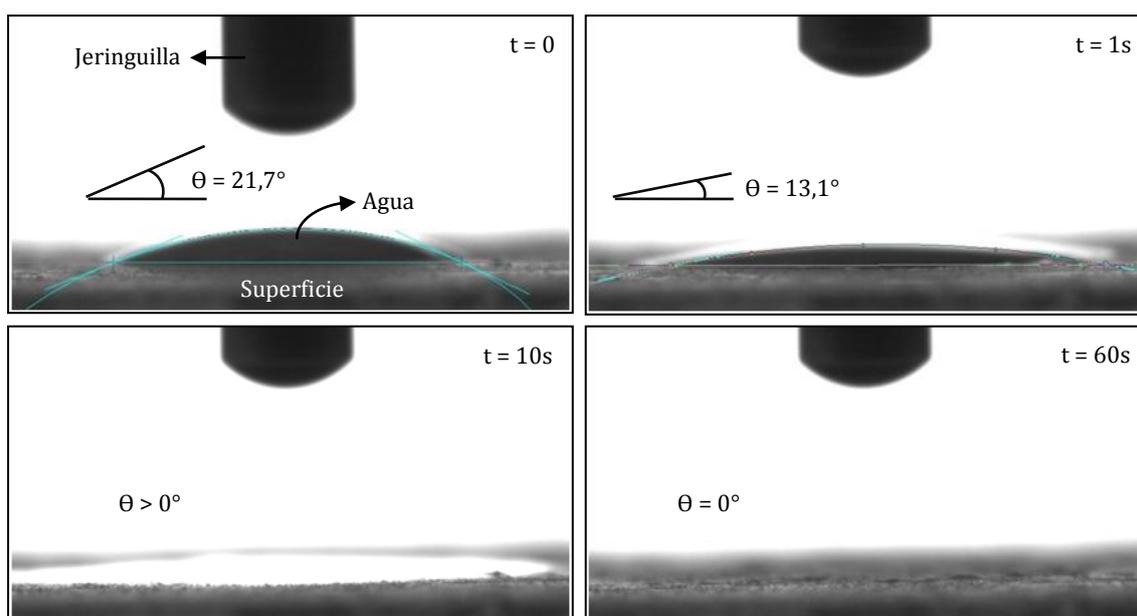


Figura 5.10 – El desarrollo del ángulo de contacto del Cemento A con el tiempo

Con respecto al filler calizo, los resultados de la tabla 5.2 muestran que su comportamiento de mojado es similar al presentado por los cementos; sin embargo, la disminución del ángulo de contacto es más lenta. Este hecho es aún más significativo al tratarse del humo de sílice, cuando el ángulo de contacto varía muy poco entre 5 y 60 segundos, demostrando un cierto nivel de estabilidad. Los resultados presentados indican que el humo de sílice es el material con la menor mojabilidad entre todos los estudiados, a pesar de ser hidrófilo. Ello es debido a que su ángulo de contacto ya se encuentra muy próximo de cero en el contacto inicial. Es importante incidir en que el humo de sílice (superficie específica en el entorno de 20.000 m²/kg) es mucho más fino que el filler calizo (superficie específica similar a la presentada por los cementos). Ello puede representar una pequeña diferencia en lo que concierne a la rugosidad de las superficies creadas en la preparación de las muestras, lo que puede influenciar en el valor del ángulo de contacto medido.

Respecto a las arenas, en su estado natural, todas presentan un ángulo de contacto igual a cero en cualquier intervalo de tiempo posterior al primer contacto. En este, las arenas silíceas presentan un ángulo inicial igual a cero, mientras que las arenas caliza y granítica alcanzan valores de 14,5° y 33,9°, respectivamente. Aunque el ángulo de contacto inicial varía entre las arenas estudiadas, dicha variación se encuentra en el rango muy inferior a los 90°, indicando elevada mojabilidad o una baja condición de repelencia. Además de la influencia que la composición de las arenas tiene sobre el valor de θ , la variación observada es resultado también de la exposición de dichos materiales a las intemperies o del contacto previo con material orgánico, factores esos que no pueden ser controlados en el caso de los materiales naturales.

Por último, el tratamiento de la arena silícea 0-1 mm con el DCDMS aumenta el comportamiento hidrófobo del material de forma efectiva, dado que el ángulo de contacto inicial del material cambia desde cero hasta 87,7°, no observándose variación significativa en el valor del ángulo de contacto de la arena hidrófoba durante el primer minuto, lo que indica cierto nivel de estabilidad de la mojabilidad reducida alcanzada con el tratamiento.

Así, mientras la gota de agua posicionada sobre la arena natural desapareció inmediatamente después del contacto inicial, la gota posicionada sobre la arena tratada mantuvo su forma, tal como muestra la figura 5.11, presentando apenas una pequeña alteración en el valor del ángulo de contacto (de 87,7° para 82,1° en 60 s).

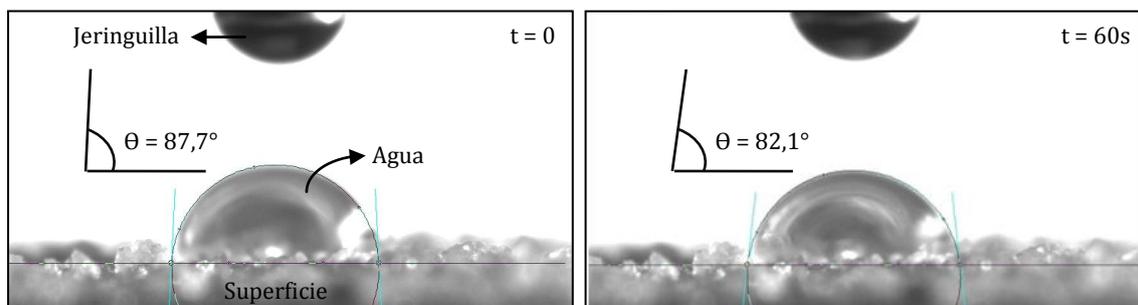


Figura 5.11 – Variación de θ^{SDM} entre la arena tratada y el agua en el intervalo de 60 s

De lo expuesto, desde el punto de vista industrial, cabe remarcar que el agua se extiende rápidamente sobre prácticamente todos los materiales (con excepción de la arena tratada) y, como consecuencia, la influencia a escala industrial de la mojabilidad de dichos materiales en la fluidez de las mezclas es pequeña.

Asimismo, el mojado de otros materiales granulares puede variar respecto al comportamiento observado en el presente estudio, pues tanto la composición, como el histórico de exposición de las superficies a agentes agresores (como las intemperies y/o material orgánico) influyen en la mojabilidad. Dichos factores no se pueden controlar en el caso de los materiales naturales, como las arenas. Respecto a los materiales industrializados o a los sub-productos industriales, como los cementos y las adiciones minerales, se remarca que estos, aunque sean más uniformes en lo que concierne a sus composiciones, pueden presentar variaciones de forma y rugosidad de las partículas. Ello, según Tanaka *et al.* (2002), puede también influenciar la mojabilidad de dichos materiales.

La figura 5.12 muestra los granos de la arena sílicea 0-1 mm recubiertos con el DCDMS en una imagen ESEM. En ella se observa que no se puede identificar visualmente la capa de recubrimiento resultante del tratamiento de los granos. Con todo, en el canto superior izquierdo se presenta el detalle de un grano de arena, en que se puede observar pequeñas gotas de agua condensada en la superficie del grano. En dicha figura se visualiza el ángulo de contacto microscópico formado en la interface sólido-líquido-vapor. Aunque no se puede medir el valor de dicho ángulo de forma precisa, debido al ángulo de toma de la imagen, se observa que este se aproxima a los 90°, confirmando el comportamiento hidrófobo de la superficie.

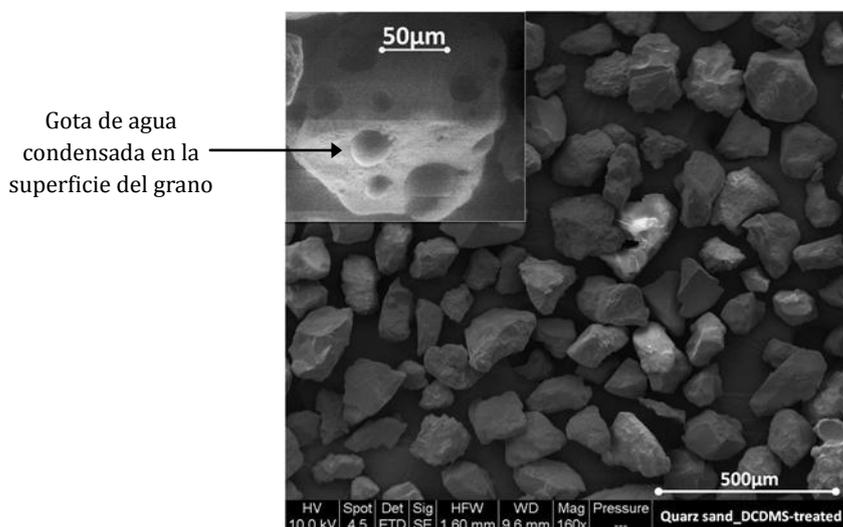


Figura 5.12 – Imagen ESEM de la arena sílicea 0-1 mm recubierta con el DCDMS

Límite líquido de Atterberg:

La figura 5.13 muestra los resultados obtenidos en el ensayo del límite líquido de Atterberg, permitiendo una interpretación cualitativa de la influencia causada por la arena

hidrófoba en el comportamiento de los morteros en estado fresco. En ella se observa que el uso de la arena hidrófoba colabora efectivamente a la mejora de la fluidez de los morteros.

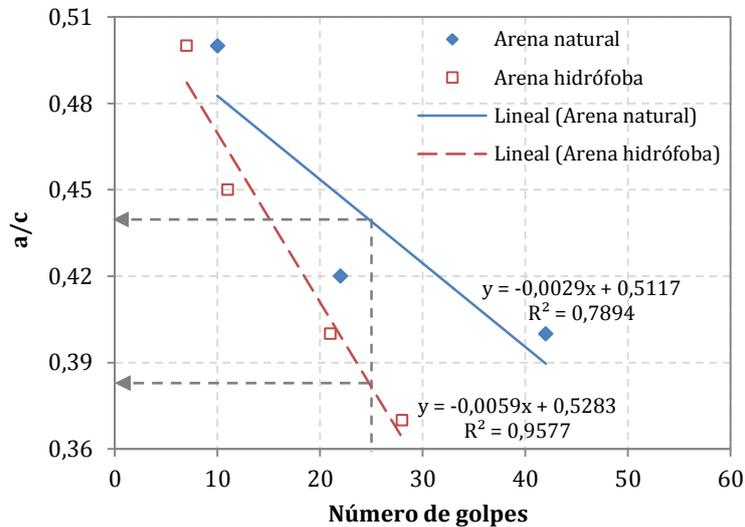


Figura 5.13 – Resultados del ensayo del límite líquido de Atterberg

A través de la figura 5.13 se verifica que la relación a/c correspondiente al valor de 25 golpes es próximo a 0,44 en el caso de los morteros producidos con la arena natural, mientras que dicho valor se reduce a aproximadamente 0,38 cuando la arena hidrófoba es utilizada. Es decir, el mortero producido con la arena natural necesita un mayor volumen de agua que el producido con la arena hidrófoba para que las dos porciones del mortero establezcan la distancia de contacto requerida tras la aplicación de los 25 golpes (ver figura 5.7 (b)) y, con eso, alcancen el mismo nivel de consistencia.

Dicho comportamiento puede ser consecuencia del aumento en el volumen de agua libre, ya que el número de moléculas de agua adsorbidas en la superficie de la arena hidrófoba disminuye debido a la menor energía superficial libre de los granos tratados. Ello puede resultar también de la minimización de la absorción de agua por los áridos tras el tratamiento. Sin embargo, considerando el pequeño espesor de la capa de agua adsorbida y el hecho de que la porosidad de la arena silíceo es generalmente inferior al 0,5 %, la influencia de la baja energía superficial libre y de la minimización de la absorción de agua en el incremento del volumen de agua libre son muy pequeños para considerarse relevante (si considerados individualmente).

Otra posible explicación para el comportamiento observado está en que el oxígeno del PDMS formado tras el tratamiento de la arena puede interactuar con los grupos polares presentes en la superficie de las partículas a través de fuerzas electrostáticas (Pfeiffer y Weis, 2002). Así, las partículas de arena tratadas pueden influir en la dispersión de las partículas de cemento, disminuyendo la aglomeración y mejorando la fluidez de la mezcla. Con todo, dicha conclusión se basa en análisis teórico, de modo que se deben realizar más estudios experimentales para comprobar dicha hipótesis.

Densidad, resistencia a compresión y pH:

Los resultados obtenidos para la densidad, la resistencia a compresión y el pH de los morteros endurecidos se presentan en la tabla 5.3. Estos son el promedio entre 10 y 6 mediciones para la densidad y la resistencia a compresión, respectivamente. La desviación estándar asociada se presenta entre paréntesis en la citada tabla.

Tabla 5.3 – Densidad, resistencia a compresión y pH del mortero endurecido

Ensayo	Mortero producido con arena natural	Mortero producido con arena hidrófoba
Densidad (kg/m ³)	2.027,6 (0,02)	2.027,3 (0,02)
Resistencia a compresión (MPa)	31,0 (6,8)	32,2 (7,8)
pH	12,5	12,5

Tal y como se puede observar en la tabla 5.3, la densidad y el pH de los morteros preparados con las dos arenas no presentan variación alguna, indicando que dichas características/propiedades no están influenciadas, de forma significativa, por el uso de la arena hidrófoba. La resistencia a compresión es ligeramente superior cuando se utiliza la arena hidrófoba. Sin embargo, la desviación estándar presentada en las series ensayadas es mayor que el incremento observado para la resistencia compresión, lo que demuestra que los resultados se pueden considerar similares entre sí.

Ángulo de contacto de los morteros endurecidos:

La figura 5.14 (a) y (b) presenta los resultados del ensayo CRM cuando se utiliza el agua como líquido de mojado en los morteros producidos con la arena natural (A_N) y con la arena hidrófoba (A_H), respectivamente.

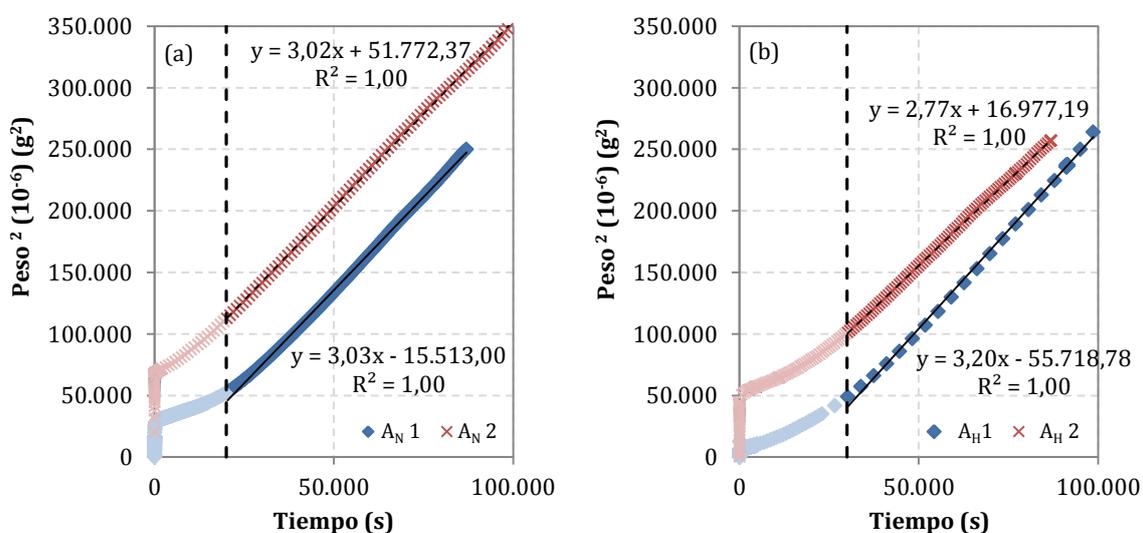


Figura 5.14 – Resultados del ensayo CRM, cuando el agua es el líquido de mojado

En la figura 5.14 se observa que las curvas son lineales, aunque no desde el principio. Así, con el objetivo de determinar la pendiente de las curvas, se ha eliminado el rango inicial de valores (entre 0 – 20.000 y 0 – 30.000 s para las figuras 5.14 (a) y (b), respectivamente). El comportamiento del tramo inicial del ensayo es, muy probablemente, consecuencia de una resistencia inicial a la penetración de agua en la superficie de los morteros, resultado del elevado ángulo de contacto inicial indicado en el ensayo SDM (ver tabla 5.5). Pasados 120 segundos desde el contacto inicial, el θ^{SDM} es considerablemente menor, permitiendo la penetración de agua en las probetas. Otra razón para desechar esos tramos iniciales es que desde el punto de vista industrial, los valores a considerar son los correspondientes a tiempos más elevados, que pueden superar a las primeras horas en el caso de que se quiera analizar la durabilidad del material.

A partir de los resultados obtenidos experimentalmente (rango de valores válidos), se ajustó una línea recta a través del método de los mínimos cuadrados. La pendiente de la curva ajustada representa el valor m_a que aparece en la ecuación [5.2] (previamente presentada) para la determinación del ángulo de contacto por el método CRM. Es importante enfatizar que la pendiente de todas las curvas son muy similares una a las otras (con una pequeña variación de 2,77 hasta 3,20), lo que demuestra una mojabilidad similar entre los morteros estudiados.

La figura 5.15 muestra una gráfica similar a la presentada en la figura 5.14. En ésta situación el n-hexano es utilizado como líquido de mojado en los morteros producidos con la arena natural (A_N) y con la arena hidrófoba (A_H).

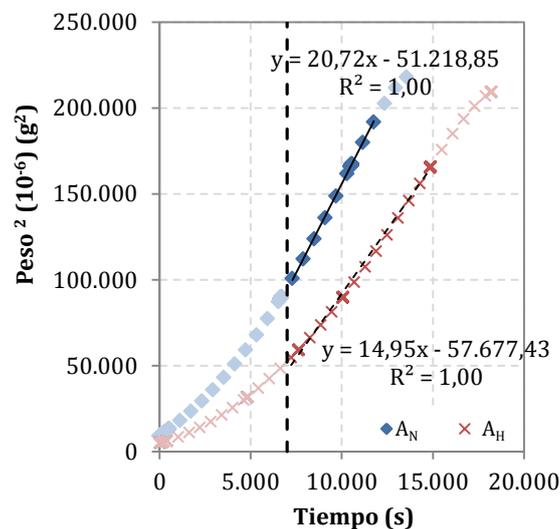


Figura 5.15 – Resultados del ensayo CRM; cuando el n-hexano es el líquido de mojado

El comportamiento no-lineal inicial de las curvas de capilaridad se repite una vez más cuando el n-hexano es utilizado como el líquido de mojado, tal y como muestra la figura 5.15. Además, se puede observar una ligera variación de tendencia en el final de las curvas, dando la impresión de que los datos representan una curva en forma de “S”. Dicho comportamiento está relacionado a la elevada volatilidad presentada por el n-hexano. Ya

que no ha sido posible cubrir completamente el contenedor con el líquido, la tasa de evaporación ha sido más elevada que la del agua, interrumpiendo así el contacto entre la probeta y la superficie del líquido y disminuyendo el tiempo de penetración capilar (notar la diferente escala de tiempo en el eje x con respecto a las gráficas de la figura 5.14). Por ello, el rango de valores considerados en la determinación de la pendiente de las curvas va desde 7.000 – 12.000 y 7.000 – 15.000 s, para los morteros producidos con la arena natural e hidrófoba, respectivamente.

Igualmente, se ha utilizado el método de los mínimos cuadrados para el ajuste de los datos experimentales (rango de valores válidos) a una línea recta. Se observa que en esa situación la pendiente de las curvas, m_n , es mucho más elevada que la obtenida cuando el agua es el líquido de mojado (ver figura 5.14). Ello es consecuencia de la penetración más rápida del n-hexano en los poros de los morteros, debido a sus diferentes parámetros reológicos respecto a los del agua (ver tabla 5.4) y a la consideración razonable (hecha anteriormente) de que el ángulo de contacto entre las superficies del mortero endurecido y del n-hexano es igual a cero.

El promedio de las pendientes determinadas a través de las gráficas en las figuras 5.14 y 5.15 se presentan en la tabla 5.4. Además, se presentan también la densidad (ρ), la viscosidad (η) y la tensión superficial (σ_{LV}) del agua y del n-hexano para la temperatura de 20°C (temperatura ambiente al momento del ensayo).

Tabla 5.4 – Parámetros usados en la determinación del ángulo de contacto a través del CRM

Parámetro	Agua	n-Hexano
$m_{\text{Promedio}} (A_N)$	$3,03 \times 10^{-6}$	$20,72 \times 10^{-6}$
$m_{\text{Promedio}} (A_H)$	$2,99 \times 10^{-6}$	$14,95 \times 10^{-6}$
ρ (kg/m ³)	998,2	660,8
η (mPas)	1,002	0,310
σ_{LV} (mN/m)	72,74	18,45

Los valores presentados en la tabla 5.4 han sido utilizados en la determinación del ángulo de contacto a través de la ecuación [5.2] previamente presentada, mientras que en la tabla 5.5 se presenta el valor del ángulo de contacto entre en agua y la superficie de los morteros endurecidos a través del SDM y del CRM (θ^{CRM}). Los resultados son un promedio de 12 mediciones para el SDM (realizadas en los dos lados de seis diferentes gotas posicionadas sobre la misma probeta) y 2 para el CRM. La desviación estándar se recoge entre paréntesis.

En la tabla 5.5 puede verse que la diferencia entre los ángulos de contacto de los morteros producidos con la arena natural e hidrófoba es muy pequeña, lo que permite concluir que la superficie de los morteros endurecidos presenta un comportamiento de mojado similar uno al otro.

Tabla 5.5 – El ángulo de contacto entre el agua y el mortero endurecido

Materiales	θ^{SDM} (°)								θ^{CRM} (°)
	0	1s	5s	10s	30s	60s	90s	120s	
Mortero con la A _N	97,4 (4,1)	83,7 (2,0)	75,3 (2,9)	70,5 (2,4)	67,3 (2,1)	65,6 (2,2)	64,7 (2,3)	63,7 (2,1)	87,0 (0,0)
Mortero con la A _H	102,3 (6,7)	85,7 (5,4)	76,9 (6,4)	70,6 (6,0)	64,5 (9,3)	61,1 (10,9)	59,6 (11,0)	56,4 (11,0)	85,9 (0,3)

La razón para el comportamiento observado es, muy probablemente, fruto de que la superficie de los morteros está compuesta, principalmente, por la pasta de cemento, de manera que la arena tiene poco o ningún contacto con el agua proveniente de fuentes externas. Es decir, la superficie de los granos de arena está cubierta por la pasta. En consecuencia, para modificar las características y propiedades de mojado del mortero endurecido sería necesario tratar los elementos componentes de la pasta. Sin embargo, ello no es posible a través del método utilizado en el presente estudio, ya que los granos de cemento no pueden ser lavados previamente a la producción. Además de ello, sería necesario verificar que el tratamiento con el DCDMS de los materiales componentes de la pasta no influenciaría el proceso de hidratación del cemento Portland, afectando negativamente el desarrollo de la resistencia mecánica del material.

Al considerarse el desarrollo del ángulo de contacto (θ^{SDM}) con el tiempo es posible observar que en los primeros 10 segundos la disminución del valor es significativa. Con todo, pasado ese tiempo el ángulo de contacto presenta cierto nivel de estabilidad. Esa conclusión es válida en el intervalo de tiempo estudiado, igual a 120 segundos. La pequeña afinidad existente entre la superficie de los morteros endurecidos y del agua, verificada a través de los elevados valores del ángulo de contacto, era previsible, ya que en caso contrario, el material presentaría una durabilidad muy baja en medios húmedos.

Similarmente, al compararse los resultados obtenidos a través de los métodos SDM y CRM se verifica, una vez más, una concordancia de valores. El ángulo inicial θ^{SDM} es ligeramente superior al valor de θ^{CRM} , sin embargo, la diferencia observada es inferior a los 20° y desaparece pasado un segundo desde el contacto inicial.

Por último, es posible observar que el ángulo de contacto de los morteros en el estado endurecido es superior a los valores obtenidos para cualquier de los materiales granulares individualmente. La explicación para el hecho está muy probablemente relacionada a las propiedades de mojado de la pasta de cemento, ya que esa es la principal componente de la superficie de los morteros endurecidos. Además de ello, es importante observar que las muestras de los materiales granulares (preparadas sobre láminas de vidrio) presentan una superficie que es físicamente muy distinta de la superficie de las probetas de morteros. Es decir, ambas superficies difieren en textura y en rugosidad. Luego, no es posible comparar precisamente los valores del ángulo de contacto obtenidos en las dos situaciones.

5.2.3. Conclusiones del estudio

Con base en los resultados de la campaña experimental realizada se derivan las siguientes conclusiones principales:

- Todos los materiales granulares estudiados (comúnmente utilizados en la producción de pastas, morteros y hormigones) presentan una buena mojabilidad por el agua. Ello se puede afirmar, pues los ángulos de contacto iniciales entre dichos materiales y el agua están en el rango hidrófilo, inferior los 30° ;
- Aunque los ángulos de contacto iniciales de los materiales granulares sean en algunos casos superiores a cero, dichos valores disminuyen rápidamente con el tiempo, alcanzando el valor nulo en el intervalo de 60 segundos (salvo en el caso de la arena tratada). Respecto al humo de sílice, su ángulo de contacto a los 60 segundos es ligeramente superior a cero ($7,1^\circ$), con todo, dicho valor es bastante pequeño. Así, la hipótesis adoptada en el desarrollo del modelo matemático (capítulo 4) es válida. Ello pues se considera que al momento de dosificar, es factible que se utilice el ángulo de contacto referente al tiempo de mezcla, que es en la gran mayoría de los casos superior a 1 minuto;
- El tratamiento de la arena silíceo 0-1 mm con el aditivo químico diclorodimetilsilano (DCDMS) ha modificado el valor del ángulo de contacto inicial entre dicha arena y el agua desde cero hasta $87,7^\circ$, lo que demuestra la efectividad del agente químico para obtener un material hidrófobo;
- El mortero producido con la arena silíceo 0-1 mm tratada con el DCDMS presenta una consistencia más fluida en estado fresco que el mortero producido con la arena en su condición natural, a igualdad de volumen de agua utilizado. Ello es probablemente consecuencia del aumento en el volumen de agua libre en la mezcla, debido tanto a la disminución en el número de moléculas de agua adsorbidas en la superficie de la arena hidrófoba, como a la reducción en el volumen de agua absorbida por dicha arena. Debido a que el volumen de agua relacionado a esos dos fenómenos es pequeño, otra posible explicación se centra en la dispersión de los granos del cemento causado por las partículas de la arena tratada. Dicha explicación puede considerarse relevante pues el oxígeno del PDMS interactúa con los grupos polares en la superficie de las partículas a través de fuerzas electrostáticas;
- El uso de la arena hidrófoba no modifica la mojabilidad de la superficie del mortero endurecido. Ello pues la superficie del mortero está compuesta principalmente por la pasta de cemento, estando la arena en el interior de la probeta.

5.3. EVALUACIÓN DEL ESPESOR DE AGUA DE MOJADO

El conjunto de características y propiedades de los granos que componen una mezcla (desde su distribución granulométrica hasta la morfología de sus partículas) influye en el empaquetamiento del conjunto granular. El cual, a su vez, incide en el desempeño de las pastas, morteros y hormigones tanto en el estado fresco como en el endurecido, pues dicta la porosidad del conjunto, afectando su demanda de agua.

Por ello, es necesario contrastar experimentalmente los resultados obtenidos a través del modelo matemático presentado en el capítulo 4, ya que en éste se han considerado algunas hipótesis simplificadoras que no corresponden con la realidad de las mezclas, tales como: las partículas que componen los conjuntos granulares son esferas del mismo tamaño y el empaquetamiento de éstas es periódico (ver ítem 4.2).

En ese sentido, a través de la campaña experimental presentada en éste apartado se tiene el doble objetivo de:

- Determinar experimentalmente el espesor de agua de mojado formado alrededor de las partículas de cemento y adiciones minerales. Ello se hace a través de ensayos en que se determina la densidad de empaquetamiento de pastas en la condición húmeda;
- Verificar cuantitativamente el efecto que tres de las hipótesis simplificadoras (partículas esféricas, del mismo tamaño y empaquetamiento periódico) asumidas en el desarrollo del modelo presentado en el capítulo 4 tienen sobre el valor de $e_{Eq\ Moj}$ calculado por dicho modelo.

5.3.1. Programa experimental

Materiales:

Los materiales utilizados en la producción de las pastas, así como las características de los mismos, necesarias al estudio y dadas por los fabricantes de cada material, se presentan a continuación:

- Cemento Portland (CEM I 52,5 R), con superficie específica Blaine igual a $450\text{ m}^2/\text{kg}$ y densidad igual a $3.150\text{ kg}/\text{m}^3$. La distribución granulométrica del cemento es la misma presentada en la figura 5.1 (a), Cemento A;
- Humo de sílice (HS), con superficie específica alrededor de $20.000\text{ m}^2/\text{kg}$ y densidad igual a $2.300\text{ kg}/\text{m}^3$;
- Aditivo superplastificante (SP) basado en policarboxilatos, cuya masa de sólidos es igual a 25 % y la densidad es igual a $1.048\text{ kg}/\text{m}^3$. La dosificación habitual

recomendada se encuentra entre el 0,3 y el 1,0 % sobre el peso de cemento. Dosificaciones inferiores o superiores son posibles con ensayos previos que permitan determinar la dosificación óptima.

Método:

El método de ensayo elegido para la verificación del espesor de agua de mojado se basa en el estudio de Wong y Kwan (2008^a), presentado en el capítulo 2 (ver ítem 2.4.3), a través del cual se determina la densidad de empaquetamiento de partículas en la condición húmeda. Se ha seleccionado dicho método porque se asume que la mezcla que presenta la concentración de sólidos máxima, así como la relación de vacíos mínima (ver figura 2.7), lleva incorporado el volumen de agua necesario y suficiente al mojado de las partículas. Igualmente, el volumen de aire corresponde al volumen de poros efectivos.

Dicha consideración se basa en que, en esa situación, las partículas están estrechamente empaquetadas unas contra otras. Al mismo tiempo, los vacíos del conjunto granular no están completamente saturados, aunque el agua localizada en los puntos de contacto entre granos ya presentan ligaciones continuas. Asimismo, se observa (en la referida figura 2.7) que a partir del punto en que la relación de vacíos es mínima, un pequeño aumento de la relación a/cong no representa un aumento proporcional en la relación de vacíos. Ello pues el agua añadida pasa a ocupar el espacio en que anteriormente se encontraba el aire, no interfiriendo propiamente en el empaquetamiento del conjunto granular.

Dosificación y producción:

Para determinar la densidad de empaquetamiento de los granos en la condición húmeda se requiere medir la densidad aparente de mezclas con diferentes relaciones a/cong, para lo que se han tomado 6 series, conforme se muestra en la tabla 5.6. En cada serie, se realizaron distintas amasadas con diferentes relaciones a/cong, iniciándose con un valor elevado y bajando dicho valor de forma sucesiva hasta alcanzar la concentración de sólidos máxima.

Tabla 5.6 – Series de estudio

Serie	Materiales
S ₁	Cemento + Agua
S ₂	Cemento + Agua + 0,5 % SP
S ₃	Cemento + Agua + 1,0 % SP
S ₄	Cemento + 5 % HS + Agua + 0,5 % SP
S ₅	Cemento + 8 % HS + Agua + 0,5 % SP
S ₆	Cemento + 12 % HS + Agua + 0,5 % SP

La tabla 5.7 muestra las dosificaciones (D_n) utilizadas en las series S_1 , S_2 y S_3 . El objetivo de dichas series es el de verificar el efecto del aditivo superplastificante en el valor de la densidad de empaquetamiento obtenida. Se observa que la relación a/cong con la cual se inicia cada serie de estudio disminuye conforme se añade el aditivo superplastificante a las mezclas. Asimismo, se remarca que la relación a/cong en volumen es igual a la relación de agua u_{Agua} (ver figura 2.7). Por eso, al presentarse los resultados del estudio (en la construcción de las curvas de concentración de sólidos y relación de vacíos), dicha relación será dada siempre en volumen.

Tabla 5.7 – Dosificaciones de las series S_1 , S_2 y S_3

Materiales	Cantidad de materiales (kg/m ³)						
	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅	D ₆	
Serie S₁							
Cemento	1.300	1.410	1.550	1.620	1.700	1.750	
Agua	585	550	510	485	460	440	
Total	1.885	1.960	2.060	2.105	2.160	2.190	
a/cong, en masa	0,45	0,39	0,33	0,30	0,27	0,25	
a/cong, en volumen	1,42	1,23	1,04	0,94	0,85	0,79	
Serie S₂							
Cemento	1.410	1.550	1.600	1.650	1.800	1.850	
Agua	550	500	480	465	420	400	
SP (0,5 %)	7,05	7,75	8,00	8,25	9,00	9,25	
Total	1.967	2.058	2.088	2.123	2.229	2.259	
a/cong, en masa	0,39	0,32	0,30	0,28	0,23	0,22	
a/cong, en volumen	1,23	1,02	0,95	0,89	0,74	0,68	
Serie S₃							
Cemento	1.550	1.600	1.670	1.730	1.800	1.880	1.950
Agua	494	474	457	434	411	387	358
SP (1,0 %)	15,50	16,00	16,70	17,30	18,00	18,80	19,50
Total	2.059	2.090	2.144	2.182	2.229	2.286	2.328
a/cong, en masa	0,32	0,30	0,27	0,25	0,23	0,21	0,18
a/cong, en volumen	1,00	0,93	0,86	0,79	0,72	0,65	0,58

Análogamente, la tabla 5.8 muestra las dosificaciones (D_n) utilizadas en las series S_4 , S_5 y S_6 , las cuales prevén el uso del humo de sílice en la proporción de 5, 8 y 12 % sobre el peso del cemento, respectivamente. El objetivo de dichas series es el de verificar el efecto del humo de sílice en el valor de la densidad de empaquetamiento en la condición húmeda y, consecuentemente, en el espesor de agua de mojado.

Se observa también en la misma tabla que el rango de variación de la relación a/cong es distinto en cada serie estudiada. La determinación del valor inicial se hizo con

base en conocimientos teóricos de que la adición del humo de sílice en pequeñas cantidades favorece la fluidez de la mezcla fresca (por eso la relación a/cong inicial en la serie S₄ es inferior a la presentada en la serie S₂). Por otro lado, en las series S₅ y S₆, al aumentarse la proporción del humo de sílice, se ha aumentado también la relación a/cong inicial.

Tabla 5.8 – Dosificaciones de la serie S₄, S₅ y S₆

Materiales	Cantidad de materiales (kg/m ³)						
	Serie S ₄						
	D ₂₀	D ₂₁	D ₂₂	D ₂₃	D ₂₄	D ₂₅	D ₂₆
Cemento	1.460	1.510	1.560	1.610	1.650	1.700	1.750
HS (5 %)	73,0	75,5	78,0	80,5	82,5	85,0	87,5
Agua	500	480	460	450	440	420	400
SP (0,5 %)	7,30	7,55	7,80	8,05	8,25	8,50	8,75
Total	2.040	2.073	2.106	2.149	2.181	2.214	2.246
a/cong, en masa	0,33	0,30	0,28	0,27	0,25	0,24	0,22
a/cong, en volumen	1,01	0,94	0,87	0,82	0,79	0,73	0,67
	Serie S ₅						
	D ₂₇	D ₂₈	D ₂₉	D ₃₀	D ₃₁	D ₃₂	
Cemento	1.330	1.430	1.530	1.630	1.670	1.730	
HS (8 %)	106,4	114,4	122,4	130,4	133,6	138,4	
Agua	530	490	450	420	400	380	
SP (0,5 %)	6,65	7,15	7,65	8,15	8,35	8,65	
Total	1.973	2.042	2.110	2.189	2.212	2.257	
a/cong, en masa	0,37	0,32	0,27	0,24	0,22	0,20	
a/cong, en volumen	1,13	0,97	0,83	0,73	0,68	0,62	
	Serie S ₆						
	D ₃₃	D ₃₄	D ₃₅	D ₃₆	D ₃₇	D ₃₈	D ₃₉
Cemento	1.250	1.300	1.370	1.470	1.560	1.590	1.680
HS (12 %)	150,0	156,0	164,4	176,4	187,2	190,8	201,6
Agua	530	510	485	450	420	400	370
SP (0,5 %)	6,25	6,50	6,85	7,35	7,80	7,95	8,40
Total	1.936	1.973	2.026	2.104	2.175	2.189	2.260
a/cong, en masa	0,38	0,35	0,32	0,27	0,24	0,22	0,20
a/cong, en volumen	1,15	1,06	0,96	0,83	0,73	0,68	0,60

En los casos en que el humo de sílice se añade a la mezcla, éste se ha mezclado manualmente con el cemento previamente a la producción hasta obtenerse una mezcla homogénea de los materiales en la condición seca. Después de eso, se ha seguido el procedimiento de amasado indicado en la tabla 5.9, en que se presenta el orden de vertido de los materiales a la amasadora, los tiempos y la velocidad de mezcla.

Tabla 5.9 – Orden de vertido de los materiales, tiempo y velocidad de amasado

Materiales	Tiempo de mezcla (s)	Velocidad (rpm)
½ (Cemento + HS) + Agua	60	110
½ SP	60	110
	180	150
Restante de (Cemento + HS)	60	110
Restante del SP	60	110
	180	150

La densidad aparente de la mezcla se ha determinado utilizando un molde cilíndrico de volumen (V) igual a 1 litro. Se ha vertido la masa fresca en el molde en una tongada única, compactando el molde lleno (30 golpes en la mesa de sacudidas). Se ha completado el volumen del molde con pasta hasta obtenerse un borde plano, enrasado con la superficie del molde. Luego, se determina la masa (M) de la pasta en el molde.

A partir del resultado obtenido, el volumen de materiales conglomerantes y el volumen de agua en el interior del molde se calculan a través de las ecuaciones [5.3] y [5.4], respectivamente. El subíndice i se refiere a los diferentes materiales conglomerantes que componen la mezcla.

$$V_{CONG} = \frac{M}{\rho_{Agua} u_{Agua} \sum(\rho_i \varphi_i)} \quad [5.3]$$

$$V_{Agua} = u_{Agua} V_{CONG} \quad [5.4]$$

donde: V_{CONG} : volumen de materiales conglomerantes (m^3)
 V_{Agua} : volumen de agua (m^3)
 M : masa (kg)
 ρ_i : densidad del material i (kg/m^3)
 u_{Agua} : relación entre el volumen de agua y el volumen total de sólidos (-)
 φ_i : relación entre el volumen del material del tipo i y el volumen total de sólidos (-)

La relación de vacíos (u) y la concentración de sólidos (ϕ) se calculan según las ecuaciones [5.5] y [5.6], respectivamente.

$$u = \frac{(V - V_{CONG})}{V_{CONG}} \quad [5.5]$$

$$\phi = \frac{V_{CONG}}{V} \quad [5.6]$$

5.3.2. Resultados y discusión

Empaquetamiento de las partículas:

Los resultados de la relación de vacíos y de la concentración de sólidos para las series S_1 , S_2 y S_3 se presentan en la figura 5.16. En ella se observa que al empezarse los ensayos con una relación a/cong elevada, la concentración de sólidos de las mezclas va aumentando conforme dicha relación a/cong va disminuyendo. Ello responde a que las partículas componentes de las mezclas, que se encuentran inicialmente separadas unas de las otras por el agua, se van aproximando conforme el volumen de agua disminuye. Aunque no se ha llegado al punto en que la concentración de sólidos empieza a bajar después de haber alcanzado su valor máximo, se verifica el cambio de tendencia en las curvas, indicando el inicio del rango de transición entre una dispersión en agua y un aglomerado de partículas que se encuentran parcialmente secas.

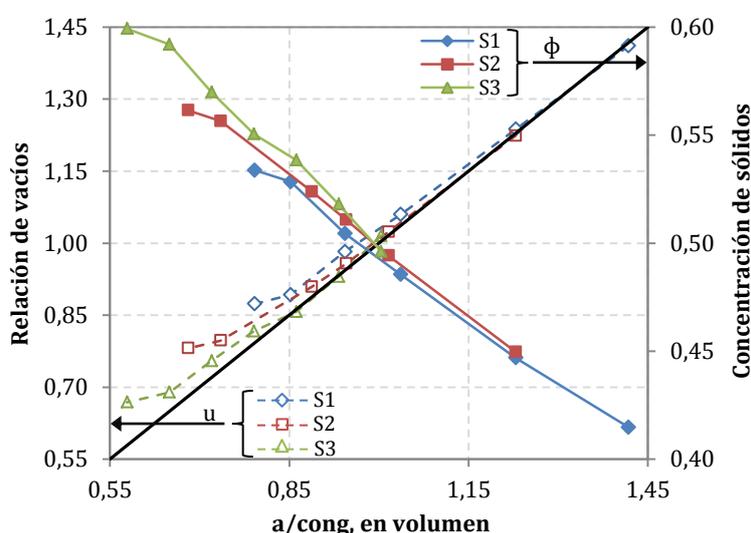


Figura 5.16 – Relación de vacíos mínima y concentración de sólidos máxima: S_1 , S_2 y S_3

Así pues, dichos puntos de concentración de sólidos máxima indican el empaquetamiento máximo del conjunto granular, bajo las condiciones de producción descritas. Dichos valores representan también la compacidad de las mezclas en la condición de mojado, por lo que se utilizan, con posterioridad, en el cálculo del espesor de agua de mojado.

Por otro lado, en la misma figura 5.16 se observa que la concentración de sólidos máxima aumenta cuando se añade el aditivo superplastificante a la mezcla. Así, en la dosificación patrón, sólo con el cemento y el agua, el valor que se obtiene es 0,534 mientras que dicho valor sube a 0,561 y 0,599 cuando se añade 0,5 y 1,0 % de aditivo, respectivamente. Ello es resultado de la dispersión de partículas impartida por el superplastificante, que evita (o disminuye) la formación de aglomerados. Cuanto mayor es la proporción del aditivo utilizada (dentro de los límites de saturación del material), más intensa es la dispersión producida y mayor es la concentración de sólidos alcanzada.

Análogamente, en la grafica de relación de vacíos se observa que dicho valor va disminuyendo conforme se pasa de una relación a/cong más elevada a una más baja, lo que es resultado de la aproximación de las partículas que componen la mezcla. Se verifica también que no se ha llegado al punto en que la relación de vacíos vuelve a aumentar, después de haber alcanzado su valor mínimo. Con todo, se verifica el cambio de tendencia en las curvas, indicando el inicio del rango de transición en que se encuentra localizada la relación de vacíos mínima.

Además de ello, se nota en la figura 5.16 que los vacíos de las mezclas están completamente llenos de agua (sin aire) a partir de la relación a/cong aproximadamente igual a 1,23, 1,02, 0,86 para las mezclas producidas sin aditivo, con 0,5 y 1,0 % del aditivo superplastificante, respectivamente. Así pues, a partir de esos valores las curvas de relación de vacíos y $\varepsilon_{\text{Aire}} = 0$ se superponen. En consecuencia, se observa que el aumento de la dosificación del superplastificante produce la disminución de la relación a/cong necesaria para que los espacios intersticiales entre los granos estén compuestos apenas por agua.

La relación de vacíos mínima es igual a 0,874, 0,781 y 0,669 para las mezclas producidas sin aditivo, con 0,5 y 1,0 % del aditivo superplastificante, respectivamente. Es decir, cuanto mayor es la proporción de aditivo utilizada, menor es la relación de vacíos mínima. Ello se debe a que el aditivo promueve la dispersión de los granos, evitando la formación de aglomerados y reduciendo el volumen de vacíos de las mezclas.

La figura 5.17 presenta los resultados de la relación de vacíos y de la concentración de sólidos para las series S₂, S₄, S₅ y S₆ (todas con 0,5 % SP sobre el peso de cemento). Empezando el análisis a partir de la relación a/cong más elevada, se observa una vez más que la concentración de sólidos de las mezclas va aumentando conforme dicha relación a/cong va disminuyendo.

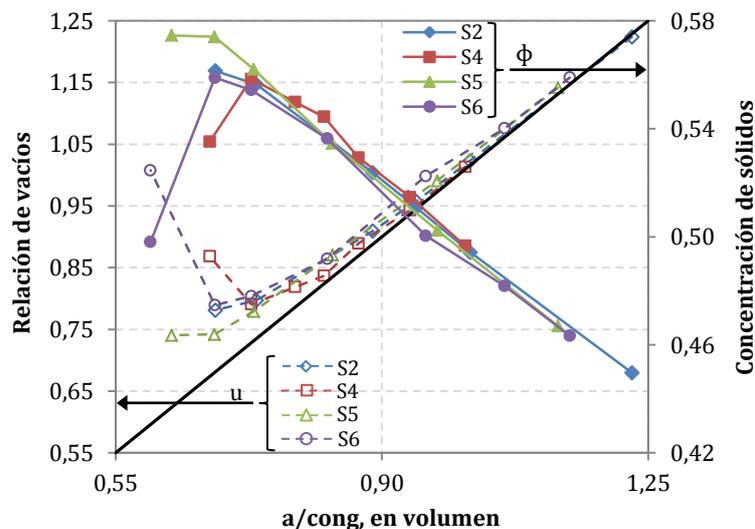


Figura 5.17 – Relación de vacíos mínima y concentración de sólidos máxima: S₂, S₄, S₅ y S₆

En dos casos se observa la bajada de la curva de concentración de sólidos, después de ésta haber alcanzado su valor máximo, los cuales corresponden a las series S_4 y S_6 , en que se ha utilizado el humo de sílice en las proporciones de 5 y 12 %, respectivamente. En las otras dos curvas no se visualiza la disminución de la concentración de sólidos; sin embargo, se verifica el cambio de tendencia de la curva, indicando que se ha alcanzado el valor de la concentración de sólidos máxima.

Asimismo, se observa que la adición de 5 % de humo de sílice no colabora al aumento de la concentración de sólidos máxima ($\phi_{\text{máx}} = 0,558$), respecto a la mezcla sin adición ($\phi_{\text{máx}} = 0,561$). Este es un resultado que no responde a las expectativas, ya que la adición de partículas de menor tamaño debería actuar rellenando los vacíos existentes entre los granos mayores, aumentando así la concentración de sólidos del conjunto.

Una posible explicación para el hecho es que al adicionarse el humo de sílice a la mezcla, el área superficial de los granos componentes ha aumentado considerablemente. Así, el aditivo superplastificante (presente en una proporción relativamente baja, igual a 0,5 % sobre el peso de cemento) no ha sido suficiente para actuar en la totalidad de la superficie de los granos y promover la repulsión efectiva de esos. Una situación semejante ha sido reportada por Wong y Kwan (2008^b), en que el uso de un aditivo superplastificante a base de policarboxilatos se ha mostrado ineficiente en la dispersión de partículas de humo de sílice condensado. Como resultado de la ineficiencia del aditivo, el aprisionamiento de agua y aire en los aglomerados de partículas del humo de sílice ha causado el aumento de los vacíos del conjunto en una proporción más elevada que el aumento del volumen de sólidos.

En contrapartida, la adición de 8 % del humo de sílice presenta el efecto esperado de incrementar la concentración de sólidos máxima del conjunto, aunque en pequeña proporción ($\phi_{\text{máx}} = 0,575$). En esa situación, probablemente hubo también alguna aglomeración de las partículas, pues la proporción del aditivo superplastificante ha permanecido constante. Sin embargo, el aumento del volumen de sólidos ha sido superior al aumento de los vacíos resultantes de dicha aglomeración.

Por último, para la adición del 12 % del humo de sílice se repite el hecho de la disminución de la concentración de sólidos máxima del conjunto ($\phi_{\text{máx}} = 0,559$). Ello puede ser fruto de la separación originada por el elevado volumen de humo de sílice a los granos de mayor tamaño. Es decir, el volumen de humo de sílice añadido ha sido superior al volumen de vacíos entre los granos de cemento, de modo que esos se han distanciado unos de los otros, aumentando así el volumen de vacíos del conjunto.

El comportamiento de la concentración de sólidos se ve reflejado en la curva de relación de vacíos. Así, la relación de vacíos mínima se alcanza cuando se utiliza 8 % del humo de sílice ($u_{\text{min}} = 0,740$). Los valores obtenidos en las demás series son bastante próximos uno de los otros, siendo 0,781, 0,791 y 0,789 para las series producidas sin el humo de sílice, con 5 y 12% de la adición, respectivamente.

Asimismo, se verifica que la mezcla producida sin el humo de sílice presenta los vacíos completamente llenos de agua (sin aire) a partir de la relación a/cong aproximadamente igual a 1,02. Las demás mezclas, con todo, presentan aire en su interior (aunque el volumen es pequeño) en todas las mezclas realizadas.

La tabla 5.10 presenta un resumen de los resultados de la relación de vacíos mínima y de la concentración de sólidos máxima para las seis series estudiadas.

Tabla 5.10 – Relación de vacíos mínima y concentración de sólidos máxima

Concepto	Serie S ₁	Serie S ₂	Serie S ₃	Serie S ₄	Serie S ₅	Serie S ₆
u_{\min}	0,874	0,781	0,669	0,791	0,740	0,789
ϕ_{\max}	0,534	0,561	0,599	0,558	0,575	0,559

Espesor de agua de mojado experimental:

Las características de cada dosificación responsable de promover la concentración de sólidos máxima dentro de cada una de las series estudiadas se presentan en la tabla 5.11; en la que asimismo, se presenta el espesor de agua de mojado determinado experimentalmente ($e_{\text{Moj Exp}}$), calculado como el cociente entre el volumen de agua y el área superficial total de los granos componentes de la mezcla.

Tabla 5.11 – Cálculo del espesor de agua de mojado experimental ($e_{\text{Moj Exp}}$)

Concepto	Serie S ₁	Serie S ₂	Serie S ₃	Serie S ₄	Serie S ₅	Serie S ₆
Dosificación	D ₆	D ₁₂	D ₁₉	D ₂₅	D ₃₂	D ₃₈
Cemento (kg/m ³)	1.750	1.850	1.950	1.700	1.730	1.590
HS (kg/m ³)	0	0	0	85,0	138,4	190,8
% HS	0	0	0	5	8	12
A _{Sup} (m ²)	787.500	832.500	877.500	2.465.000	3.546.500	4.531.500
V _{Agua} (m ³ /m ³)	0,440	0,407	0,373	0,426	0,386	0,406
% SP	0	0,5	1,0	0,5	0,5	0,5
$e_{\text{Moj Exp}}$ (m)	$5,59 \times 10^{-7}$	$4,89 \times 10^{-7}$	$4,08 \times 10^{-7}$	$1,70 \times 10^{-7}$	$1,07 \times 10^{-7}$	$0,88 \times 10^{-7}$
$e_{\text{Moj Exp}}$ (μm)	0,559	0,489	0,425	0,173	0,109	0,090

En la tabla 5.11 se observa que el espesor de agua de mojado varía de una mezcla a otra, si bien se observan tendencias de comportamiento, entre las series cuyo porcentaje de aditivo superplastificante es variable y sin el humo de sílice (serie S₁, S₂ y S₃) y entre las series con 0,5 % del aditivo superplastificante y en que el porcentaje de humo de sílice es variable (serie S₄, S₅ y S₆), siendo el de las primeras del orden de 3 a 4 veces el valor obtenido para las otras series.

Entrando en detalles, en las primeras tres series estudiadas se analiza la influencia del aditivo superplastificante en el espesor de agua de mojado, pudiéndose observar que el

aumento de la proporción de dicho aditivo permite con que se alcance la concentración de sólidos máxima (dentro de cada serie) con un volumen de agua cada vez más bajo. Es decir, en la serie S_1 (sin aditivo) la concentración de sólidos máxima se alcanza cuando la cantidad de agua es igual a $0,440 \text{ m}^3/\text{m}^3$, mientras que en las series S_2 (0,5 % SP) y S_3 (1,0 % SP) la concentración de sólidos máxima se alcanza cuando la cantidad de agua es igual a $0,407$ y $0,373 \text{ m}^3/\text{m}^3$, respectivamente.

Asimismo, no sólo se disminuye el volumen de agua referente a la concentración de sólidos máxima con el aumento de la proporción del aditivo superplastificante, sino que la cantidad de cemento añadida también aumenta, lo que se traduce en que el área superficial total de la mezcla sea mayor. Así, el valor del espesor de agua de mojado presenta una menor dimensión conforme la proporción del aditivo químico aumenta. Estas dimensiones son iguales a $0,559$, $0,489$ y $0,425 \mu\text{m}$ en las series S_1 , S_2 y S_3 , respectivamente.

Por otro lado, a través de las tres últimas series (S_4 , S_5 y S_6) se pretende verificar el efecto que la adición del humo de sílice tiene sobre el valor del espesor de agua de mojado. Se observa muy claramente que el aumento de la proporción de dicha adición mineral colabora de forma significativa en el aumento del área superficial total de los granos componentes de las mezclas. Ello es consecuencia directa de que su superficie específica es muy elevada respecto a la del cemento ($SE_{HS} \approx 20.000 \text{ m}^2/\text{kg}$ mientras que $SE_{CEM} = 450 \text{ m}^2/\text{kg}$). Así, la adición del humo de sílice influye de forma significativa en el valor del espesor de agua de mojado calculado, bajando su valor respecto a las mezclas sin la adición mineral. Los valores obtenidos son iguales a $0,173$, $0,109$ y $0,090 \mu\text{m}$, en las series S_4 , S_5 , y S_6 , respectivamente.

Espesor de agua de mojado calculado según el modelo propuesto:

Después de analizados los resultados del espesor de agua de mojado determinados experimentalmente, se va pasar al cálculo de dicho espesor según el modelo presentado en el capítulo 4. Así, a partir de la concentración de sólidos máxima determinada en cada serie (ver tabla 5.10), la cual representa la compacidad de las mezclas, se ha buscado en la grafica de la figura 4.29 (capítulo 4) el valor del espesor equivalente de agua de mojado especificado. Los resultados de los cálculos realizados se presentan en la tabla 5.12.

Tabla 5.12 – Cálculo del espesor equivalente de agua de mojado ($e_{Eq \text{ Moj}}$) según el modelo

Concepto	Serie S_1	Serie S_2	Serie S_3	Serie S_4	Serie S_5	Serie S_6
Dosificación	D_6	D_{12}	D_{19}	D_{25}	D_{32}	D_{38}
Cemento (kg/m^3)	1.750	1.850	1.950	1.700	1.730	1.590
HS (kg/m^3)	0	0	0	85,0	138,4	190,8
R_{Eq} (μm)	5,13	5,13	5,13	1,63	1,17	0,85
$e_{Eq \text{ Moj}}$ (ver figura 4.29)	$0,055R_{Eq}$	$0,054R_{Eq}$	$0,116R_{Eq}$	$0,054R_{Eq}$	$0,055R_{Eq}$	$0,054R_{Eq}$
$e_{Eq \text{ Moj}}$ (μm)	0,282	0,277	0,595	0,088	0,064	0,046

A partir de las cantidades de cemento y humo de sílice, se ha calculado el radio equivalente de los granos según la ecuación [4.47] (capítulo 4). Se verifica que las mezclas producidas apenas con el cemento presentan el mismo radio equivalente. Por otra parte, el radio equivalente de los granos varía cuando se añade el humo de sílice a las mezclas (series S₄, S₅ y S₆). Ello es debido a la gran finura de esta adición mineral, que tiene el tamaño medio de sus granos igual a 0,1 μm. Dicho valor es muy pequeño cuando comparado a los granos del cemento, que tienen tamaño medio igual a 10,26 μm.

Se observa en la penúltima línea de la tabla 5.12 que los espesores equivalentes de agua de mojado especificados por el modelo (función del radio equivalente de los granos) son muy similares uno al otro, salvo en el caso de la serie S₃. Ello pues las compacidades de las mezclas (representadas por las concentraciones de sólidos máximas de cada serie) se encuentran en el rango de valores correspondiente a la primera etapa de la curva compacidad *versus* e_{Eq Moj} (ver figura 4.29). Con todo, el espesor referente a la serie S₃ es más elevado que los demás pues la compacidad de la mezcla referente a esta serie se encuentra en la segunda etapa de la misma curva.

En ese sentido, cuando apenas el cemento compone las mezclas, las diferencias observadas en el espesor equivalente de agua de mojado provienen del valor obtenido en la gráfica compacidad *versus* e_{Eq Moj}. Por otro lado, cuando el humo de sílice es adicionado a las mezclas la variación del espesor de agua pasa a ser resultado de dos variables: los espesores obtenidos directamente de la gráfica compacidad *versus* e_{Eq Moj} y el radio equivalente de los granos. Ello resulta en el cambio del orden de magnitud de los valores obtenidos en las tres primeras series, con respecto a las tres últimas.

Comparación de los resultados experimentales con los calculados a partir del modelo:

La comparación de los resultados del espesor de agua de mojado determinado experimentalmente con los valores resultantes del modelo propuesto en el capítulo 4 se hace a través de un coeficiente de ajuste (K_{Moj}), calculado según la ecuación [5.7]. La aplicación de dicho coeficiente a los resultados del estudio se presenta en la tabla 5.13.

$$K_{Moj} = \frac{e_{Moj\ Exp}}{e_{Eq\ Moj}} \quad [5.7]$$

donde: e_{Moj Exp}: espesor de agua de mojado determinado experimentalmente (m)
e_{Eq Moj}: espesor equivalente de agua de mojado según el modelo (m)

Tabla 5.13 – Comparación entre los espesores de agua de mojado

Concepto	Serie S ₁	Serie S ₂	Serie S ₃	Serie S ₄	Serie S ₅	Serie S ₆
e _{Moj Exp} (μm)	0,559	0,489	0,425	0,173	0,109	0,090
e _{Eq Moj} (μm)	0,282	0,277	0,595	0,088	0,064	0,046
K_{Moj}	2,0	1,8	0,7	2,0	1,7	2,0

Las figuras 5.18 (a) y (b) muestran el valor del coeficiente de ajuste en función de los porcentajes de aditivo superplastificante y humo de sílice en las mezclas, respectivamente.

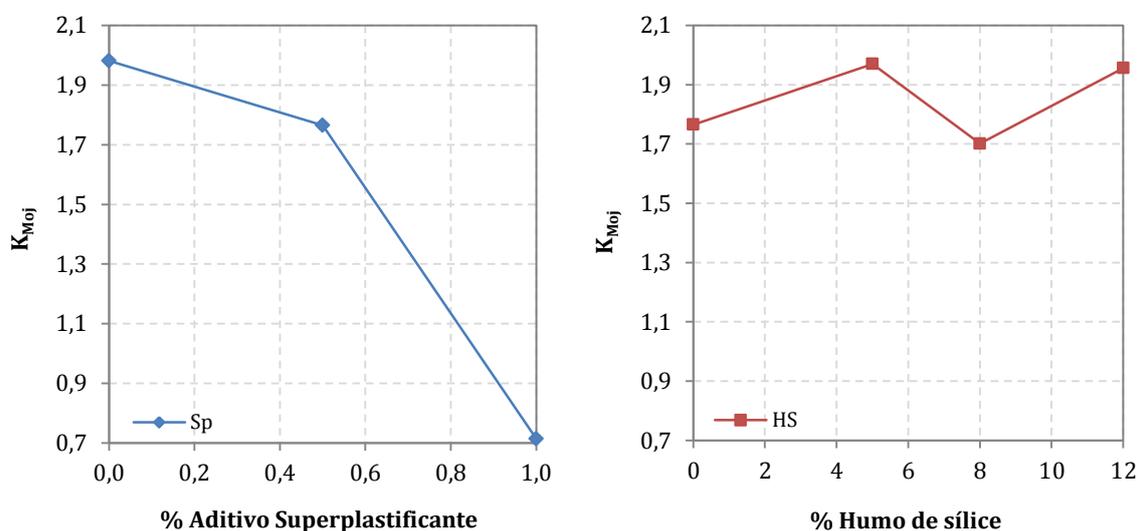


Figura 5.18 – Coeficiente de ajuste del espesor equivalente de agua de mojado

A partir de la tabla 5.13 y de la figura 5.18 se observa que, salvo en la serie S_3 , todas las demás series presentan un coeficiente de ajuste superior a la unidad, lo que demuestra que el modelo propuesto infravalora el espesor de agua de mojado. Ello es razonable, ya que se ha considerado el espesor de agua de mojado mínimo resultante del modelo. Es importante notar que la serie S_1 es la que presenta el coeficiente de ajuste más elevado y también la que más se distancia de las condiciones de contorno establecidas en el desarrollo del modelo. Ello pues en ésta serie no se ha utilizado aditivo superplastificante, de modo que el aglomerado de partículas ciertamente ocurre. Sin embargo, el fenómeno de la aglomeración no se ha considerado en la proposición del modelo. Por el contrario, se ha considerado el empaquetamiento periódico de partículas completamente dispersas (ver ítem 4.2), lo que justifica la diferencia observada.

En la serie S_2 , el superplastificante se añade a la mezcla en la proporción de 0,5 % sobre el peso de cemento, lo que produce cierta dispersión de las partículas. Dicha dispersión se traduce en la disminución del coeficiente de ajuste, desde 2,0 hasta 1,8. Sin embargo, la capacidad de dispersión del aditivo químico no es completa. Ello se visualiza en la serie S_3 , en que la adición del superplastificante en el porcentaje igual a 1,0 % disminuye todavía más el coeficiente de ajuste. Dicho porcentaje es recomendado por el fabricante del material como el porcentaje máximo que se debe utilizar, probablemente porque, al alcanzar ese valor, el aditivo ha llegado a su punto de saturación. Nótese que aunque las partículas de cemento estén dispersas, todavía existe una desviación entre el coeficiente de ajuste y la unidad. Ello es muy probablemente resultado de las diferencias entre las características de la mezcla y las condiciones ideales adoptadas por el modelo, como por ejemplo la consideración de partículas esféricas del mismo tamaño.

Al añadirse el humo de sílice a las mezclas en la proporción de 5 y 12 % sobre el peso de cemento, en las series S_4 y S_6 , el coeficiente de ajuste vuelve a alcanzar su valor máximo igual a 2,0. Ello puede deberse al aumento del área superficial de los granos en la mezcla, lo que hace con que el aditivo superplastificante (presente en la cantidad de 0,5 %) sea menos eficiente en la dispersión de las partículas, en comparación con la serie S_2 .

En el caso de la serie S_5 , que lleva 8 % de humo de sílice incorporado, el coeficiente de ajuste es igual a 1,7, similar al obtenido en la serie S_2 , sin la adición mineral. Ello ocurre probablemente porque el aumento en el área superficial de los granos es compensado por la liberación del agua en los espacios intersticiales, entre los granos de mayor tamaño, y se alcanza el equilibrio entre el volumen de agua liberado y el aumento del área superficial de los granos. Así, la dispersión de los granos es mejorada en comparación a las otras dos series que llevan el humo de sílice incorporado. Es importante resaltar que es natural observarse cierta diferencia entre el valor experimental y el modelo debido a las diferencias entre las características de la mezcla y las condiciones ideales adoptadas en el desarrollo del modelo, conforme ya comentado con anterioridad.

La figura 5.19 muestra el posicionamiento de $e_{Moj\ Exp}$ (espesores en función del radio equivalente de los granos) respecto a las curvas sugeridas por el modelo.

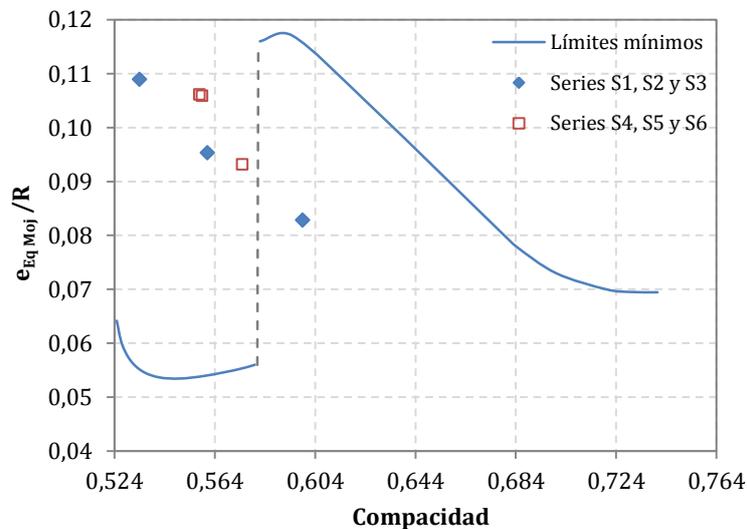


Figura 5.19 – $e_{Moj\ Exp}$ respecto a las curvas sugeridas por el modelo

A partir de la figura 5.19 se observa que el aumento de la compacidad observado en las series S_1 , S_2 y S_3 es resultado del aumento en la proporción del aditivo superplastificante en las mezclas, igual a 0, 0,5 y 1,0 %, respectivamente. Asimismo, conforme se aumenta la compacidad del conjunto, el espesor de agua de mojado disminuye, pues el espacio disponible para el agua, entre granos, es menor.

En las series S_4 , S_5 y S_6 , se observa la compacidad similar entre las series S_4 y S_6 , que resultan en espesores de agua de mojado también similares. Los puntos referentes a

esas dos series están prácticamente superpuestos en la gráfica. Ya en la serie S_5 , se verifica el aumento de la compacidad y la consecuente disminución del espesor de agua de mojado. Es importante observar que las diferencias entre los valores experimentales y las curvas propuestas por el modelo son proporcionales a los coeficientes de ajuste calculados y enseñados en la tabla 5.13 y en la figura 5.18, donde se presentan las justificativas referentes a dichas diferencias observadas.

Por último, se verifica que apenas un punto experimental ensayado se encuentra en el rango referente a la segunda etapa de la grafica dada por el modelo, de modo que un mayor número de resultados experimentales deben ser evaluados, cuya compacidad se encuentre en éste rango de valores, para que conclusiones más específicas puedan ser tomadas.

5.3.3. Conclusiones del estudio

Con base en los resultados de la campaña experimental realizada se derivan las siguientes conclusiones principales:

- El aditivo superplastificante añadido a las mezclas de las series S_2 y S_3 en la proporción de 0,5 y 1,0 % sobre el peso de cemento ha producido el aumento de la concentración de sólidos máxima, o compacidad, de las partículas de cemento en condiciones húmedas en la proporción de aproximadamente 5 % en la serie S_2 (desde 0,534 hasta 0,561) y 12 % en la serie S_3 (desde 0,534 hasta 0,599), ambos valores respecto a la serie S_1 (sin aditivo);
- La adición del humo de sílice a las series S_4 y S_6 en la proporción de 5 y 12 % sobre el peso de cemento no ha colaborado al incremento de la concentración de sólidos máxima, o compacidad, en condiciones húmedas. Ello es probablemente consecuencia del aumento en el área superficial de los granos componentes de las mezclas, de modo que el aditivo superplastificante no ha sido suficiente para promover la repulsión efectiva de las partículas. Asimismo, en el caso de la serie S_6 , el elevado volumen de humo de sílice añadido puede haber causado en distanciamiento de los granos de cemento, aumento el volumen de vacíos;
- La adición del humo de sílice en la proporción de 8 % sobre el peso de cemento (serie S_5) ha promovido un pequeño incremento (2 %) en la compacidad de las partículas, desde 0,561 hasta 0,575. Ello pues aunque probablemente hubo aglomeración de las partículas (ya que la proporción del aditivo superplastificante ha permanecido constante), el aumento del volumen de sólidos ha sido superior a la de los vacíos resultantes de dicha aglomeración;
- Los espesores de agua de mojado determinados experimentalmente reflejan el aumento en la proporción del aditivo superplastificante a través de su efecto

reductor de agua. Dichos espesores de agua son iguales a 0,559, 0,489 y 0,425 μm en las series S_1 , S_2 y S_3 , respectivamente;

- Los espesores de agua de mojado determinados experimentalmente reflejan el aumento considerable en el área superficial de las partículas advenido de la adición del humo de sílice a las mezclas. Ello se observa debido a la disminución del orden de magnitud de dichos espesores de agua respecto a las series anteriores. Los espesores de agua de mojado son iguales a 0,173, 0,109 y 0,090 μm en las series S_4 , S_5 y S_6 , respectivamente;
- La diferencia entre los espesores de agua de mojado determinados experimentalmente y la curva dada por el modelo de previsión se refleja en el cálculo del coeficiente de ajuste K_{Moj} , que es igual a 2,0, 1,8 y 0,7 para las series S_1 , S_2 y S_3 , respectivamente. Inicialmente, el valor del coeficiente de ajuste es elevado porque la mezcla no lleva aditivo superplastificante incorporado, de modo que la aglomeración de las partículas hace con que las características y condiciones de contorno de la mezcla sean muy distintas de las condiciones ideales adoptadas en el desarrollo del modelo. La adición de 0,5 % del aditivo químico colabora a la dispersión de los granos y ambas condiciones de ensayo y del modelo se aproximan. Con 1,0 % de superplastificante incorporado, la dispersión de las partículas mejora todavía más, haciendo con que el valor del coeficiente de ajuste baje y se acerque más a la unidad;
- La adición del humo de sílice hace con que el área superficial de los granos en la mezcla aumente, de modo que el aditivo superplastificante presente en la proporción de 0,5 % pierde eficiencia en la dispersión de las partículas. Ello hace con que el coeficiente de ajuste vuelva subir, desde 1,8 en la serie S_2 (sin humo de sílice) hasta 2,0 en las series S_4 y S_6 (que llevan el humo de sílice incorporado en las proporciones de 5 y 12 %, respectivamente). La adición del humo de sílice en la proporción de 8 % en la serie S_5 ha demostrado un mejor rendimiento y equilibrio entre el volumen de agua liberado y el aumento del área superficial de los granos, bajando el coeficiente de ajuste a 1,7 e indicando que la dispersión de los granos es mejorada en comparación a las otras dos series que llevan el humo de sílice incorporado;
- Es natural observar cierta diferencia entre los valores del espesor de agua de mojado experimental y teórico, lo que responde a las diferencias entre las características de la mezcla y las condiciones ideales adoptadas en el desarrollo del modelo. Es decir, diferentemente de lo considerado en el modelo, la condición de dispersión de las partículas en las mezclas producidas es variable y depende del porcentaje de aditivo superplastificante incorporado. Asimismo, las partículas del cemento y del humo de sílice no son perfectamente esféricas y presentan tamaños variados, diferentemente del considerado por el modelo. Dichas diferencias observadas son cuantificadas por los coeficientes de ajuste calculados.

6. LA DISTANCIA ENTRE GRANOS Y LA FLUIDEZ DE LA MEZCLA

6.1. INTRODUCCIÓN

Después del estudio del rol físico del agua tanto en la absorción de los áridos como en el mojado de los granos componentes de las mezclas, es necesario avanzar en la investigación acerca del papel del agua en el desarrollo de la fluidez de la masa fresca. En ese sentido, el presente capítulo tiene por objeto cuantificar el volumen de agua necesario a la fluidificación, la cual es responsable por la dispersión de los granos en la mezcla, por lo que se pretende determinar la distancia entre los mismos, en función de diversos factores intervinientes.

Para la determinación del espesor de agua de fluidificación, se procede a los cálculos a partir de las condiciones establecidas en el capítulo 4 (ver ítem 4.3). Luego, se realiza un estudio con base en las fuerzas actuantes entre las partículas, en el que se determina el espaciamiento mínimo entre granos. Los resultados obtenidos se han contrastado con valores calculados a través del uso de modelos propuestos en la literatura técnico-científica, así como de resultados experimentales. La campaña experimental se basa en ensayos reológicos en pastas de cemento y se ha realizado en el Laboratorio de Tecnología de Estructuras Luis Agulló de la Universitat Politècnica de Catalunya.

6.2. EL ESPESOR DE LA CAPA DE AGUA DE FLUIDIFICACIÓN

El cálculo del volumen de agua necesario a la fluidez se divide en dos partes:

- (I) Determinación del volumen de agua necesario para rellenar los poros efectivos (aire) en el interior del conjunto granular compacto y en el que esté presente el agua de mojado, tal como se visualiza en la figura 6.1 y conforme establecido en el capítulo 4 (ver figura 4.4). Dicho volumen no colabora de forma directa a la creación de espacio entre granos; sin embargo, es necesario al desarrollo consistente de los cálculos;
- (II) Determinación del volumen de agua necesario al distanciamiento de los granos, según la figura 6.1. Éste se calcula con base en la relación entre las propiedades reológicas del material, más específicamente la tensión umbral, y la interacción entre las partículas componentes. Esta última abarca tanto las fuerzas de atracción y repulsión entre partículas, como la fracción volumétrica de sólidos en la mezcla.

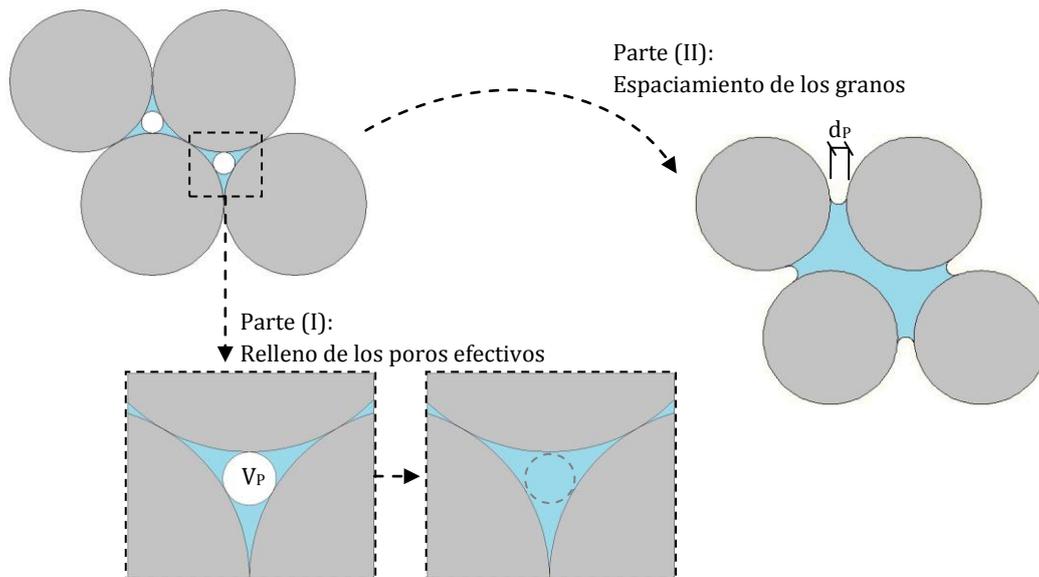


Figura 6.1 – Volumen de agua necesario a la fluidez de la mezcla

El detalle de los cálculos, para los casos (I) y (II), se presenta a continuación.

6.2.1. Volumen de agua para rellenar los poros efectivos

El volumen de agua para fluidificar la mezcla, referente al relleno de los poros efectivos (V_p) se calcula a través de la ecuación [6.1] y es igual a la diferencia entre el volumen de vacíos (V_v), y el volumen de agua de mojado (V_{Moj}) (ver figura 4.30). Es importante recordar que al espesor de agua de mojado se debe aplicar los coeficientes de corrección presentados en el capítulo 5.

$$V_P = V_V - V_{Moj} \quad [6.1]$$

El espesor de agua para fluidificar la mezcla, referente al relleno de los poros efectivos ($e_{Fluid(P)}$), se calcula como muestra la ecuación [6.2] y es el cociente entre el volumen de agua de fluidificación referente al relleno de los poros efectivos (V_P) y el área superficial total de los granos (A_{Sup}).

$$e_{Fluid(P)} = \frac{V_P}{A_{Sup}} = \frac{V_V - V_{Moj}}{A_{Sup}} \quad [6.2]$$

Se debe observar también que el volumen de agua referente al relleno de los poros efectivos tiene una importancia significativa en la fluidez de las mezclas cuando se considera la incorporación de adiciones minerales (cuyos granos presentan tamaño reducido), como es el caso del humo de sílice. Ello pues los granos de menor tamaño se depositan en los huecos del conjunto granular compacto y rellenan el espacio entre las partículas de mayor tamaño, tal como se muestra en la figura 6.2. Así, el agua que antes era necesaria para rellenar dichos huecos queda disponible para fluidificar la mezcla.

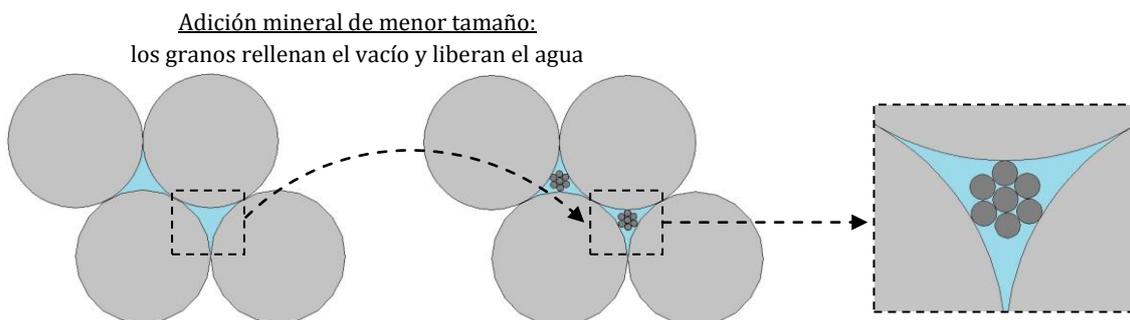


Figura 6.2 – Volumen de las adiciones minerales que colabora a la fluidez

Sin embargo, el incremento de la fluidez que resulta del fenómeno descrito es limitado, ya que una vez el espacio entre los granos de mayor tamaño esté relleno, cualquier incremento en el volumen de las partículas más pequeñas va producir el distanciamiento de los granos mayores, dispersando el empaquetamiento. Así, en lugar de aumentar la compactación del sistema, lo que ocurre es la disminución de ésta, con el consecuente aumento del volumen de vacíos y de la demanda de agua.

En ese sentido, se verifica el interés en determinar el volumen de poros efectivos y separarlo del volumen de agua de mojado, conforme lo visto en el capítulo 4. Muchos autores no lo hacen y consideran sólo el volumen total de agua necesario para rellenar los vacíos del conjunto granular compacto. Ello imposibilita verificar el orden de magnitud del volumen de las adiciones minerales que colabora a la fluidez de la mezcla, mientras que la separación realizada hace posible acotar dicho volumen.

A través de la figura 6.3 (a) se puede observar la relación entre el volumen de poros efectivos y el volumen de sólidos en un conjunto granular compacto cuyas características se han descrito en el capítulo 4. Dicha figura adviene de la relación entre esas variables (ver figura 4.23) cuando el volumen de poros es el máximo, resultado de considerarse el volumen de agua de mojado mínimo. Así pues, con base en lo presentado en los párrafos anteriores y en la figura 6.2, se puede considerar que la relación mostrada representa la relación entre el volumen de adiciones minerales y el volumen de cemento (V_{Ad}/V_{CEM}) que deben componer una mezcla para que la compacidad sea la máxima y los granos más pequeño no actúen distanciando las partículas de mayor tamaño.

Asimismo, la figura 6.3 (b) muestra como el radio de los poros efectivos varía respecto al radio de las partículas. Dicha figura adviene de la relación entre esas variables, en que se considera el radio máximo de los poros referente a cada compacidad del sistema (el cual se calcula según la ecuación [4.31], dada en el capítulo 4). Dicha relación representa la relación entre el radio máximo de las partículas de las adiciones minerales y del cemento (R_{Ad}/R_{CEM}), para que el sistema se mantenga compacto y las partículas pequeñas no produzcan el distanciamiento de las partículas mayores.

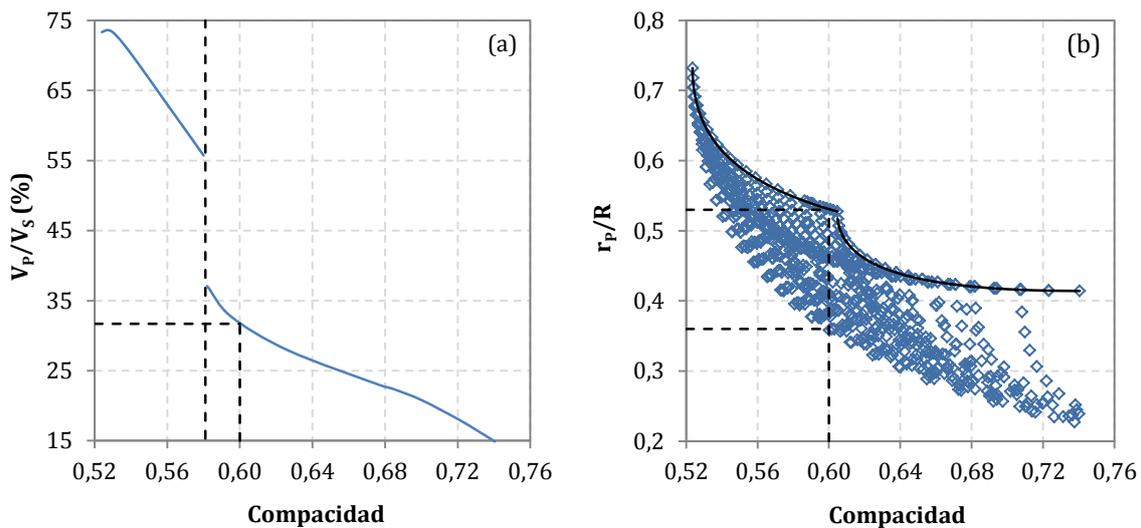


Figura 6.3 – Relación: (a) V_p/V_s , que representa V_{Ad}/V_{CEM} ; y (b) r_p/R , que representa R_{Ad}/R_{CEM}

A partir de la grafica mostrada en la figura 6.3 (a), se observa que la relación entre el volumen de poros efectivos y el volumen de sólidos, o la relación entre el volumen de las adiciones minerales y del cemento, disminuye conforme aumenta la compacidad del conjunto granular. Para la compacidad de 0,6, la cual suele representar bien la compacidad alcanzada por pastas de cemento Portland (Castro y Pandolfelli, 2009), se verifica que la adición de hasta aproximadamente 32 % de adición mineral a la mezcla (respecto al volumen de las partículas de mayor tamaño) no compromete el empaquetamiento de los granos mayores. En masa, dicho valor representa aproximadamente 23 % de adición mineral respecto al peso de cemento (considerando densidades típicas de 3.150 kg/m^3 para el cemento y 2.300 kg/m^3 para la adición mineral).

La figura 6.3 (b) demuestra que la relación r_P/R disminuye conforme aumenta la compacidad del conjunto granular. Asimismo, para cada valor de compacidad, se presentan diferentes valores de la relación entre radios, de modo que la relación máxima equivale a la consideración del volumen de agua de mojado mínimo (conforme establecido en el capítulo 4). Así, para la misma compacidad de 0,6, el radio de las partículas de menor tamaño no debe ultrapasar el $0,53R$, aproximadamente. Ello representa que, considerando el tamaño medio de las partículas de cemento igual a los $10\ \mu\text{m}$, las partículas de la adición mineral no deben presentar tamaño medio superior a los $5,3\ \mu\text{m}$.

Por otro lado, la consideración de la relación mínima entre radios es más favorable al mantenimiento del empaquetamiento de los granos mayores. Para la compacidad de 0,6, el radio de las partículas de menor tamaño no debe ultrapasar el $0,36R$, aproximadamente, para garantizar el empaquetamiento de los granos. Ello representa que, considerando el tamaño medio de las partículas de cemento igual a los $10\ \mu\text{m}$, las partículas de la adición mineral no deben presentar tamaño medio superior a los $3,6\ \mu\text{m}$.

Es importante observar que los porcentajes mostrados en la figura 6.3 (a) son válidos si el radio de las partículas más pequeñas (añadidas al conjunto de granos mayores) respetan las relaciones presentadas en la figura 6.3 (b). Caso de que la relación R_{Ad}/R_{CEM} sea superior a los valores correspondientes de la gráfica, se produce una desagregación del empaquetamiento de los granos mayores. En contrapartida, si la relación R_{Ad}/R_{CEM} es muy inferior al valor dado, la demanda de agua irá aumentando debido al incremento en la superficie específica de los granos. Es decir, el volumen de agua liberado no es suficiente para recubrir el área superficial total de partículas añadidas.

6.2.2. Volumen del exceso de agua

La segunda parte de la determinación del volumen de agua necesario a la fluidez de la mezcla consiste en verificar la influencia de la distancia entre partículas en el comportamiento reológico, más específicamente en la tensión umbral, de la masa en el estado fresco. Dicha distancia define un espacio entre granos, el cual se tiene que rellenar con el agua. Así, una vez determinado su valor, se puede calcular tanto el espesor, como el volumen, del exceso de agua.

Propuesta del modelo:

La propuesta del modelo que sigue tiene como base teórica la consideración de que la tensión umbral no es más que una rigidez mecánica exhibida por la red de partículas que componen las mezclas (Kapur *et al.*, 1997). Dichas partículas exhiben fuerzas de atracción y repulsión entre sí mismas. Así, la tensión umbral es dependiente tanto de la disposición espacial de las partículas en la suspensión, como de la naturaleza y magnitud de las fuerzas que actúan entre éstas (Roussel *et al.*, 2010). En ese sentido, a continuación se va a definir como la relación de fuerzas entre partículas, así como su volumen, actúan en la determinación de la tensión umbral.

Tal como se ha presentado anteriormente en el capítulo 2, las fuerzas entre partículas en una suspensión pueden tener dos naturalezas distintas: fuerzas de atracción de van der Waals, calculadas según la ecuación [6.3]; o de repulsión electrostática, calculadas según la ecuación [6.4] (Flatt, 2004^b).

$$F_{VDW} = \frac{A_{(dP)}R}{12d_p^2} \quad [6.3]$$

donde: F_{VDW} : fuerza de atracción de van der Waals (N)
 $A_{(dP)}$: constante de Hamaker (J)
 R : radio de las partículas esféricas (m)
 d_p : distancia de separación entre partículas (m)

$$F_{EL} = 2\pi\epsilon_0\epsilon_R\zeta^2Rk \left(\frac{e^{-kd_p}}{1 + e^{-kd_p}} \right) \quad [6.4]$$

donde: F_{EL} : Fuerza de repulsión electrostática (N)
 ϵ_0 : permitividad del vacío (F/m)
 ϵ_R : permitividad relativa de la fase continua (-)
 ζ : potencial zeta (V)
 k^{-1} : espesor de la capa doble (m)
 R : radio de las partículas esféricas (m)
 d_p : distancia de separación entre partículas (m)

El equilibrio entre dichas fuerzas define el resultado de la interacción. Es decir, el sumatorio de las fuerzas de atracción de van der Waals y de repulsión electrostática determina la fuerza resultante entre granos (F_R), tal como expresa la ecuación [6.5] y la figura 6.4 (a). Si el resultado exhibe la señal positiva, las partículas sufren atracción y forman aglomerados. Por otro lado, si la señal es negativa, la repulsión predomina y se verifica la dispersión de las partículas.

$$F_R = F_{VDW} - F_{EL} \quad [6.5]$$

Asimismo, es necesario tenerse en cuenta que, a pesar de la ecuación [6.5] describir la fuerza resultante entre dos partículas, en el interior de las mezclas dicho par de partículas no se encuentra aislado, sino que interactúan con las demás. Ello se visualiza a través de la figura 6.4 (b). Así pues, el análisis de la relación existente entre la fuerza resultante y la tensión umbral debe considerar la interacción de las partículas con cada una de sus vecinas. Para evaluar dicha interacción, se va a utilizar el concepto de número de coordinación, el cual indica el número de partículas vecinas más cercanas y es función del volumen de sólidos en la mezcla. El número de coordinación se calcula según presentado en el capítulo 2 (ver ítem 2.4.4, figura 2.10).

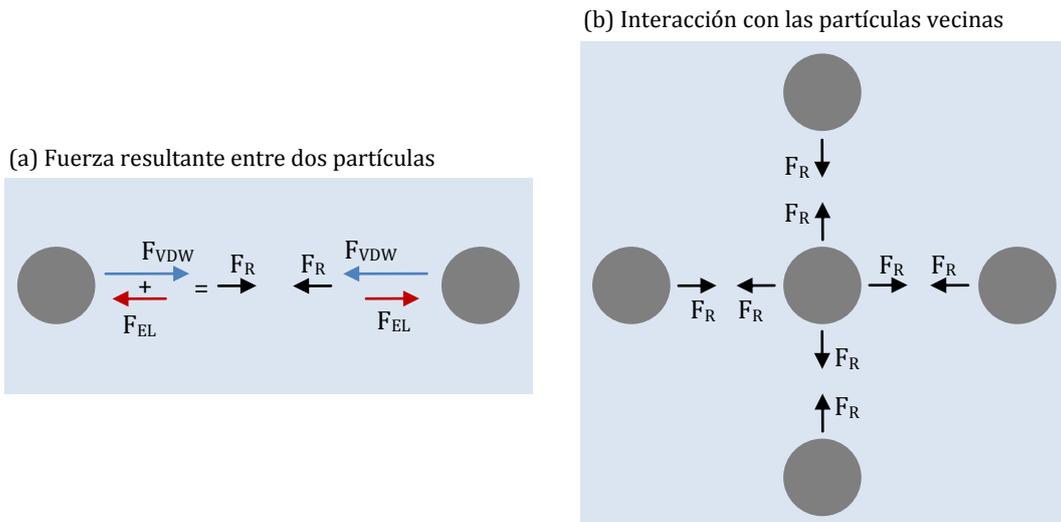


Figura 6.4 – Fuerza resultante entre las partículas que componen las mezclas

Como la tensión umbral corresponde a la energía necesaria al sistema para romper la red de interacción entre partículas (Roussel *et al.*, 2010), es consistente definir su valor como la relación entre la fuerza resultante entre partículas y el área de cada partícula sobre la cual dicha fuerza esté actuando, tal como se muestra en la ecuación [6.6]. En ella se observa que el área de actuación de la fuerza resultante se define como el área de una partícula partida por el número de coordinación.

$$\tau_0 = \frac{F_R}{A_{Sup}} \Rightarrow \tau_0 = \frac{F_R}{\frac{A_{Sup}(1\text{ Grano})}{C_N}} \Rightarrow \tau_0 = \frac{F_R C_N}{4\pi R^2} \quad [6.6]$$

- donde:
- τ_0 : tensión umbral de la mezcla (Pa)
 - F_R : fuerza resultante entre partículas (N)
 - A_{Sup} : área superficial de los granos (m^2)
 - C_N : número de coordinación (-)
 - R : radio de la partícula (m)

Cuando se trabaja con sistemas aglomerados, en los cuales la fuerza resultante entre partículas es igual a la fuerza de atracción de van der Waals, la ecuación [6.6] se describe tal como muestra la ecuación [6.7].

$$\tau_0 = \frac{F_{VDW} C_N}{4\pi R^2} \Rightarrow \tau_0 = \frac{\frac{A_{(dP)} R}{12 d_p^2} C_N}{4\pi R^2} \Rightarrow \tau_0 = \frac{A_{(dP)} C_N}{48\pi R d_p^2} \quad [6.7]$$

Por otra parte, cuando se incorporan aditivos plastificantes y superplastificantes a las mezclas, la fuerza de repulsión electrostática pasa a jugar un papel importante. En esa

situación, debe considerarse el sumatorio de las fuerzas de atracción y repulsión y la ecuación [6.6] se reescribe conforme la ecuación [6.8].

$$\tau_0 = \frac{(F_{VDW} - F_{EL}) C_N}{4\pi R^2} \Rightarrow \tau_0 = \frac{C_N}{R} \left\{ \frac{A(dP)}{48\pi d_p^2} - \varepsilon_0 \varepsilon_r \zeta^2 k \frac{e^{-kd_p}}{1 + e^{-kd_p}} \right\} \quad [6.8]$$

A partir de las ecuaciones [6.7] y [6.8], se determina la distancia entre partículas según sea la tensión umbral deseada para la mezcla en el estado fresco.

La figura 6.5 muestra las curvas trazadas a partir de las ecuaciones presentadas. En la gráfica de la figura 6.5 (a) se ha utilizado la ecuación [6.7], en la que sólo se considera la fuerza de atracción de van der Waals entre partículas. Los resultados se presentan para fracciones volumétricas de sólidos (ϕ) entre 0,4 y 0,7. Conforme presentado en el capítulo 2 (ver ítem 2.4.4), la constante de Hamaker para el cemento ha sido calculada por Flatt (2004^a) y es igual a $1,6 \times 10^{-20}$ J. Para el trazado de la gráfica, se ha asumido el tamaño medio de las partículas del cemento igual a $10 \mu\text{m}$.

Por otra parte, en la figura 6.5 (b) se ha utilizado la ecuación [6.8], en que se considera ambas fuerzas de atracción de van der Waals y repulsión electrostática entre partículas. Se han utilizado las mismas fracciones volumétricas de sólidos que en la grafica anterior. La permitividad del vacío es aproximadamente igual a $8,8542 \times 10^{-12}$ F/m, mientras que la permitividad relativa del agua es adimensional, igual a 78,5. El valor del potencial zeta y del espesor de la capa doble adoptados son iguales a -20 mV y $0,67$ nm (Flatt y Bowen, 2003), respectivamente.

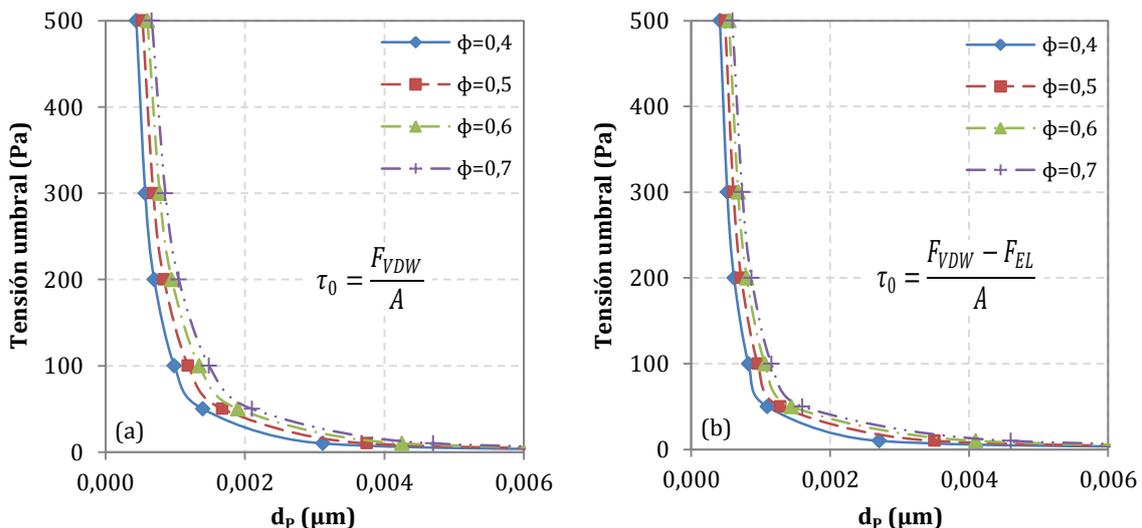


Figura 6.5 – Variación de la tensión umbral según: (a) ecuación [6.7] y (b) ecuación [6.8]

A través de la figura 6.5 (a), se observa que, inicialmente, la distancia entre partículas varía muy poco, para grandes variaciones de la tensión umbral (conforme se

observa para tensiones umbrales entre 100 y 500 Pa). Con posterioridad (para tensiones umbrales inferiores a 100 Pa), una pequeña variación de la tensión umbral produce una variación significativa en la distancia entre granos y aparece una condición similar a la saturación de la curva. Por otro lado, puede verse que el aumento del volumen de sólidos (ϕ) desplaza la curva inicial hacia la derecha, lo que indica que, para la misma tensión umbral, se necesita un mayor espaciado entre granos. A partir de la distancia entre partículas igual a aproximadamente 0,004 a 0,005 μm , la tensión umbral de la mezcla ya no sufre variación significativa y es muy próxima de cero.

Análogamente, la figura 6.5 (b) presenta curvas cuyo comportamiento es similar al presentado en la figura 6.5 (a). Ello es resultado de la disminución entre las fuerzas de atracción y repulsión en todos los puntos de las curvas, de modo que dichas curvas mantienen su forma y se desplazan ligeramente hacia la izquierda. Así, para la misma tensión umbral, las partículas estarán un poco más próximas unas de las otras cuando se considera la repulsión electrostática, en comparación a la condición anterior.

Es importante recordar que la fuerza de repulsión electrostática depende de diversos factores, como el pH de la mezcla y la presencia de aditivos plastificantes y superplastificantes. Éstos factores influyen en los valores del potencial zeta y del espesor de la capa doble formado alrededor de las partículas. Así pues, las curvas presentadas en la figura 6.5 (b) son apenas un ejemplo a partir de valores adoptados, con base en la literatura técnico-científica. El cálculo de los valores reales, debe tener en cuenta las condiciones de contorno de la mezcla que se vaya producir.

Contrastación con otros modelos de la literatura:

La figura 6.6 presenta una comparación entre el modelo propuesto y dos otros modelos recogidos de la literatura técnico-científica, presentados por Kapur *et al.* (1997) y Flatt y Bowen (2007). En ella, se toma una fracción volumétrica de sólidos igual a 0,6 y se mantienen constantes el resto de las variables.

En dicha figura puede verse que los resultados calculados a partir del modelo propuesto están próximos a los calculados a partir del modelo de Kapur *et al.* (1997). Más concretamente, éstos últimos son 23 % inferiores a los valores resultantes del uso del modelo presentado en la ecuación [6.7]. Hay que resaltar que el modelo de Kapur *et al.* (1997) se base en la combinación de los aspectos geométricos y probabilísticos presentes en un lecho de partículas esféricas de tamaños variados, el cual se ajusta bien a las mezclas de cemento Portland. Sin embargo, los resultados en la figura 6.6 se refiere a un conjunto de esferas de tamaño único. De cualquier manera, con todo, la aplicación del modelo propuesto a través de la ecuación [6.7] permite acotar el valor de la distancia entre granos con relativa fiabilidad.

Por otro lado, los resultados calculados a partir del modelo propuesto por Flatt y Bowen (2007) difieren tanto de los valores resultantes del uso de la ecuación [6.7], como

de los valores calculados a partir del modelo presentado por Kapur *et al.* (1997), siendo dicha diferencia significativa.

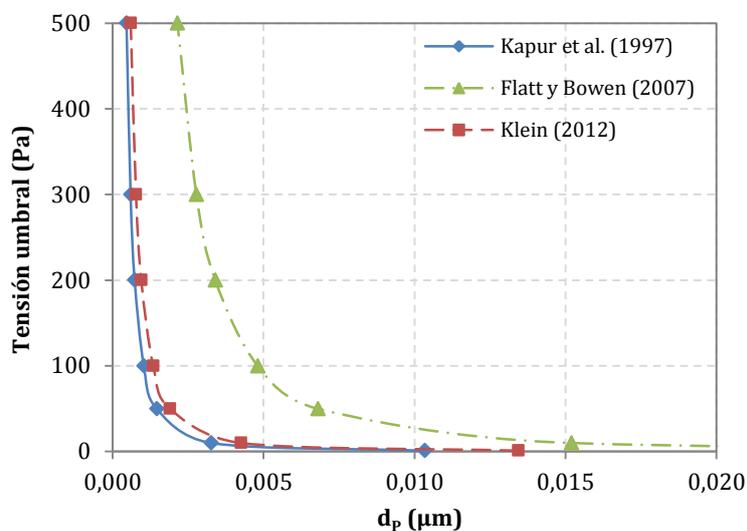


Figura 6.6 – Contrastación con otros modelos de la literatura

Flatt y Bowen (2007) consideran diversos aspectos de las mezclas en su modelo de previsión de la tensión umbral, tales como la fracción volumétrica de sólidos, distribución granulométrica y empaquetamiento máximo de las partículas y fuerzas entre partículas. Todo ello representa un gran refinamiento en los cálculos, el cual se nota en la mayor complejidad de las ecuaciones asociadas a dicho modelo, conforme se ha presentado en el capítulo 2 (ver ítem 2.4.4). En ese sentido, aunque la consideración de todos esos factores pueda, probablemente, reflejarse en una aproximación más precisa de los resultados a los valores reales, la influencia en el volumen de agua de fluidificación final calculado es muy pequeña, debido a la pequeña magnitud de los valores finales (como se va verificar más adelante, en los cálculos de los volúmenes de agua de fluidificación presentados en el capítulo 7).

Así pues, aunque la diferencia sea elevada entre los resultados calculados a partir de la ecuación [6.7] y del modelo de Flatt y Bowen (2007), la diferencia resultante en el volumen de agua de fluidificación calculado es pequeña y, teniendo en cuenta las diferencias observadas, la facilidad en los cálculos que supone el uso de la ecuación [6.7] puede justificar su uso.

6.3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

6.3.1. Materiales

Los materiales utilizados en la producción de las pastas y sus características, dadas por los fabricantes de cada material, se presentan a continuación:

- Cemento Portland (CEM I 52,5 R), con superficie específica Blaine igual a 450 m²/kg y densidad igual a 3.150 kg/m³. La distribución granulométrica del cemento es la misma que la presentada en la figura 5.1 (a), Cemento A;
- Humo de sílice (HS), con superficie específica alrededor de 20.000 m²/kg y densidad igual a 2.300 kg/m³;
- Aditivo superplastificante (SP) basado en policarboxilatos, cuya masa de sólidos es igual a 25 % y la densidad es igual a 1.048 kg/m³. La dosificación habitual recomendada se encuentra entre el 0,3 y el 1,0 % sobre el peso de cemento. Dosificaciones inferiores o superiores son posibles con ensayos previos que permitan determinar la dosificación óptima.

6.3.2. Método

Dosificación y producción:

El estudio reológico en pastas de cemento se divide en 6 series, conforme se presenta en la tabla 6.1. En cada serie, un conjunto de amasadas ha sido realizado con diferentes relaciones a/cong. En las series S₁ hasta S₃ se busca evaluar el efecto del aditivo superplastificante en las mezclas, mientras que en las series S₄ hasta S₆, se va estudiar la influencia del humo de sílice incorporado.

Tabla 6.1 – Series de estudio para la determinación del espesor de agua de fluidificación

Serie	Materiales
S ₁	Cemento + Agua
S ₂	Cemento + Agua + 0,5 % SP
S ₃	Cemento + Agua + 1,0% SP
S ₄	Cemento + 5 % HS + Agua + 0,5 % SP
S ₅	Cemento + 8 % HS + Agua + 0,5 % SP
S ₆	Cemento + 12 % HS + Agua + 0,5 % SP

En la tabla 6.2 se presentan las dosificaciones (D_n) correspondientes a las series S₁, S₂ y S₃. Es importante resaltar que la relación a/cong de partida se ha establecido con base en la fluidez esperada de cada mezcla. Se ha iniciado el estudio con la relación a/cong igual a 0,45 (serie S₁), la cual es bastante usual en mezclas convencionales. El uso del aditivo superplastificante (series S₂ y S₃) produce una mayor dispersión de las partículas y, como resultado, permite que un mayor volumen de agua esté disponible para fluidificar la mezcla. Por eso, entonces, los valores de la relación a/cong inicialmente utilizados se han disminuido respecto a la serie sin aditivo.

A partir de la relación a/cong inicial, se ha ido bajando dicho valor poco a poco hasta alcanzar el punto en el cual ya no es posible medir la tensión umbral. Es decir, aunque todavía se consigue producir mezclas homogéneas, el viscosímetro ya no admite la realización del ensayo reológico, pues las pastas se encuentran ya bastante secas.

Tabla 6.2 – Dosificaciones de las series S_1 , S_2 y S_3

Materiales	Cantidad de materiales (kg/m ³)				
Serie S_1	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	
Cemento	1.300	1.410	1.450	1.550	
Agua	585	550	542	510	
Total	1.885	1.960	1.992	2.060	
a/cong, en masa	0,45	0,39	0,37	0,33	
Serie S_2	D ₅	D ₆	D ₇	D ₈	D ₉
Cemento	1.550	1.600	1.650	1.690	1.750
Agua	500	480	465	460	440
SP (0,5 %)	7,8	8,0	8,3	8,5	8,8
Total	2.058	2.088	2.123	2.158	2.199
a/cong, en masa	0,33	0,30	0,29	0,28	0,26
Serie S_3	D ₁₀	D ₁₁	D ₁₂	D ₁₃	
Cemento	1.550	1.600	1.730	1.880	
Agua	494	474	434	387	
SP (1,0 %)	15,5	16,0	17,3	18,8	
Total	2.059	2.090	2.182	2.286	
a/cong, en masa	0,33	0,30	0,26	0,21	

La tabla 6.3 presenta las dosificaciones (D_n) correspondientes a las series S_4 , S_5 y S_6 , basadas en la serie S_2 (tabla 6.2) que lleva el mismo porcentaje de aditivo superplastificante (0,5 % SP), si bien no lleva el humo de sílice incorporado (0 % HS). Se observa en dicha tabla que a medida que se aumenta el consumo del humo de sílice, se aumenta ligeramente la relación a/cong inicial, lo que responde al incremento producido en la superficie específica de los granos componentes de las mezclas. Dicho incremento es significativo, ya que el humo de sílice ($SE \approx 20.000 \text{ m}^2/\text{kg}$) presenta superficie específica muy superior a la del cemento ($SE = 450 \text{ m}^2/\text{kg}$).

En ambas tablas 6.2 y 6.3, se observa que, dentro de cada serie de estudio, la disminución del contenido de agua resulta en el aumento de las cantidades de cemento y humo de sílice (cuando dicha adición está presente). Ello responde a la necesidad de mantener el volumen final de la mezcla constante. Dicha condición produce el aumento del área superficial de los granos, lo que influye en el espesor de agua final.

Tabla 6.3 – Dosificaciones de las series S₄, S₅ y S₆

Materiales	Cantidad de materiales (kg/m ³)				
	D ₁₄	D ₁₅	D ₁₆	D ₁₇	D ₁₈
Serie S₄					
Cemento	1.460	1.510	1.560	1.610	1.650
HS (5 %)	73,0	75,5	78,0	80,5	82,5
Agua	500	480	460	450	440
SP (0,5 %)	7,3	7,6	7,8	8,1	8,3
Total	2.040	2.073	2.106	2.149	2.181
a/cong, en masa	0,33	0,31	0,28	0,27	0,26
Serie S₅					
	D ₁₉	D ₂₀	D ₂₁	D ₂₂	
Cemento	1.330	1.430	1.530	1.630	
HS (8 %)	106,4	114,4	122,4	130,4	
Agua	530	490	450	420	
SP (0,5 %)	6,7	7,2	7,7	8,2	
Total	1.973	2.042	2.110	2.189	
a/cong, en masa	0,37	0,32	0,28	0,24	
Serie S₆					
	D ₂₃	D ₂₄	D ₂₅	D ₂₆	
Cemento	1.250	1.300	1.370	1.470	
HS (12 %)	150,0	156,0	164,4	176,4	
Agua	530	510	485	450	
SP (0,5 %)	6,3	6,5	6,9	7,4	
Total	1.936	1.973	2.026	2.104	
a/cong, en masa	0,38	0,35	0,32	0,28	

El orden de vertido de los materiales a la amasadora para la producción de las pastas es el mismo presentado con anterioridad en el capítulo 5, tabla 5.9.

Determinación de los espesores de agua:

El espesor de agua formado alrededor de los granos se calcula con base en la dosificación de los materiales que forman las mezclas y viene dado por la ecuación [6.9].

$$e_{\text{Agua}} = \frac{V_{\text{Agua total}}}{\sum (C_{S \text{ CONG}} \cdot SE_{\text{Cong}})} \quad [6.9]$$

donde: e_{Agua} : espesor de agua (m)
 $V_{\text{Agua total}}$: volumen total de agua en la mezcla (m³)
 $C_{S \text{ CONG}}$: cantidad de materiales conglomerantes (kg/m³ de hormigón)
 SE_{CONG} : superficie específica de los materiales conglomerantes (m²/kg)

El espesor de agua de fluidificación (e_{Fluid}) se calcula según la ecuación [6.10], en que se utilizan los espesores de agua de mojado experimentales ($e_{Moj Exp}$) determinados en el capítulo 5.

$$e_{Fluid} = e_{Agua} - e_{Moj Exp} \quad [6.10]$$

Caracterización reológica de las pastas:

Las pastas producidas se han caracterizado según su comportamiento reológico a través de la determinación de la tensión umbral. La medición de ésta propiedad se ha realizado con ayuda de un viscosímetro cilíndrico coaxial, mostrado en la figura 6.7 (a), cuyo par de torsión se encuentra en el rango entre 0,27 – 27 N.m y la velocidad de rotación en el rango entre 0,1 – 0,6 revoluciones por segundo. El conjunto de cilindros coaxiales utilizado, mostrado en la figura 6.7 (b), es indicado para el ensayo de pastas y morteros con áridos de diámetro máximo igual a 5 mm (ConTec, 2000).

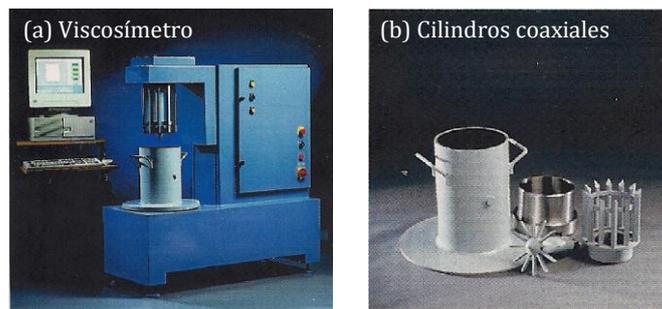


Figura 6.7 – Viscosímetro cilíndrico coaxial (ConTec, 2000)

Tras la preparación de las pastas, éstas se han vertido inmediatamente al recipiente cilíndrico del viscosímetro para la determinación de la tensión umbral. El tiempo total de ensayo se encuentra entre 3-4 minutos, desde el momento en que se llena el recipiente hasta vaciarlo nuevamente. Durante ese período, la pasta se encuentra expuesta al movimiento de los cilindros internos durante 75 segundos. La medición se hace durante el período inicial de aumento de la velocidad de rotación de los cilindros internos (que dura 37,5 segundos), así como durante el período final de disminución de dicha velocidad (que dura también 37,5 segundos). La tasa de aumento y disminución de la velocidad de rotación de los cilindros son iguales.

6.3.3. Resultados y discusión

Espesor de agua de fluidificación:

La tabla 6.4 presenta el valor de los espesores de agua para las amasadas de las series S_1 , S_2 y S_3 , calculados a partir de sus dosificaciones. La compacidad y el espesor de agua de mojado experimental de cada amasada se han determinado en el capítulo 5.

Tabla 6.4 – Espesores de agua, series S_1 , S_2 y S_3

Concepto	S_1 (Cemento + Agua)				
	D_1	D_2	D_3	D_4	
Área superficial (m^2/m^3)	585.000	634.500	652.500	697.500	
Volumen de agua (m^3/m^3)	0,585	0,550	0,542	0,510	
e_{Agua} (μm)	1,000	0,867	0,830	0,731	
Compacidad	0,534				
$e_{\text{Moj Exp}}$ (μm)	0,559				
e_{Fluid} (μm)	0,441	0,308	0,271	0,172	
Concepto	S_2 (Cemento + Agua + 0,5 % SP)				
	D_5	D_6	D_7	D_8	D_9
Área superficial (m^2/m^3)	697.500	720.000	742.500	760.500	787.500
Volumen de agua (m^3/m^3)	0,506	0,486	0,471	0,466	0,447
e_{Agua} (μm)	0,725	0,675	0,635	0,613	0,567
Compacidad	0,561				
$e_{\text{Moj Exp}}$ (μm)	0,489				
e_{Fluid} (μm)	0,236	0,186	0,146	0,124	0,078
Concepto	S_3 (Cemento + Agua + 1,0 % SP)				
	D_{10}	D_{11}	D_{12}	D_{13}	
Área superficial (m^2/m^3)	697.500	720.000	778.500	846.000	
Volumen de agua (m^3/m^3)	0,505	0,486	0,447	0,402	
e_{Agua} (μm)	0,725	0,675	0,575	0,475	
Compacidad	0,599				
$e_{\text{Moj Exp}}$ (μm)	0,425				
e_{Fluid} (μm)	0,300	0,250	0,150	0,050	

En dicha tabla puede verse que, en una misma serie de estudio, el área superficial de los granos componentes de las mezclas aumenta conforme disminuye el volumen de agua. Ello responde a que el espacio ocupado por el agua (cuyo volumen ha sido reducido) pasa a ser ocupado por partículas sólidas, de modo que el volumen del conglomerante aumenta, produciendo el consecuente aumento del área superficial en las mezclas. Ese hecho conduce a una disminución del espesor de agua.

Además de ello, el volumen de agua de fluidificación representa desde 12 % (mezcla más seca) hasta 26 % (mezcla más fluida) del volumen total de la pasta, en el caso de la serie S_1 , en que el aditivo superplastificante no está presente. Dicho rango pasa a ser igual a 6 – 17 % y 3 – 20 % cuando el aditivo superplastificante está presente en los porcentajes iguales a 0,5 (serie S_2) y 1,0 % (serie S_3), respectivamente.

Puede verse que la incorporación del aditivo superplastificante permite que se reduzca el volumen mínimo de agua de fluidificación respecto al volumen total de la mezcla (12, 6 y 3 % para las series S₁, S₂ y S₃, respectivamente). Ello puede obedecer a que la dispersión de las partículas causa la liberación del agua atrapada y los granos se organizan de modo a aumentar la compacidad del conjunto.

La tabla 6.5 presenta el valor de los espesores de agua para las amasadas de las series S₄, S₅ y S₆, calculados a partir de sus dosificaciones. La compacidad y el espesor de agua de mojado experimental de cada amasada se han determinado en el capítulo 5.

Tabla 6.5 – Espesores de agua, series S₄, S₅ y S₆

Concepto	S ₄ (Cemento + Agua + 0,5 % SP + 5 % HS)				
	D ₁₄	D ₁₅	D ₁₆	D ₁₇	D ₁₈
Área superficial (m ² /m ³)	2.117.000	2.189.500	2.262.000	2.334.500	2.392.500
Volumen de agua (m ³ /m ³)	0,505	0,486	0,466	0,456	0,446
e _{Agua} (μm)	0,239	0,222	0,206	0,195	0,186
Compacidad	0,558				
e _{Moj Exp} (μm)	0,173				
e _{Fluid} (μm)	0,066	0,049	0,033	0,022	0,013
Concepto	S ₅ (Cemento + Agua + 0,5 % SP + 8 % HS)				
	D ₁₉	D ₂₀	D ₂₁	D ₂₂	
Área superficial (m ² /m ³)	2.726.500	2.931.500	3.136.500	3.341.500	
Volumen de agua (m ³ /m ³)	0,535	0,495	0,456	0,426	
e _{Agua} (μm)	0,196	0,169	0,145	0,128	
Compacidad	0,575				
e _{Moj Exp} (μm)	0,109				
e _{Fluid} (μm)	0,087	0,060	0,036	0,019	
Concepto	S ₆ (Cemento + Agua + 0,5 % SP + 12 % HS)				
	D ₂₃	D ₂₄	D ₂₅	D ₂₆	
Área superficial (m ² /m ³)	3.562.500	3.705.000	3.904.500	4.189.500	
Volumen de agua (m ³ /m ³)	0,535	0,515	0,490	0,456	
e _{Agua} (μm)	0,150	0,139	0,126	0,109	
Compacidad	0,559				
e _{Moj Exp} (μm)	0,090				
e _{Fluid} (μm)	0,060	0,049	0,036	0,019	

En dada tabla se observa que el orden de magnitud del área superficial de los granos que componen cada mezcla es bastante más elevado en comparación a las series S₁, S₂ y S₃ (ver tabla 6.4). Ello responde a que la incorporación del humo de sílice repercute en

el incremento del área superficial total. Además de ello, el incremento del porcentaje del humo de sílice utilizado produce un aumento considerable en el valor de dicha área superficial, como se verifica al compararse los resultados de las series S₄, S₅ y S₆, unos respecto a los otros.

De forma análoga al caso de las series S₁, S₂ y S₃, se observa que, en una misma serie, el área superficial de los granos componentes de las mezclas aumenta conforme el volumen de agua disminuye. Ello es debido al incremento del volumen de materiales conglomerantes y el consecuente aumento del área superficial en las mezclas.

Asimismo, al añadirse el humo de sílice a las mezclas, el volumen de agua de fluidificación pasa a representar 3 - 14 %, 6 - 24 % y 8 - 21 % del volumen total de la pasta en las series S₄, S₅ y S₆, respectivamente. Al tomarse como base la serie S₂ (sin el humo de sílice), se observa que la incorporación de 5 % de la adición mineral (serie S₄) produce la reducción del volumen mínimo de agua de fluidificación desde 6 hasta el 3 % respecto al volumen total de la mezcla. Ello es consecuencia del efecto fluidificante que el humo de sílice puede proporcionar. Sin embargo, el incremento de la incorporación de la adición mineral a 8 % (serie S₅) y 12 % (serie S₆) aumenta el volumen mínimo de agua de fluidificación hasta 6 y 8 %, respectivamente; lo que se debe probablemente al incremento de la superficie específica de los granos que componen la mezcla.

En definitiva, hay un efecto doble en que, por un lado, se mejora la fluidez de la mezcla al aumentar el contenido de finos, con la consecuente liberación del agua que antes ocupaba los espacios entre los granos de mayor tamaño. Por otro, se observa una pérdida de fluidez al aumentar la demanda de agua como consecuencia del aumento del área superficial total. El resultado final observado es el equilibrio entre las dos condiciones presentadas.

La tensión umbral:

La figura 6.8 presenta la relación entre la tensión umbral y el espesor de agua (e_{Agua}) para las mezclas de las series S₁, S₂ y S₃. A partir de las curvas presentadas, se observa que, en una misma serie de estudio, el aumento del espesor de agua produce la disminución de la tensión umbral. Es decir, cuanto mayor es la distancia entre las partículas que forman las pastas, tanto menor es el esfuerzo necesario para iniciar el movimiento de la masa, tal como era de esperar.

Se observa también que el espesor de agua tiene un efecto más pronunciado en la serie S₁, lo que se verifica a través de la inclinación de la recta que se forma a partir de la unión de los puntos en ésta serie. Asimismo, las tensiones umbrales presentadas por las mezclas de la serie S₁ son más elevadas, aunque el espesor de agua (y el consecuente espacio entre partículas) es mayor. Ello responde a que, en esta serie, el agua es la única responsable de la fluidificación de la mezcla, lo que propicia la aglomeración de partículas debido a sus tamaños tan pequeños.

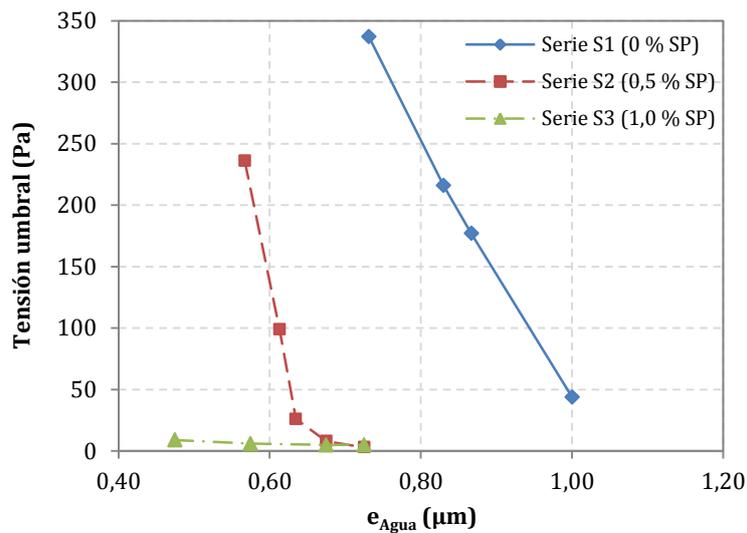


Figura 6.8 – Tensión umbral versus e_{Agua} para las series S_1 , S_2 y S_3

Así pues, como la tensión umbral corresponde a la energía necesaria para romper la red de interacción entre las partículas, es normal que se obtenga valores de tensión umbral elevados en presencia de aglomerados; lo que se debe a la mayor interacción entre los granos si se compara a mezclas con mayor dispersión, dónde están presentes aditivos químicos plastificantes y superplastificantes.

En la serie S_2 el aditivo superplastificante está presente en el porcentaje igual a 0,5 % sobre el peso de cemento. En ésta serie, se observa que el espesor de agua tiene una influencia importante hasta un cierto punto, a partir del cual el aumento del espesor de agua produce una disminución muy pequeña en el valor de la tensión umbral. Ello ocurre cuando dichos valores están próximos de cero. Es importante notar que, debido a la mejor dispersión de las partículas (impartida por el aditivo químico), los valores de la tensión umbral son menores si comparados a las mezclas de la series S_1 .

En la serie S_3 , correspondiente a la incorporación de 1,0 % del aditivo superplastificante sobre el peso de cemento, la dispersión de las partículas es significativa. En esa serie, el uso del aditivo superplastificante permite que se alcance valores de tensión umbral muy próximos de cero, sin que la mezcla presente segregación o exudación. Ese hecho es la clave para la obtención de mezclas autocompactantes. Además de ello, es posible incrementar la resistencia mecánica del material endurecido, ya que los espesores de agua son relativamente bajos y el aumento de éstos producirá pérdidas de resistencia mecánica sin incrementar el desempeño de las mezclas en el estado fresco.

En el caso de las pastas sin aditivo, es muy difícil que se alcancen valores de tensión umbral tan próximos de cero sin que se produzca antes la segregación o la exudación de la mezcla. Si bien el volumen de agua añadido es mayor, la aglomeración de partículas sigue ocurriendo y el valor de e_{Agua} máximo está delimitado por la segregación que un aumento en el volumen de agua puede causar. Es importante notar aún que el valor

de e_{Agua} calculado según la ecuación [6.10] es supervalorado cuando no se incorporan aditivos plastificantes o superplastificantes a las mezclas, ya que parte del agua añadida queda atrapada entre los aglomerados de partículas, no colaborando a la formación del espesor de agua alrededor de los granos.

La figura 6.9 presenta la relación entre la tensión umbral y el espesor de agua (e_{Agua}) para las mezclas de las series S_4 , S_5 y S_6 . A partir de las curvas presentadas, se observa que, análogamente al caso de las series S_1 , S_2 y S_3 , el aumento del espesor de agua produce la disminución de la tensión umbral al analizarse las mezclas componentes de una misma serie.

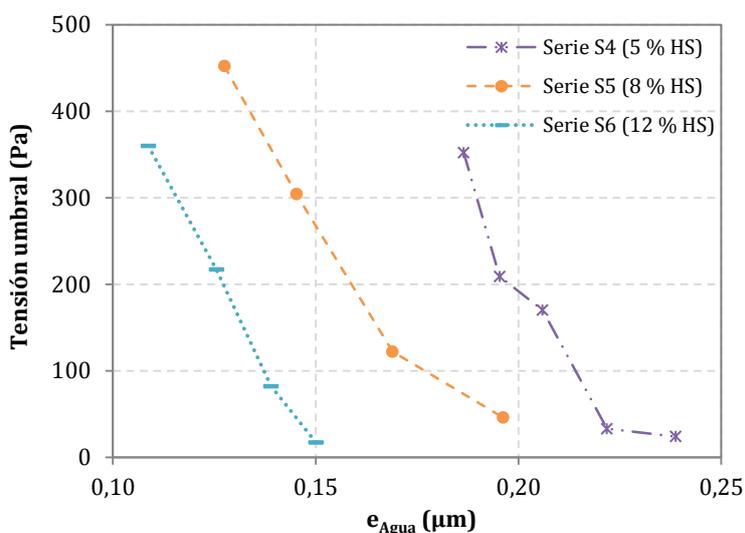


Figura 6.9 – Tensión umbral versus e_{Agua} para las series S_4 , S_5 y S_6

En dicha figura se observa que, al compararse los resultados de las series S_4 , S_5 y S_6 con los de la serie S_2 (tomada como base por presentar el mismo porcentaje de aditivo superplastificante incorporado, igual a 0,5 %), la adición del humo de sílice produce la disminución del espesor de agua, lo que se verifica a través de las diferentes escalas del eje x entre las figuras 6.8 y 6.9. Asimismo, el humo de sílice facilita el aumento de la tensión umbral máxima conseguida. En la serie S_2 se verifica que la tensión umbral máxima presentada es igual a 236 Pa, mientras que en las series S_4 , S_5 y S_6 dichos valores son siempre superiores a 350 Pa. Ello es consistente con los menores espesores de agua presentados.

De cualquier manera, es importante notar que la incorporación del humo de sílice produce mezclas más secas (la tensión umbral máxima alcanzada es más elevada), las cuales siguen siendo bastante homogéneas y aptas al ensayo reológico. Ese hecho se explica, muy probablemente, por el efecto fluidificante que puede presentar el humo de sílice. Debido a su tamaño tan pequeño (del orden de $0,1 \mu\text{m}$), las partículas del humo de sílice ocupan los espacios vacíos existentes entre los granos del cemento, los cuales son significativamente más grandes (partículas del orden de $10 \mu\text{m}$). Ello produce la liberación

del agua que estaría ocupando los espacios vacíos antes de la incorporación de la adición mineral. Así, el agua ya no rellena espacios vacíos, sino que pasa a ejercer la función de distanciar las partículas y producir la fluidificación de la mezcla (ver ítem 6.2.1).

Es importante tener en cuenta, con todo, que los resultados y análisis presentados se refieren al espesor de agua; que incluyen los volúmenes de agua de mojado y de fluidificación. Para desglosar efectos, en la figura 6.10 se presentan las curvas que relacionan la tensión umbral y el espesor de agua de fluidificación. A partir de esa se observa que el orden de magnitud de los espesores de agua baja respecto a los espesores presentados en las figuras 6.8 y 6.9.

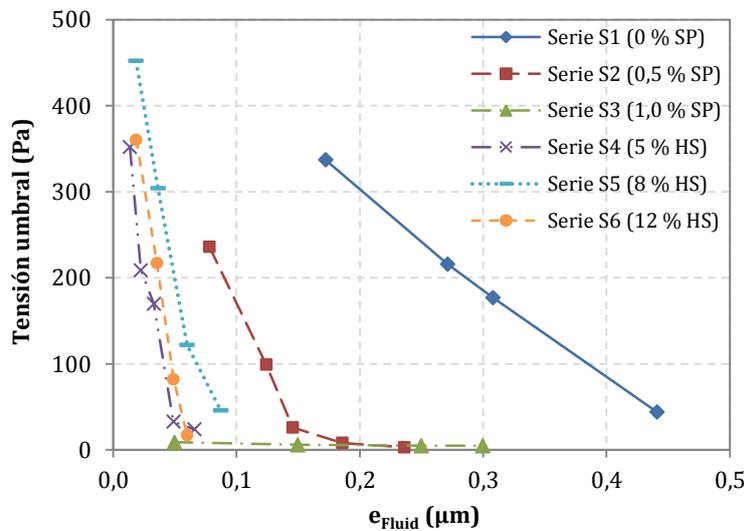


Figura 6.10 – Tensión umbral versus e_{Fluid}

En la serie S_1 (sin el aditivo superplastificante), se observa un comportamiento lineal de la tensión umbral en función de e_{Fluid} . En esa situación, el incremento del espesor de agua de fluidificación por encima del máximo presentado empieza a producir la segregación y exudación de la mezcla, mientras que la reducción de dicho espesor por abajo del mínimo presentado resulta en mezclas muy secas, en las cuales no se puede realizar la caracterización reológica por el método utilizado.

Es importante tener en cuenta que el cálculo del espesor de agua de fluidificación se hace a través de las ecuaciones [6.9] y [6.10], las cuales no tienen en cuenta la aglomeración de las partículas. Así, es posible que en las mezclas de la serie S_1 el espesor de agua de fluidificación sea ligeramente inferior al presentado en la grafica, ya que el volumen total de agua es, en realidad, menor que el utilizado en el cálculo debido a que parte de este está atrapado en los aglomerados formados por las partículas finas.

En el caso de las mezclas producidas con el aditivo superplastificante (series restantes), se observa que los puntos presentan un comportamiento conjunto, en que la tensión umbral disminuye exponencialmente conforme aumenta el espesor de agua de

fluidificación. Wong y Kwan (2008^b) y Fung y Kwan (2010) han verificado, también, la existencia de dicho comportamiento exponencial. Así, se demuestra una buena correlación entre la tensión umbral y el espesor de agua de fluidificación. Además de ello, se verifica que, aunque la presencia del humo de sílice juega un papel importante, la influencia del porcentaje de aditivo superplastificante añadido a las mezclas presenta una influencia más significativa sobre los resultados que el porcentaje del humo de sílice incorporado.

Con base en los resultados presentados, es posible describir la variación de la tensión umbral (τ_0) en función del espesor de agua de fluidificación (e_{Fluid}), según se muestra en la ecuación [6.11]. En ésta, los parámetros S y p varían según el porcentaje del aditivo superplastificante y del humo de sílice incorporados a las mezclas, respectivamente.

$$\tau_0 = 500 \left[1 - e^{-45 \left(\frac{e_{\text{Fluid}}}{S} \right)^p} \right] \quad [6.11]$$

La tabla 6.6 presenta los valores atribuidos a los parámetros S y p . En ésta se observa que el parámetro S varía según el porcentaje de aditivo superplastificante y es igual a 1,95, 0,60 y 0,15 en las series S_1 (0 % SP), S_2 (0,5 % SP) y S_3 (1,0 % SP), respectivamente. El valor de S igual a 0,60 se mantiene constante en las series S_4 , S_5 y S_6 , las cuales llevan el mismo porcentaje del aditivo utilizado en la serie S_2 .

Tabla 6.6 – Valores atribuidos a los parámetros S y p

Parámetro	Series					
	S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6
S	1,95	0,60	0,15	0,60	0,60	0,60
p	2,00	2,00	2,00	1,10	1,55	1,30

En contrapartida, el parámetro p se mantiene constante en las series S_1 , S_2 y S_3 , en las cuales no se ha incorporado el humo de sílice a las mezclas, y su valor es igual a 2,00. Dicho valor disminuye en las series S_4 , S_5 y S_6 ; sin embargo, la disminución observada no es directamente proporcional al volumen de humo de sílice incorporado, sino que depende del efecto que dicho volumen tiene sobre la fluidez de la mezcla.

En ese sentido, como la adición del humo de sílice a las mezclas (en cualquiera de los porcentajes estudiados) produce el aumento del área superficial total, con la consecuente reducción del espesor de agua, la fluidez de dichas pastas disminuye respecto a las mezclas de la serie S_2 . Dicha pérdida de fluidez influye en el valor del parámetro p , el cual disminuye y pasa a ser igual a 1,10, 1,55 y 1,30 en las series S_4 , S_5 y S_6 , respectivamente.

La figura 6.11 muestra las curvas de ajuste trazadas a partir de la ecuación [6.11], en que se utilizan los parámetros S y p dados en la tabla 6.6, para las series S_1 , S_2 y S_3 . En

dicha figura se verifica que el uso de la ecuación [6.11] supone que el aumento del espesor de agua de fluidificación en las mezclas sin aditivo superplastificante produce la disminución de la tensión umbral más lentamente que en los casos en que se utiliza dicho aditivo. Así, conforme se aumenta el porcentaje de aditivo, la disminución de la tensión umbral pasa a ser más rápida, lo cual está de acuerdo con los resultados experimentales obtenidos.

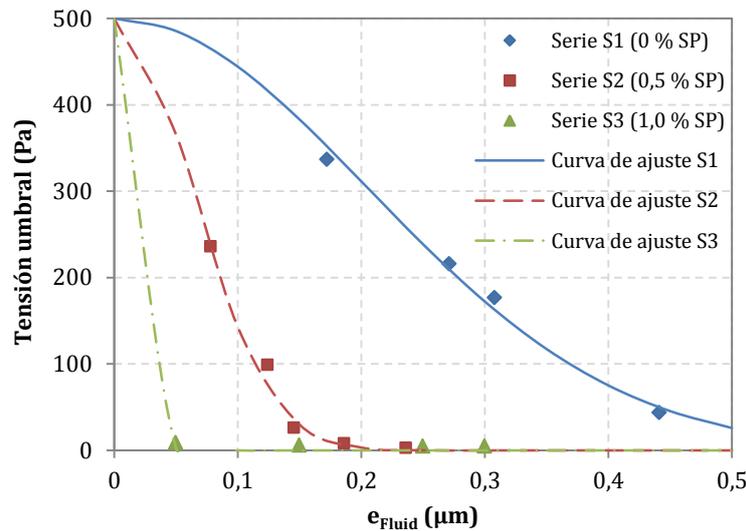


Figura 6.11 – Ajuste de la ecuación [6.11] a los resultados de la series S_1 , S_2 y S_3

Como consecuencia, la tendencia asintótica verificada en las curvas empieza a observarse cuando el espesor de agua de fluidificación es más elevado en el caso de la serie S_1 (0 % SP), si se comparan sus resultados con los de las series S_2 (0,5 % SP) y S_3 (1,0 % SP). En ésta última, un pequeño aumento en el espesor de agua de fluidificación es suficiente para disminuir la tensión umbral de la mezcla de forma significativa (en el tramo inicial de la curva), de modo que ésta ya se encuentra próxima de cero cuando el espesor de agua de fluidificación es igual a aproximadamente $0,05 \mu\text{m}$. En el caso de la serie S_2 , el inicio del rango asintótico ocurre cuando el espesor de agua de fluidificación está próximo de $0,2 \mu\text{m}$, lo que responde al menor porcentaje de aditivo incorporado.

Es importante notar, con todo, que cuando el aditivo superplastificante no está presente en la mezcla (serie S_1), el comportamiento asintótico sugerido por la ecuación [6.11] no se verifica en la práctica, pues la mezcla empieza a segregarse si se aumenta el volumen de agua de forma excesiva.

La figura 6.12 muestra las curvas de ajuste trazadas a partir de la ecuación [6.11], en que se utilizan los parámetros S y p dados en la tabla 6.6, para las series S_4 , S_5 y S_6 . En dicha figura tanto la velocidad de disminución de la tensión umbral en función del espesor de agua de fluidificación, como el inicio del tramo asintótico, son bastante próximos. El último se inicia, en las tres curvas, cuando los espesores de agua de fluidificación están entre $0,05$ y $0,1 \mu\text{m}$. El comportamiento similar responde a que la presencia del humo de

sílice, independientemente del porcentaje utilizado, ya es razón suficiente para la disminución significativa del espesor de agua (observar la diferente escala de valores en el eje x, con respecto a la figura 6.11).

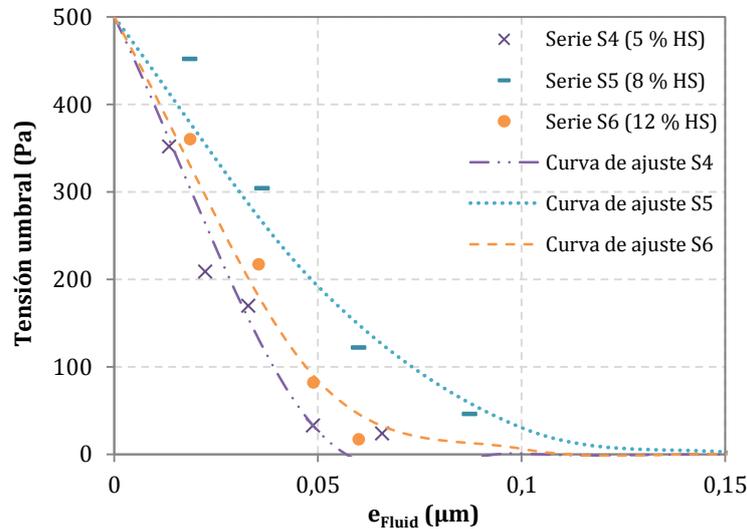


Figura 6.12 – Ajuste de la ecuación [6.11] a los resultados de la series S_4 , S_5 y S_6

Asimismo, se verifica que para el mismo espesor de agua de fluidificación, la curva referente a la serie S_5 (8 % HS) es la que presenta el mayor valor de tensión umbral. Ello puede deberse a que dicho porcentaje conlleva al mayor empaquetamiento del conjunto granular, conforme lo visto en el capítulo 5 (ver tabla 5.10), de modo que el esfuerzo necesario para mover dicho conjunto es más elevado.

En ese sentido, la incorporación de 5 % del humo de sílice en la serie S_4 conlleva a una tensión umbral más baja debido a la menor compacidad de su esqueleto granular. El aumento de dicho porcentaje hasta 8 % (serie S_5) incrementa la compacidad probablemente porque los granos del humo de sílice acaban de completar los espacios vacíos existentes entre las partículas de mayor tamaño. Sin embargo, la adición 12 % del humo de sílice (serie S_6) es demasiado elevada, de modo que afecta el empaquetamiento de los granos mayores, distanciándolos unos de los otros, de modo que la compacidad del conjunto vuelve a bajar, así como la tensión umbral resultante.

La figura 6.13 (a) y (b) presenta la variación de los parámetro S y p , respectivamente. En la figura 6.13 (a) se observa que el parámetro S disminuye de forma exponencial conforme aumenta el porcentaje de aditivo superplastificante en la mezcla.

En contrapartida, la figura 6.13 (b) demuestra que el parámetro p varía de acuerdo con la compacidad del conjunto granular cuando el humo de sílice está presente en la mezcla; o sea, cuanto mayor es la compacidad, más elevado es el valor del parámetro p . Sin embargo, el punto referente a la serie S_2 (0 % HS) no sigue la misma tendencia observada en las series S_4 , S_5 y S_6 . Ello indica que además de la compacidad, existe algún otro factor

que tiene influencia sobre el valor del parámetro p , que puede estar asociado a la presencia del humo de sílice. Desafortunadamente, la cantidad reducida de resultados no permite que se saque conclusiones más específicas en esa dirección, de modo que se recomiendan investigaciones más amplias para el entendimiento del comportamiento asociado al parámetro p .

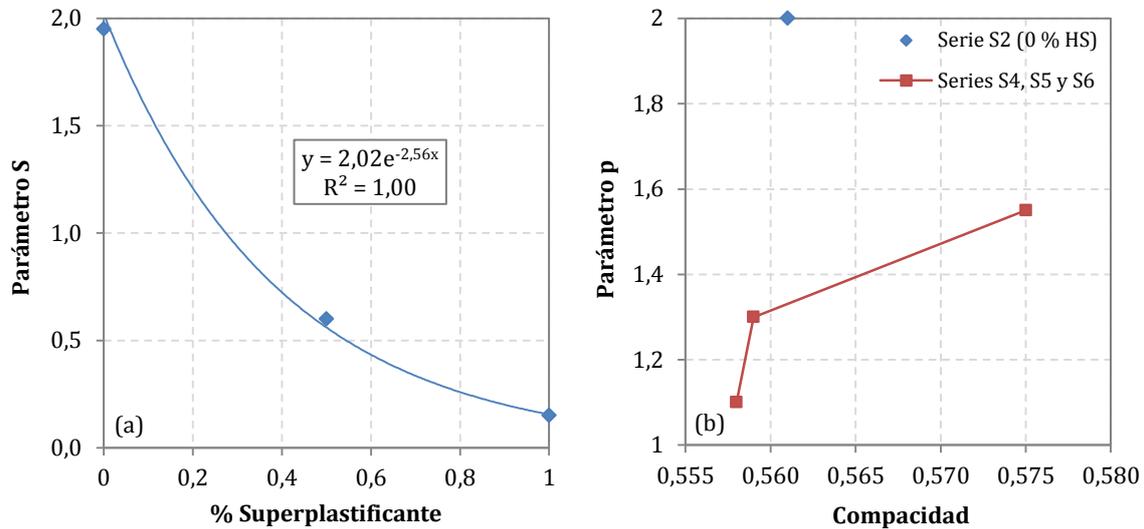


Figura 6.13 – Variación de los parámetros: (a) S y (b) p

De cualquier forma, la posibilidad de prever la tensión umbral de las mezclas en función del espesor de agua de fluidificación, y aún asociar dicho comportamiento en fresco al porcentaje de aditivo superplastificante y humo de sílice en las mezclas, puede ser muy útil al momento de dosificar; dado que se asocia una propiedad importante del material, la tensión umbral, a conceptos directamente relacionados a la dosificación.

Contrastación experimental del modelo propuesto:

La contrastación de los cálculos realizados a partir de los modelos propuestos para determinar el espesor de agua de fluidificación se va a efectuar con respecto a los valores experimentales dados en las tablas 6.4 y 6.5, anteriormente presentadas. Dichos valores representan el sumatorio de los espesores de agua referentes al relleno de los poros efectivos y al distanciamiento de las partículas componentes (partes I y II, conforme indicado en la figura 6.1). Experimentalmente, estos espesores no se pueden determinar separadamente; por eso, la comparación se realiza con base en el valor final.

La figura 6.14 muestra la comparación entre los valores calculados a partir del modelo propuesto y los resultados experimentales, para las series S_1 , S_2 y S_3 . En la figura 6.14 (a) se visualiza los resultados referentes a las tres series, facilitando la perspectiva de comparación de cada serie respecto a las demás, mientras que en las figuras 6.14 (b), (c) y (d), se observan los resultados referentes a las series S_1 , S_2 y S_3 , respectivamente. En éstas, se presentan también los errores relativos a cada amasada.

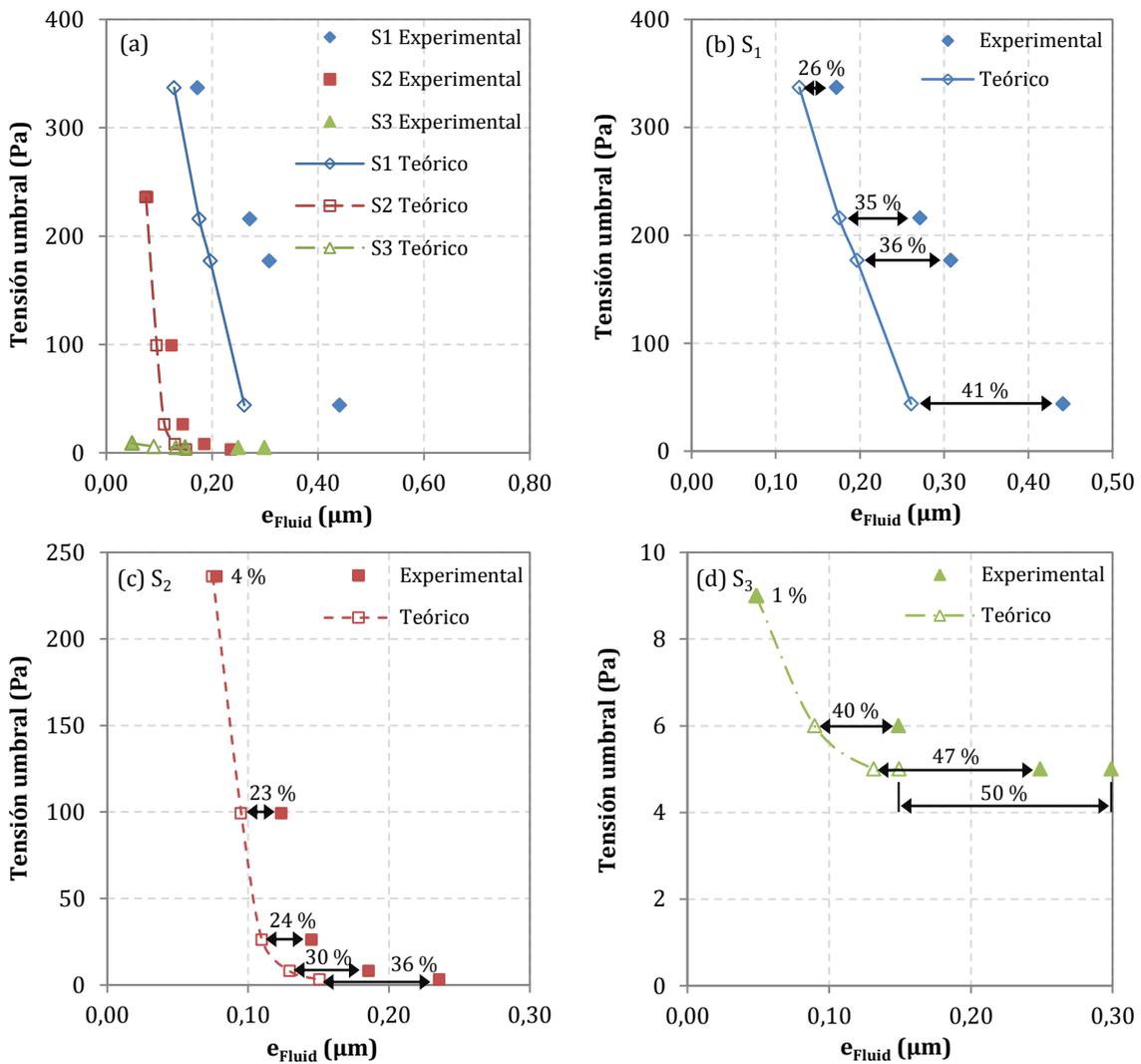


Figura 6.14 – Contrastación experimental del modelo propuesto, series S₁, S₂ y S₃

A partir de la figura 6.14 se observa que los errores resultantes de la comparación entre los valores experimentales y teóricos aumentan conforme aumenta el espesor de agua de fluidificación, en cada serie. Es decir, al aproximarse de los espesores mínimos, inferiores a los cuales las mezclas ya se presentan muy secas y no se pueden someter al ensayo reológico, los resultados calculados a partir del modelo se ajustan muy bien a los valores experimentales. Sin embargo, dichos errores progresan a medida que el volumen de agua aumenta.

Es difícil afirmar con seguridad el origen de los errores presentados, especialmente porque los resultados experimentales no permiten la cuantificación del volumen de agua que se destina al relleno de los poros efectivos y al distanciamiento de las partículas en separado. Aun así, debido a que el orden de magnitud de los valores referentes a la primera condición (llenado de los poros) es tres veces superior a la segunda (distanciamiento de las partículas), es muy probable que la fuente de los errores se centre en el cálculo propuesto para la determinación del volumen de agua que llena los poros.

Otro indicio de ello, está en que para el cálculo de $e_{\text{Fluid}(P)}$, realizado a partir de la ecuación [6.2], se utiliza el valor referente al volumen de agua de mojado. Éste, por su parte, ha sido corregido a partir de los coeficientes establecidos en el capítulo 5. Así pues, es posible que los pequeños errores observados en los puntos iniciales (en que el volumen de agua añadido a la pasta se aproxima del volumen referente al mojado) sean resultado de las correcciones ya efectuadas en el capítulo 5. Por otra parte, al distanciarse de la condición de mojado, entonces, dichos errores pasan a ser más elevados.

Además de ello, se verifica que el ajuste en el punto inicial mejora a medida que se añade el aditivo superplastificante a las mezclas. Conforme se observa a través de las gráficas, el error de 26 % presentado en la serie S_1 , sin el aditivo, pasa a ser igual a 4 y 1 % cuando el mismo se añade en los porcentajes de 0,5 y 1,0 % sobre el peso de cemento, en las series S_2 y S_3 , respectivamente. Ello tiene sentido, pues la primera parte de los cálculos para la determinación del agua de fluidificación se refiere al volumen necesario para rellenar los poros efectivos, el cual se basa en el mismo sistema granular establecido en el capítulo 4, cuyo empaquetamiento es periódico, sin la presencia de aglomerados irregulares. Así pues, cuanto más dispersa es la mezcla, mejor será el ajuste del modelo a los valores experimentales.

Por último, se nota que las curvas teóricas se localizan siempre a la izquierda de los valores experimentales, lo que demuestra que el modelo propuesto infravalora los resultados reales. Ello viene de que las consideraciones para la proposición del modelo son ideales, tanto en lo que concierne al llenado de los poros cuanto al distanciamiento de los granos. Se consideran siempre partículas esféricas y del mismo tamaño. Con todo, en la realidad dichas partículas presentan forma y tamaño variables. Así, como la esfera es la forma que genera el mejor empaquetamiento y, consecuentemente, minimiza los vacíos del conjunto, los espesores y volúmenes de agua calculados a partir del modelo son, también, más pequeños que los espesores y volúmenes reales.

Análogamente a lo presentado para las series S_1 , S_2 y S_3 , en la figura 6.15 se presenta la comparación entre los valores calculados a partir del modelo propuesto y los resultados experimentales, para las series S_4 , S_5 y S_6 . En la figura 6.15 (a) se visualizan los resultados referentes a las tres series, facilitando la perspectiva de comparación de cada serie respecto a las demás, mientras que en las figuras 6.15 (b), (c) y (d), se observan los resultados referentes a las series S_4 , S_5 y S_6 , respectivamente. En éstas, se presentan también los errores relativos a cada amasada.

En la figura 6.15 se observa que, como en el caso de las series anteriores, los errores provenientes de la comparación entre los resultados calculados a partir del modelo y experimentales aumentan conforme el espesor de agua aumenta, lo que se repite en cada serie. Asimismo, la infravaloración de los resultados experimentales persiste, lo que se verifica por la localización de las curvas teóricas a la izquierda de los valores reales. Las justificativas para estos hechos se centran en los mismos puntos presentados anteriormente.

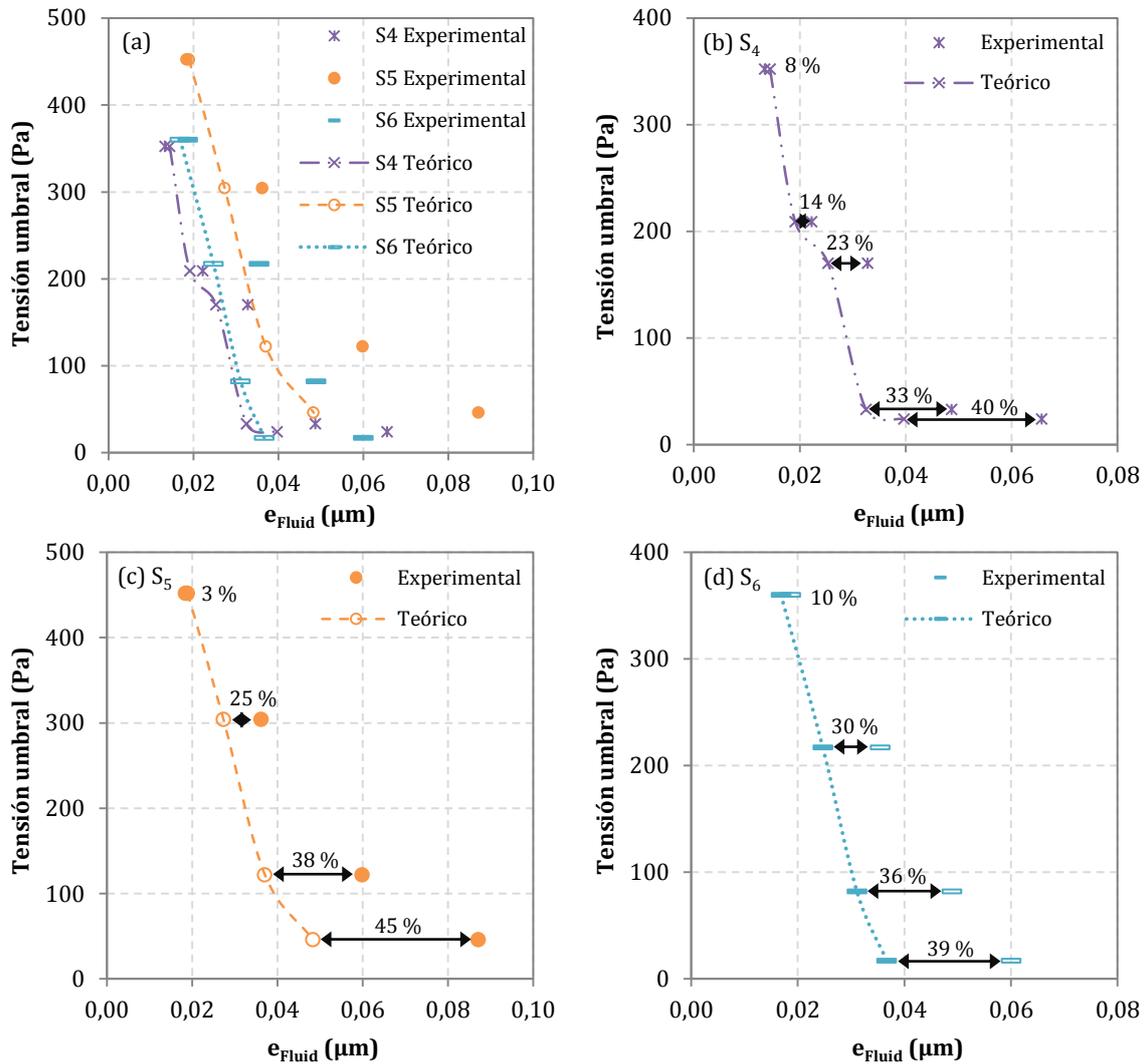


Figura 6.15 – Contrastación experimental del modelo propuesto, series S₄, S₅ y S₆

Por otro lado, en la presente figura, se observa que la adición del humo de sílice en el porcentaje igual a 8 % (serie S₅) induce a la reducción del error en el punto inicial, con respecto a la serie de base (serie S₂). Éste pasa a ser igual a los 3 %, mientras que en las series S₄ y S₆ los errores suben a 8 y 10 %, respectivamente. Ello puede ser consecuencia del efecto de la adición mineral en la compacidad, indicando que el 8 % es el porcentaje óptimo, al tratarse de los materiales estudiados.

Así pues, a continuación se presentan los coeficientes de corrección de los espesores de agua de fluidificación (K_{Fluid}) calculados a partir del modelo respecto a los resultados experimentales, tal como muestra la figura 6.16. Dicho coeficiente es la relación entre el espesor de agua de fluidificación teórico y experimental. El análisis de los valores obtenidos en función de la relación a/cong demuestra que, cuanto menor es la relación a/cong, más próximo de la unidad son los coeficientes K_{Fluid} . Luego, el valor del coeficiente aumenta a medida que aumenta el contenido de agua.

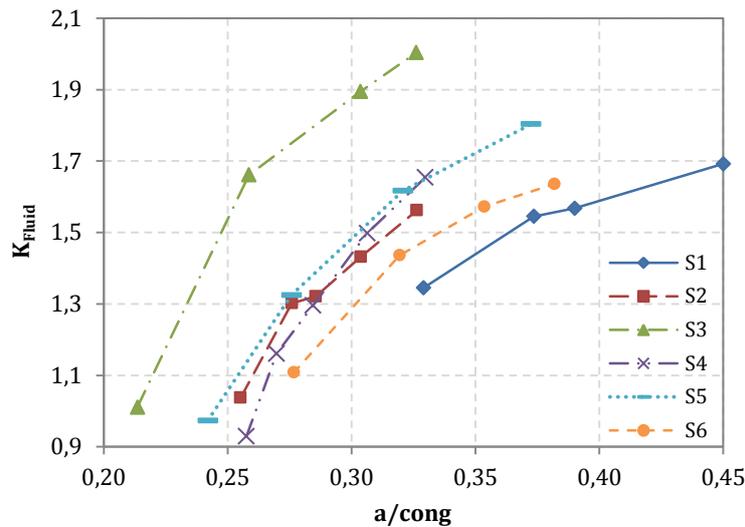


Figura 6.16 – Coeficientes de ajuste para el espesor de agua de fluidificación

Asimismo, se verifica que el porcentaje de aditivo superplastificante incorporado a las mezclas también influye en el valor del coeficiente adoptado. Es decir, las series S_1 y S_3 (con 0 y 1,0 % de aditivo superplastificante) presentan curvas desplazadas hacia la derecha y la izquierda, respectivamente. Mientras tanto, las curvas de las series S_2 , S_4 , S_5 y S_6 (todas con 0,5 % de aditivos superplastificante) se presentan próximas unas de las otras en la posición intermedia, lo que indica que los coeficientes varían de forma similar con la relación $a/cong$ en estas series.

6.4. CONCLUSIONES DEL ESTUDIO

A partir del modelo propuesto y con base en las contrastaciones teóricas y experimentales realizadas, se derivan las siguientes conclusiones principales:

- La modelización del volumen de agua destinado a fluidificar las pastas de cemento Portland se divide en dos partes: la determinación del volumen necesario al relleno de los poros efectivos presentes en el conjunto granular compacto y la determinación del volumen necesario al distanciamiento de las partículas. En el primer caso, los cálculos se basan en las consideraciones y cálculos presentados en el capítulo 4, cuya contrastación y correcciones se presentan en el capítulo 5. En el segundo caso, los cálculos se basan en la disposición espacial de las partículas en la mezcla, en el volumen de sólidos y en la relación de fuerzas entre las partículas componentes;
- La adopción de condiciones de contorno ideales en los cálculos (partículas esféricas y del mismo tamaño) genera cierto error al compararse los valores calculados a partir del modelo con los resultados experimentales obtenidos. Sin embargo, las correcciones del espesor de agua de mojado realizadas en el capítulo

5 hacen con que dichos errores sean pequeños (inferiores a los 10 %) cuando el volumen de agua de fluidificación es pequeño y el volumen total se aproxima al volumen de mojado. Al aumentar el contenido de agua en la mezcla, los errores aumentan;

- Se atribuye el origen de los errores cometidos al cálculo del espesor de agua necesario para rellenar los poros efectivos en el interior del conjunto granular compacto porque dicho valor presenta un orden de magnitud tres veces superior al espesor correspondiente al volumen de agua necesario para distanciar las partículas;
- Cálculos de la tensión umbral a partir del modelo propuesto para determinar la distancia entre partículas en las mezclas se aproximan de los resultados obtenidos a través del modelo propuesto por Kapur *et al.* (1997), en que la diferencia entre esos es igual a 23 %. Por otra parte, las diferencias entre los resultados calculados a partir de ambos modelos con respecto al propuesto por Flatt y Bowen (2007) son más significativas. La consideración de un mayor número de parámetros en este último puede conducir a que este represente bien el fenómeno real. Sin embargo, la complejidad de las ecuaciones dificultan su uso, de modo que para la determinación del volumen de agua la utilización de un modelo más sencillo puede justificarse, en vistas al pequeño volumen de trabajo que representa;
- En cada serie de estudio, la reducción de la relación a/cong utilizada tiene como consecuencia el incremento del volumen de materiales conglomerantes y de su área superficial total. Ello conlleva a la disminución tanto del espesor de agua total, como del espesor de agua de fluidificación, formado alrededor de los granos. Como resultado, la tensión umbral aumenta conforme los espesores de agua disminuyen;
- La incorporación y el aumento del porcentaje del aditivo superplastificante utilizado resulta en la disminución del valor máximo encontrado para la tensión umbral, lo que es consecuencia de la dispersión de las partículas impartida por el aditivo químico. Además de ello, para un mismo espesor de agua de fluidificación, la tensión umbral disminuye conforme aumenta el porcentaje del aditivo químico;
- La incorporación del humo de sílice a las mezclas produce una reducción significativa en el orden de magnitud tanto del espesor de agua total, como del espesor de agua de fluidificación, formado alrededor de las partículas. Ello es consecuencia del incremento en la superficie específica de los granos;
- Para el mismo espesor de agua de fluidificación, la incorporación de 8 % de humo de sílice en las mezclas resulta en un mayor valor de tensión umbral, pues dicho porcentaje produce el mayor empaquetamiento del conjunto granular. La adición de 5 % del humo de sílice conlleva a una tensión umbral más baja (resultado de la menor compacidad de dicha serie) que la obtenida cuando el 8 % del material está

presente. Por último, el 12 % del humo de sílice resulta en un volumen demasiado elevado a ser adicionado a las mezclas, de modo que afecta el empaquetamiento de los granos mayores, distanciándolos unos de los otros. Ello desfavorece la compacidad, bajando la tensión umbral;

- El efecto de incorporarse el aditivo superplastificante y el humo de sílice a las pastas de cemento puede evaluarse a través de una ecuación que describe el comportamiento de la tensión umbral en función del espesor de agua de fluidificación. Ésta presenta dos parámetros, S y p, que varían según el porcentaje de aditivo superplastificante incorporado y la compacidad del conjunto granular, respectivamente.

7. CONSIDERACIONES DE DISEÑO Y CONTRASTACIÓN PRÁCTICA

7.1. INTRODUCCIÓN

Con base en lo presentado en los capítulos anteriores, se estima que del total de agua añadida a los conjuntos granulares que constituyen las pastas, morteros y hormigones, parte es absorbida por los áridos, parte actúa mojando la superficie de los granos y, finalmente, el resto es responsable de promover la fluidificación de la mezcla en estado fresco.

La figura 7.1 resume el comportamiento físico del agua al entrar en contacto con las partículas que componen los conjuntos granulares (absorción, mojado y fluidificación). En dicha figura se observa el comportamiento inicial del agua absorbida (ésta se localiza en la zona próxima a la superficie del grano) y final (el agua avanza hacia el interior hasta rellenar completamente el volumen de poros, condición saturada superficie seca (SSS)). Asimismo, al analizar el mojado de las partículas a través de la película de agua formada alrededor de los granos, se verifica que dicha película es la responsable de crear espacio entre las partículas; así, el aumento de su espesor causa el distanciamiento de los granos y, consecuentemente, la fluidificación de la mezcla.

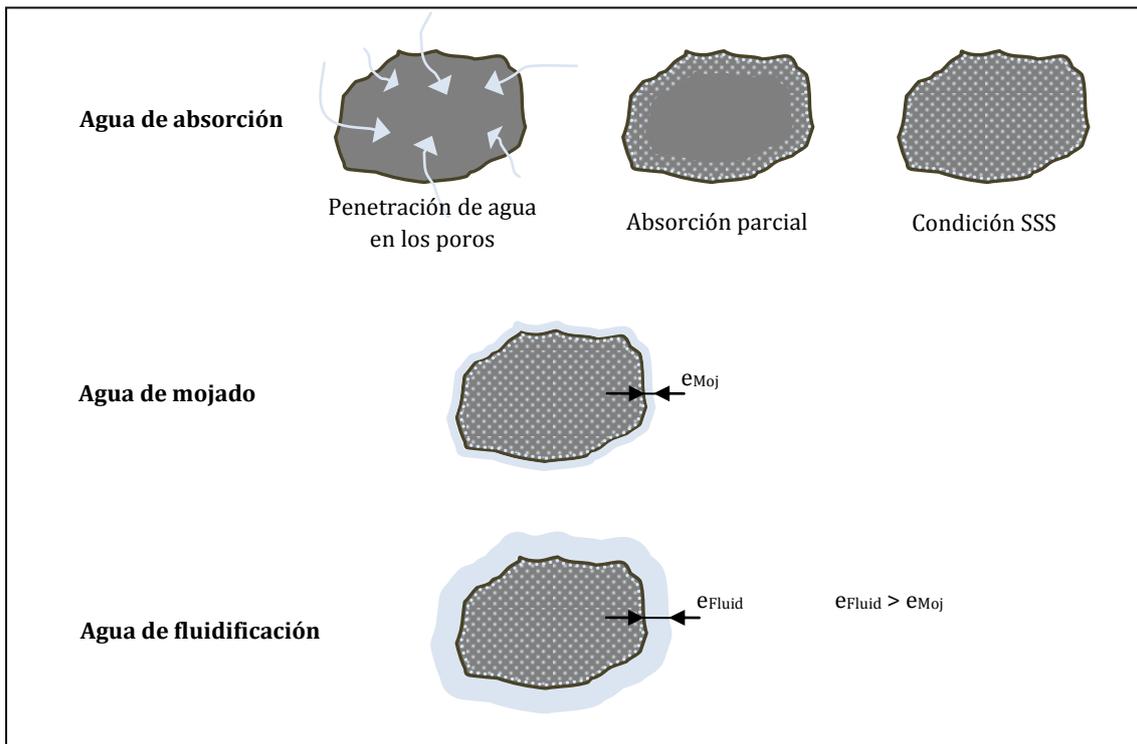


Figura 7.1 – El rol físico del agua en la mezcla

En ese sentido, el presente capítulo tiene por objeto, por un lado, sintetizar el procedimiento de cálculo del volumen de agua necesario a la producción de mezclas de cemento Portland, a partir de sus conjuntos granulares y, por otro lado, contrastar la bondad del método en su aplicación práctica para tres tipos de hormigones especiales (hormigón ligero autocompactante con fibras, hormigón de ultra-alta resistencia con fibras y hormigón con áridos reciclados) y dos hormigones convencionales (resistencia a compresión igual a 25 y 30 MPa). Debido a que dichos hormigones representan mezclas ensayadas y utilizadas en la práctica, los resultados encontrados se van a contrastar con los valores experimentales.

Por último, se presentan los resultados preliminares de la utilización del modelo geométrico espacial, descrito en el capítulo 4, en la dosificación de hormigones porosos; demostrando nuevas posibilidades de aplicación al estudio realizado.

7.2. CONSIDERACIONES DE DISEÑO

Al volumen de agua que actúa en el cumplimiento de cada función física especificada se denomina, respectivamente:

- Volumen de agua de absorción (V_{Abs});
- Volumen de agua de mojado (V_{Moj});
- Volumen de agua de fluidificación (V_{Fluid}).

Así, el volumen total de agua ($V_{\text{Agua total}}$) de una mezcla es dado por el sumatorio de los tres volúmenes anteriormente citados, tal como muestra la ecuación [7.1].

$$V_{\text{Agua total}} = V_{\text{Abs}} + V_{\text{Moj}} + V_{\text{Fluid}} \quad [7.1]$$

7.2.1. El volumen de agua de absorción

Conforme se ha presentado anteriormente en el capítulo 3, el coeficiente de absorción de agua de los áridos se suele determinar según las recomendaciones de las normativas ASTM C 127 (2007) en el caso de los áridos gruesos y ASTM C 128 (2007) en el caso de los áridos finos. Así, el volumen de agua de absorción se calcula por el producto entre dicho coeficiente y el consumo del árido, en masa, para los diferentes tipos de áridos componentes de la mezcla; tal como muestra la ecuación [7.2].

$$V_{\text{Abs}} = \sum A\rho_t(i) \cdot C_{S \text{ Árido } (i)} \quad [7.2]$$

- donde: $A\rho_t$: coeficiente de absorción de agua en el tiempo t (%)
 $C_{S \text{ Árido}}$: contenido de árido (kg/m^3)
 i: diferentes tipos de áridos componentes de la mezcla (-)

La elección del tiempo de absorción debe tener en cuenta los tiempos de producción, transporte y puesta en obra, pues el material debe conservar sus propiedades reológicas durante esas etapas, de modo que el agua absorbida esté disponible en la mezcla para evitar pérdidas de trabajabilidad indeseables en el momento de la puesta en obra. Por otra parte, añadir un volumen de agua de absorción superior al necesario afecta negativamente a la resistencia mecánica. Así pues, se recomienda el uso del coeficiente de absorción de agua referente al tiempo de puesta en obra, como muestra la figura 7.2.

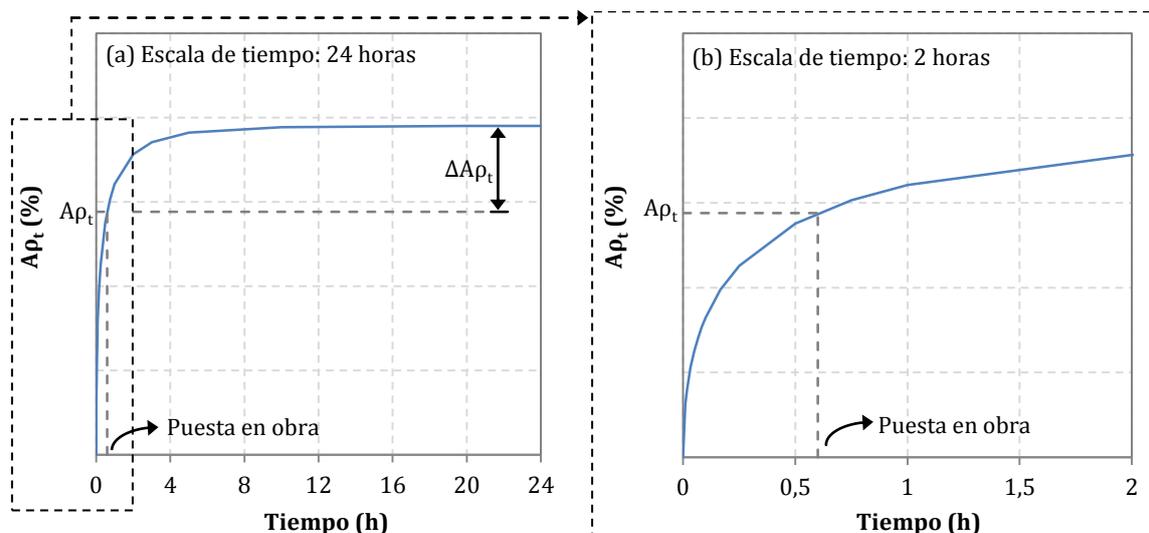


Figura 7.2 – Elección de $A\rho_t$ con base en el tiempo de puesta en obra

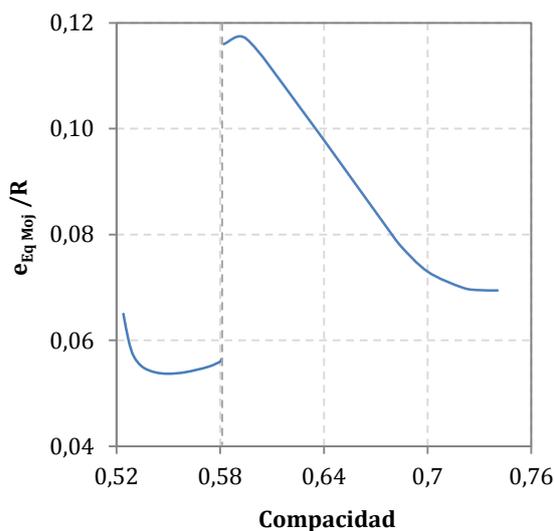
En algunas situaciones, donde las largas distancias suponen tiempos de transporte superiores a 1 hora, se trabaja en el límite de fraguado del material y, según el tipo de árido utilizado, el coeficiente de absorción en ese intervalo de tiempo puede ser próximo al valor que se obtiene a las 24 horas, dado que se aproxima a la condición de saturación del árido.

Sin embargo, en el caso de los hormigones prefabricados, por ejemplo, la puesta en obra se realiza rápidamente, pasados pocos minutos desde la producción, lo que implica en un coeficiente de absorción cuya diferencia es significativa respecto a las 24 horas. Así, en esa situación se puede lograr ganancias de resistencia importantes al considerarse el coeficiente de absorción referente al tiempo de puesta en obra, sin que ello suponga pérdidas de trabajabilidad perjudiciales para el manejo del material.

Asimismo, es importante considerar el sistema de puesta en obra, ya que, por ejemplo, el bombeo del hormigón puede acelerar la absorción de agua por los áridos debido a la presión impuesta por la bomba. Ello especialmente en el caso de los áridos con cierta porosidad, como los áridos ligeros y los mixtos provenientes de reciclado. Un comportamiento similar puede esperarse en los hormigones proyectados, debido a la presión impuesta por los pistones de la máquina de proyección.

7.2.2. El volumen de agua de mojado

Con base en el modelo geométrico espacial desarrollado en el capítulo 4 y en la validación de éste, presentada en el capítulo 5, el volumen de agua necesario para mojar los granos componentes de las mezclas se calcula a partir de la grafica presentada en la figura 7.3, así como de la ecuación [7.3].



$$V_{Moj} = e_{Eq\ Moj} \cdot K_{Moj} \cdot A_{Sup} \quad [7.3]$$

donde: $e_{Eq\ Moj}$: espesor equivalente de agua de mojado (m)
 K_{Moj} : coeficiente de corrección para $e_{Eq\ Moj}$ (-)
 A_{Sup} : área superficial total de los granos (m^2)

Figura 7.3 – Cálculo del volumen de agua de mojado

El valor del coeficiente K_{Moj} depende del porcentaje de aditivo superplastificante incorporado a la mezcla, tal como se ha mostrado en la tabla 5.13 y en la figura 5.18

anteriormente presentadas. Dicho valor es igual a 2,0 cuando no se añade superplastificante a la mezcla, e igual a 1,8 y 0,7 cuando los porcentajes de aditivo añadidos son de 0,5 y 1,0 % sobre el peso de cemento, respectivamente.

Asimismo, se recomienda el cálculo del volumen de agua de mojado referente al conjunto granular de las pastas; lo que se basa en el concepto de que el agua es el fluido componente de las pastas y ésta, por su parte, es el fluido componente de los morteros y hormigones.

7.2.3. El volumen de agua de fluidificación

De acuerdo con el propuesto en el capítulo 6, el volumen de agua de fluidificación se calcula en dos partes: el volumen necesario para rellenar los poros efectivos (aire) en el conjunto granular compacto y el volumen necesario para distanciar las partículas. La primera parte de los cálculos se realiza a partir de las gráficas presentadas en la figura 7.4 y el volumen total de poros efectivos presente en 1 m³ se calcula según la ecuación [7.4].

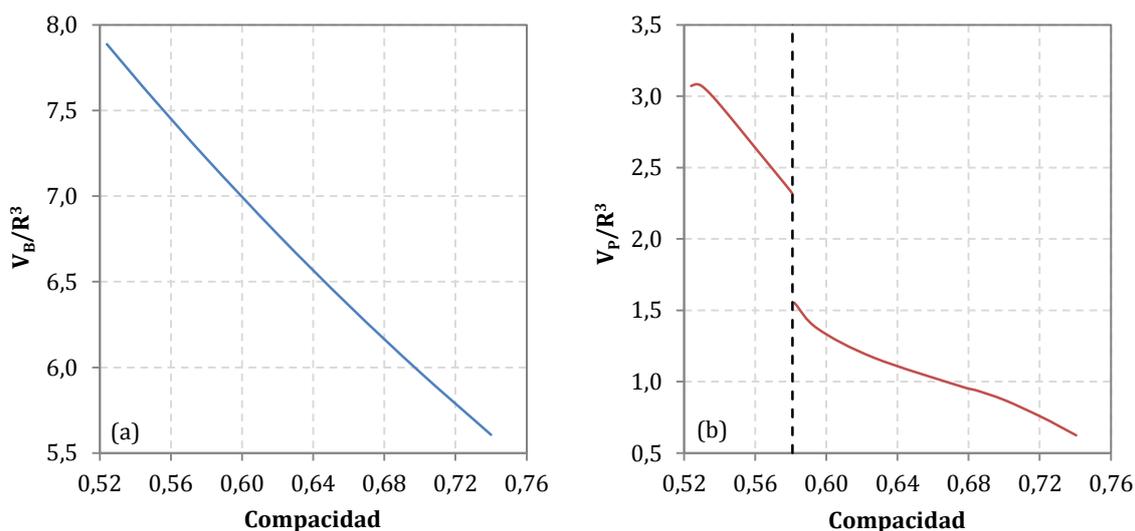


Figura 7.4 – El volumen base (a) y el volumen de poros efectivos (b)

$$V_{P(total)} = V_P \cdot N_{V_B/m^3} \tag{7.4}$$

donde: $V_{P(total)}$: volumen total de poros efectivos presente en 1 m³ (m³)
 V_P : volumen de poros efectivos en el interior de V_B (m³)
 N_{V_B/m^3} : número de V_B presente en 1 m³ (-)

En que el número de V_B en 1 m³ se calcula a partir de la ecuación [7.5].

$$N_{V_B/m^3} = \frac{1}{V_B} \tag{7.5}$$

Por último, el volumen mínimo de agua necesario para distanciar las partículas se calcula mediante la ecuación [7.6], en que el espesor mínimo de agua que actúa distanciando dichas partículas se calcula según la ecuación [7.7].

$$V_{D(\text{mín})} = e_{D(\text{mín})} \cdot A_{\text{Sup}} \quad [7.6]$$

$$e_{D(\text{mín})} = \frac{\sqrt{\frac{A_{(h)} C_N}{48\pi R \tau_0}}}{2} \quad [7.7]$$

- donde: $V_{D(\text{mín})}$: volumen mínimo de agua necesario para distanciar las partículas (m^3)
 $e_{D(\text{mín})}$: espesor mínimo de agua que actúa distanciando las partículas (m)
 A_{Sup} : área superficial total de los granos (m^2)
 $A_{(h)}$: constante de Hamaker (J)
 C_N : número de coordinación (-)
 R : radio de las partículas (m)
 τ_0 : tensión umbral de la mezcla (Pa)

Así, el volumen de agua de fluidificación se calcula según la ecuación [7.8].

$$V_{\text{Fluid}} = V_{P(\text{total})} + V_{D(\text{mín})} \quad [7.8]$$

Como en el caso del agua de mojado, se recomienda el cálculo del volumen de agua de fluidificación referente al conjunto granular de las pastas. Asimismo, es importante observar que el cálculo presentado se refiere a un volumen de 1 m^3 . De ese modo, si se dosifica el volumen de agua necesario a la fluidificación de morteros u hormigones, se debe multiplicar el valor resultante de la ecuación [7.8] por el volumen de pasta componente de esos materiales.

7.3. EL CASO DEL HORMIGÓN LIGERO AUTOCOMPACTANTE CON FIBRAS

En éste apartado se va contrastar el cálculo del volumen de agua para un hormigón ligero autocompactante con fibras (HLACF). La dosificación utilizada en la contrastación es el resultado de una amplia investigación en que se ha realizado una extensa campaña experimental. Klein *et al.* (2009), Masó *et al.* (2009), Klein *et al.* (2010) y Klein *et al.* (2011) presentan una descripción completa y detallada del estudio realizado. Asimismo, como dicha investigación ha resuelto en un producto innovador, éste se ha patentado y licenciado a la empresa PROMSA (Aguado *et al.*, 2011).

A continuación se presenta una breve explicación acerca de la aplicación realizada, la cual justifica el uso del HLACF, así como de sus características y propiedades. Después de eso, se presenta la dosificación y las propiedades del hormigón que tienen influencia en el cálculo del volumen de agua según los modelos presentados. Por último, se calcula el volumen de agua a partir de dichos modelos y con base en el conjunto granular del HLACF, lo que permite realizar la contrastación deseada.

7.3.1. Aplicación

En los edificios de la zona del ensanche de Barcelona, diseñada por Ildelfons Cerdà, la solución estructural usualmente adoptada para los forjados fue la de viguetas unidireccionales con un revoltón de cerámica entre ellas (tipo bóveda catalana) y un relleno posterior, en muchos casos de cascotes de cerámica, de los incipientes residuos de construcción (Calamina, 1996; Casademunt, 1999), tal como se muestra en la figura 7.5. Este relleno tenía por función dar la planeidad necesaria en la parte superior del forjado y asegurar un cierto monolitismo del mismo, ya que con frecuencia no se disponía de una armadura de reparto.



Figura 7.5 – La bóveda catalana

En esta configuración, cuando una carga se sitúa encima de una vigueta, el reparto transversal de la carga es pequeño, fruto de la escasa rigidez transversal, lo que conduce a movimientos y despegues de las baldosas que se sitúan en la parte superior del forjado. Ello aumenta el riesgo de rotura de las mismas y de pérdida de durabilidad al entrar con mayor facilidad los agentes agresivos de los líquidos de limpieza. Además, esta movilidad de las baldosas supone riesgos de tropiezos para las personas, especialmente aquéllas de edades avanzada con movilidad reducida y visión parcial.

Cuando con el paso del tiempo o del cambio de función de estos edificios se requieren actuaciones de rehabilitación de los mismos, hay que considerar diversos factores a los que dar respuesta, entre ellos: aumentar el monolitismo, no aumentar el peso de la estructura, adecuar la puesta en obra del material de relleno a las circunstancias urbanas, lo que se traduce en un tiempo mínimo de ocupación de vía pública.

Para dar respuesta a estos condicionantes cabe pensar en un hormigón ligero autocompactante con fibras estructurales. La característica de ligereza viene dada para no aumentar peso en la estructura y poder aumentar, si cabe los espesores; la

autocompactabilidad por facilidad constructiva y reducir tiempos de puesta en obra; mientras que las fibras es para dar rigidez transversal y ciertas características mecánicas. Esta solución de rehabilitación consiste en eliminar la superestructura, que no desarrolla ninguna función resistente (baldosas y relleno), manteniendo el arco de mampostería y los perfiles guía. Posteriormente se efectuaría un relleno con HLACF para finalmente restituir el pavimento, tal como se presenta en la figura 7.6.

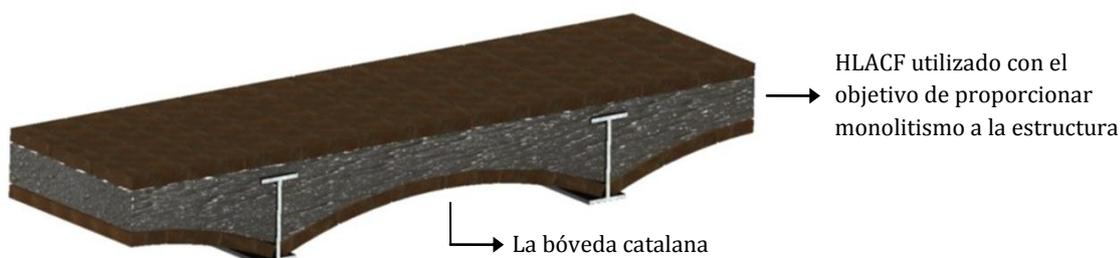


Figura 7.6 – El HLACF para la rehabilitación de forjados

Esta propuesta es un reto importante, ya que con esta configuración existen propiedades contrapuestas, por ejemplo, la ligereza alcanzada con áridos ligeros puede hacer que los mismos floten, esto es, se segreguen, en un hormigón autocompactante. La literatura científico-técnica es abundante en referencias a hormigones autocompactantes ligeros o con fibras, en la que se alertan de ciertas dificultades Haist y Müller (2005), pero es muy escasa en cuanto al material conjunto propuesto. Experimentos con hormigón ligero autocompactante con fibras de acero han sido realizados (Tasdemir *et al.*, 2008), pero los resultados mecánicos están por debajo de las prestaciones requeridas en este caso.

7.3.2. Dosificación, características y propiedades

La dosificación óptima del HLACF se presenta en la tabla 7.1. Esa se ha ajustado experimentalmente en laboratorio y, luego, se ha realizado una prueba de bombeo del material en condiciones similares a las corrientes en una aplicación industrial. Se observa en la misma tabla que la diferencia entre las dos dosificaciones presentadas es el volumen de agua. Este se ha tenido que ajustar al transferirse la producción del laboratorio a la planta de hormigón preparado.

La necesidad de ajuste en el volumen de agua se justifica probablemente por un conjunto de factores, como: aumento del volumen de hormigón producido (de 100 litros en el laboratorio a 3 m³ en la planta de producción), utilización de diferentes equipos de amasado (amasadora de eje vertical de capacidad máxima igual a 250 litros en laboratorio y camión hormigonera en planta de producción) y la imposibilidad en controlar la temperatura ambiente en la planta de hormigón preparado. Se resalta que en el día de la prueba de bombeo la temperatura estaba bastante elevada y el hormigón se ha producido bajo sol fuerte, con temperaturas superiores a 25 °C.

Tabla 7.1 – Dosificación del HLACF ajustada experimentalmente

Materiales	Cantidad de materiales (kg/m ³)	
	Producción en laboratorio (Klein <i>et al.</i> , 2011)	Aplicación Industrial (Klein <i>et al.</i> , 2010)
Arena caliza 0-4 mm	500	500
Árido calizo 4-10 mm	80	80
Árido ligero* 3-10 mm	85	85
Árido ligero* 6-16 mm	85	85
CEM II A-L 42,5 R	450	450
Fíller calizo	100	100
Fibras de poliéster	6	6
Agua	203	215
Plastificante	2,7	2,7
Superplastificante	8,73	8,73
Cohesionante	0,85	0,85
Total	1.521	1.533

* Árido ligero de arcilla expandida

El cemento CEM II A-L 42,5 R utilizado presenta superficie específica Blaine igual a 390 m²/kg, mientras que dicho valor es igual a 630 m²/kg para el fíller calizo. Se ha utilizado un aditivo plastificante polifuncional, un aditivo superplastificante a base de policarboxilatos y un aditivo cohesionante a base de metilcelulosa.

Los ensayos realizados en la caracterización del HLACF en el estado fresco, las normativas de referencia y los resultados obtenidos se presentan en la tabla 7.2. El conocimiento de dichos valores ayuda en el cálculo del volumen de agua por medio de los modelos presentados en los capítulos anteriores.

Tabla 7.2 – Caracterización del HLACF en el estado fresco

Ensayo	Normativa de referencia	Producción en laboratorio (Klein <i>et al.</i> , 2011)	Aplicación Industrial (Klein <i>et al.</i> , 2010)	
			Antes de bombear	Después de bombear
Aire ocluido (%)	UNE-EN 12350-2 (2006)	11,0	10,0	11,8
Escurrimiento (mm)	UNE 83361 (2007)	605	705	560

En dicha tabla se observa que el porcentaje de aire ocluido es elevado, aunque razonable al considerarse la aplicación en concreto: un hormigón ligero producido con áridos ligeros secos, sin cualquier saturación previa. En el caso de la aplicación industrial, se verifica que el porcentaje de aire ocluido después del bombeo es superior al valor obtenido antes del bombeo, lo que se debe probablemente a la penetración de parte del agua y de la pasta en los poros del árido ligero debido a la presión impuesta por la bomba.

Ello hace que el aire que antes ocupaba el espacio de los poros se transfiera a la pasta, aumentando así, el porcentaje de aire ocluido.

La figura 7.7 muestra el ensayo de escurrimiento del hormigón producido en laboratorio, donde se observa la abertura regular al sacarse el cono de Abrams y la buena cohesión del material, sin cualquier exudación o segregación en el labio de avance.

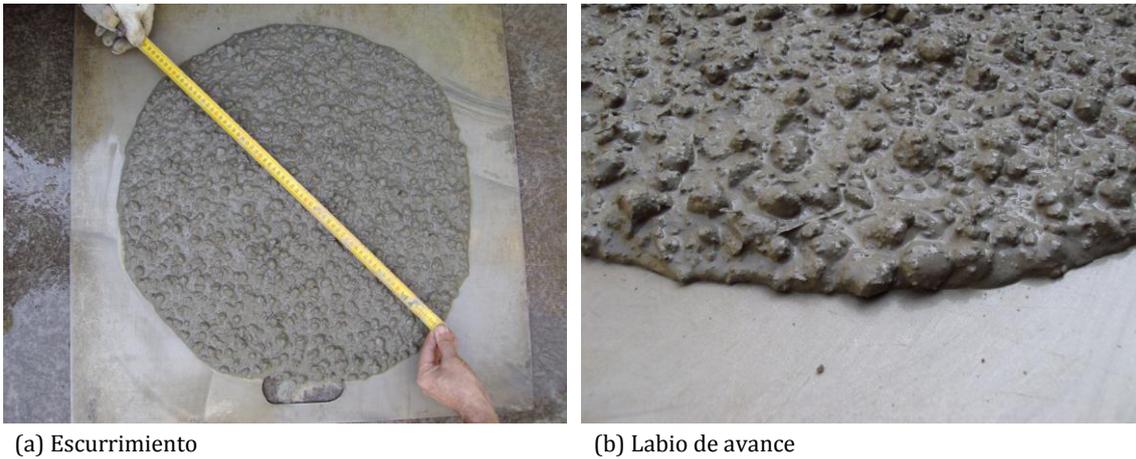


Figura 7.7 – Escurrimiento del HLACF producido en laboratorio

La figura 7.8 presenta el ensayo de escurrimiento realizado en el hormigón producido en la planta de hormigón preparado antes y después del bombeo del material. En ella se observa una ligera exudación del agua en la prueba realizada antes del bombeo. En contrapartida, el hormigón se muestra homogéneo después del bombeo debido, probablemente, a la absorción del exceso de agua y parte de la pasta por los áridos ligeros.



Figura 7.8 – Escurrimiento del HLACF producido en la planta de hormigón preparado

Se resalta que el HLACF se ha producido con áridos ligeros secos, sin saturación previa. A pesar de ello, no se ha verificado la interrupción del flujo de hormigón, lo que puede pasar debido a la penetración de agua y pasta en los poros de los áridos no saturados. El resultado positivo se debe probablemente al uso del aditivo cohesionante, el

cual actúa en el aumento de la viscosidad del agua, y consecuentemente de la pasta, minimizando la absorción de los áridos e impidiendo la obstrucción de la tubería que conduce el hormigón durante el bombeo.

Las figuras 7.9 y 7.10 muestran el bombeo del HLACF en las direcciones vertical y horizontal, respectivamente.



Figura 7.9 – Bombeo del HLACF en la dirección vertical



Figura 7.10 – Bombeo del HLACF en la dirección horizontal

Por último, la densidad del HLACF en el estado endurecido es 1.665 kg/m^3 y la resistencia a compresión alcanzada en laboratorio es $22,3 \text{ MPa}$, mientras que dicha propiedad baja a $17,1 \text{ MPa}$ para el hormigón bombeado (resultado del ajuste en el volumen de agua).

A pesar de que el volumen de agua, o más específicamente la relación a/c, afecta directamente la resistencia a compresión, en el estudio realizado se parte del principio de que el volumen de agua necesario a la absorción, mojado y fluidificación de la mezcla es superior al volumen necesario a la hidratación del cemento Portland. En los casos en que

dicha condición no se verifica, la diferencia en el volumen de agua se debe añadir a la mezcla, caso se desee la hidratación completa del cemento.

7.3.3. Cálculo del volumen de agua

La tabla 7.3 presenta los cálculos del volumen de agua absorbido por los áridos (según la ecuación [7.2]) y el volumen de agua necesario al mojado de los granos que forman la pasta. El tiempo medio de puesta en obra considerado es igual a 1 hora. La arena caliza 0-4 mm y el árido calizo 4-10 mm son los mismos utilizados en la determinación del modelo de predicción de la absorción propuesto en el capítulo 3. Por eso, se ha utilizado sus coeficientes de absorción determinados experimentalmente (ver tabla 3.1). El coeficiente de absorción de los áridos ligeros 3-10 y 6-16 mm es igual a 20 y 30 %, respectivamente; valores dados por el fabricante de los áridos. Con base en ello, se define la curva de absorción de agua en función del tiempo para los áridos ligeros, tal como muestra la figura 7.11. Al tratarse de áridos ligeros de arcilla expandida, se ha utilizado el coeficiente k igual a 0,3 (conforme estimado en la tabla 3.4 para áridos similares).

Tabla 7.3 – V_{Abs} y V_{Moj} para el HLACF

Materiales		Absorción		Mojado				
		$A\rho_1$ (%)	V_{Abs} (l/m ³)	ϕ	$e_{Eq\ Moj}$	K_{Moj}	A_{Sup} (m ²)	V_{Moj} (l/m ³)
Arena caliza 0-4 mm		0,78	3,9	-	-	-	-	-
Árido calizo 4-10 mm		0,66	0,5	-	-	-	-	-
Árido ligero 3-10 mm		15,7	13,4	-	-	-	-	-
Árido ligero 6-16 mm		23,6	20,0	-	-	-	-	-
Total		-	37,8	-	-	-	-	-
Pasta	CEM II A-L 42,5 R y Filler calizo	-	-	0,599	0,117R _{Eq}	0,7	238.500	92,6

Para el cálculo del volumen de agua de mojado de los componentes granulares de la pasta se ha asumido la compacidad igual a 0,599, dado que es el valor determinado experimentalmente para la serie S_3 (cemento + agua + 1,0 % de superplastificante), estudiada en el capítulo 5.

El cemento utilizado en la producción del HLACF es similar al utilizado en los ensayos presentados en el capítulo 5 (ítem 5.3), aunque su superficie específica es inferior (390 m²/kg respecto a 450 m²/kg del cemento utilizado en la serie S_3), lo que indica que sus granos presentan tamaño ligeramente superior. Ello podría actuar disminuyendo la compacidad de la mezcla. Sin embargo, el uso del filler calizo tiene un efecto contrapuesto, pues sus granos son más pequeños que los granos del cemento utilizado en la serie S_3 , lo que colabora al incremento de la compacidad. Además de ello, el porcentaje de aditivo

superplastificante superior (1,9 %, calculado a partir de los valores presentados en la tabla 7.1) al utilizado en la serie S₃ también actúa a favor del aumento de la compacidad del conjunto. En ese sentido, el efecto del uso de un cemento más grueso se anula por el uso del filler calizo, más fino, y de un mayor porcentaje de aditivo superplastificante, de forma que la compacidad se mantiene. Asimismo, la compacidad en el entorno de 0,60 es usual para pastas de cemento Portland.

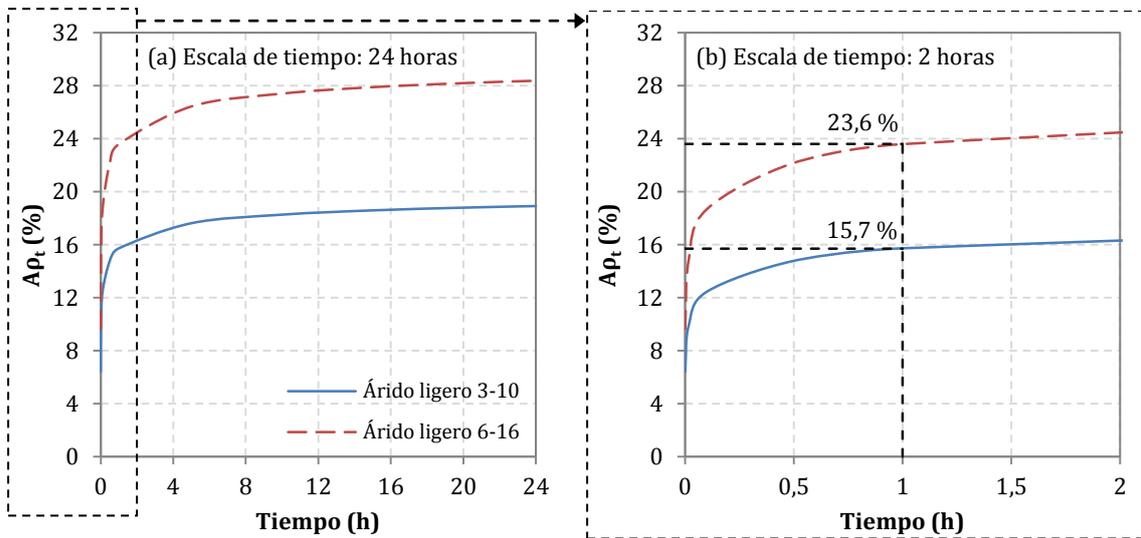


Figura 7.11 – Curva de absorción de agua de los áridos ligeros en función del tiempo

A partir de la gráfica presentada en la figura 7.3, se ha determinado el espesor equivalente de agua de mojado. El coeficiente K_{Moj} igual a 0,7 se ha adoptado con base en el porcentaje del aditivo superplastificante, igual a 1,0 % (ver tabla 5.13 y en la figura 5.18); con todo, el porcentaje real utilizado en el HLACF es superior a ese (1,9 %) de modo que la dispersión es mayor, lo que justifica el uso del valor adoptado. El volumen de agua de mojado se ha calculado conforme presenta la ecuación [7.3].

La tabla 7.4 presenta los cálculos para la determinación del volumen de agua de fluidificación de la pasta de cemento utilizada, en que los valores de V_B y V_P se han determinado con base en la figura 7.4 (a) y (b), respectivamente. Después de ello, el volumen total de agua necesario para rellenar los poros efectivos se ha determinado a través de las ecuaciones [7.4] y [7.5].

Tabla 7.4 – V_{Fluid} para el HLACF

Pasta	Volumen de poros efectivos			Distancia entre partículas			
	V_B	V_P	$V_{P(total)}$ (l)/m ³ Pasta	τ_0 (Pa)	$e_{D(mfn)}$ (m)	$V_{D(mfn)}$ (l)/m ³ Pasta	V_{Fluid} (l)/m ³ Pasta
CEM II A-L 42,5 R y Filler calizo	7,012 R_{Eq}^3	1,359 R_{Eq}^3	193,8	50	$1,05 \times 10^{-9}$	0,23	194,0
V_{Fluid} (l/0,40 m ³ Pasta)							77,9

El volumen de agua que corresponde al espesor formado alrededor de los granos, necesario al distanciamiento de esos en la pasta, así como el propio espesor, se calculan según las ecuaciones [7.6] y [7.7], respectivamente. La constante de Hamaker es igual a $1,6 \times 10^{-20}$ J, para el cemento Portland (Flatt, 2004^a) y el número de coordinación se determina según la figura 2.10, presentada en el capítulo 2. Se observa que el valor de $V_{D(\text{mín})}$ es muy próximo de cero, pudiendo ser prácticamente desconsiderado en comparación a $V_{P(\text{total})}$.

La determinación de la tensión umbral del hormigón fresco se basa en relaciones presentadas en la literatura entre el valor del escurrimiento y los parámetros reológicos del hormigón fresco. Más específicamente, se ha utilizado la relación entre la viscosidad y la tensión umbral propuesta por Wallevik y Wallevik (2011), tal como muestra la figura 7.12. En ésta, se presentan valores del escurrimiento, dados por el autor, en que se visualiza la viscosidad y la tensión umbral asociadas a dichos escurrimientos. El valor inicial considerado es 550 mm, el cual corresponde a una tensión umbral elevada asociada a una baja viscosidad. Conforme el escurrimiento aumenta, la tensión umbral correspondiente baja mientras que la viscosidad aumenta, de modo a obtenerse un equilibrio entre esas dos propiedades.

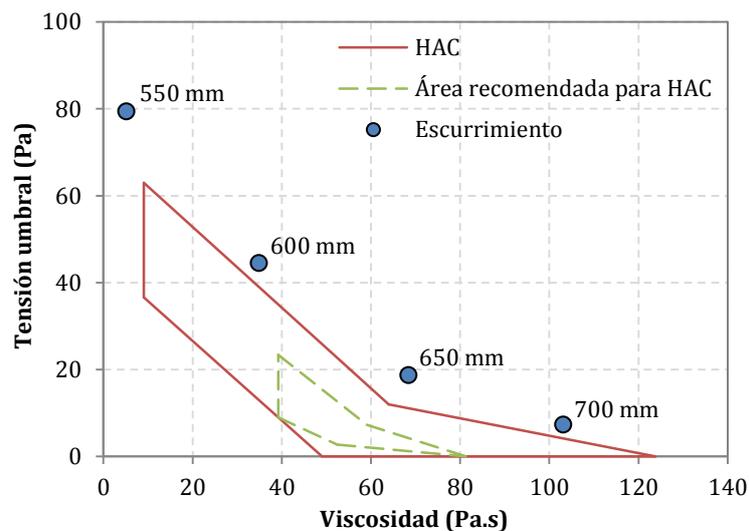


Figura 7.12 – Relación entre la viscosidad y la tensión umbral (Wallevik y Wallevik, 2011)

Se ha considerado el valor del escurrimiento medio igual a 585 mm (ver tabla 7.2). No se ha utilizado el valor del escurrimiento referente a la aplicación industrial antes del bombeo (705 mm) en el cálculo del escurrimiento medio debido a la exudación observada en este ensayo.

Finalmente, el volumen de agua de fluidificación de la pasta se calcula según la ecuación [7.8]. Es importante notar que dicho resultado se refiere a 1 m^3 de pasta. Por eso, el volumen de agua de fluidificación se corrige, ya que en el HLACF el volumen de pasta es igual a $0,40 \text{ m}^3$.

Una vez conocidos los volúmenes de agua referentes a la absorción, mojado y fluidificación, el volumen total de agua se calcula a través de la ecuación [7.1]. El resumen de los resultados obtenidos se presenta en la tabla 7.5.

Tabla 7.5 – $V_{\text{Agua total}}$ para el HLACF

Volumen	Volumen de agua (l/m ³)		
	Cálculo teórico	Laboratorio (Klein <i>et al.</i> , 2011)	Aplicación Industrial (Klein <i>et al.</i> , 2010)
Absorción	37,8	-	-
Mojado	92,6	-	-
Fluidificación	77,9	-	-
Total	208	203	215

El resultado obtenido es igual a 208 litros de agua, presentando una pequeña diferencia del valor obtenido experimentalmente de 203 litros para el hormigón producido en laboratorio y 215 litros para el hormigón producido en la planta de hormigón preparado. Aunque los valores teórico y experimentales no son iguales, son bastante próximos unos a otros, lo que demuestra la aplicabilidad de los modelos propuestos en acotar el volumen de agua que se debe añadir a la mezcla.

Asimismo, no se considera el aire incorporado al calcular el volumen de agua a través de los modelos presentados, lo que puede representar una justificativa a las diferencias observadas. En el caso del HLACF el porcentaje de aire incorporado medio es igual a 11 % (ver tabla 7.2), siendo ese un valor elevado. De cualquier modo, con todo, dicho porcentaje no se debe reducir completamente del volumen de agua, ya que parte de ese se refiere a los poros de los áridos ligeros.

7.4. EL CASO DEL HORMIGÓN DE ULTRA-ALTA RESISTENCIA CON FIBRAS

Similarmente al apartado anterior, en este apartado se contrasta el volumen de agua obtenido mediante los modelos con el ajustado experimentalmente en la producción de un hormigón de ultra-alta resistencia reforzado con fibras de acero (UHPC, del inglés *Ultra high performance concrete*), cuyos detalles pueden encontrarse en Valls (2009) y Klein y Aguado (2010).

En lo que sigue, se presenta una breve explicación sobre la aplicación realizada, la cual justifica el uso del UHPC, así como de sus características y propiedades. Posteriormente, se presenta la dosificación y las propiedades del hormigón que tienen influencia en el cálculo del volumen de agua. Por último, se calcula el volumen de agua y se contrasta con los resultados experimentales.

7.4.1. Aplicación

El hormigón de ultra-alta resistencia reforzado con fibras es un material que presenta resistencia elevada, alta ductilidad y durabilidad, ya que la incorporación de las fibras permite que el hormigón siga aguantando cargas incluso después de que se fisure la matriz (Walraven, 2008). El desempeño del hormigón en la fase de post-fisuración depende del consumo, dimensiones y material de las fibras incorporadas.

Los hormigones de ultra-alta resistencia posibilitan la producción de elementos con volumen y peso reducido, lo que hace posible la construcción de estructuras más esbeltas, que con anterioridad no se concebiría producir en hormigón. En ese sentido, con el objetivo de mejorar los procesos constructivos a través de la incorporación de elementos estructurales industrializados a las edificaciones, se ha buscado desarrollar un hormigón de ultra-alta resistencia reforzado con fibras para la aplicación en paneles prefabricados esbeltos, cuyas dimensiones se presentan en la figura 7.13. Dichos paneles se utilizarán en la construcción de un sistema de fachada para edificios, tipo sándwich, compuesto por juntas de propiedades estancas, sistema de montaje en serie, instalaciones integradas y el interior estructural, compuesto por el panel presentado.

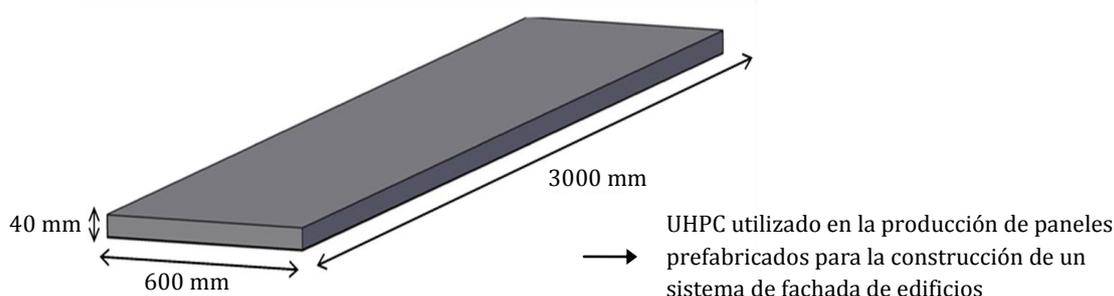


Figura 7.13 – El UHPC para la producción de paneles prefabricados

Los cálculos estructurales realizados han demostrado que el hormigón utilizado en la fabricación de los paneles debe presentar resistencias del orden de magnitud de 90 MPa (resistencia a compresión) y 8 MPa (resistencia a tracción). Ésta última medida por el ensayo Barcelona, según descrito por Molins *et al.* (2009). Debido a los requerimientos tan elevados de resistencia a tracción, se ha incorporado un volumen elevado de fibras de acero a la mezcla. Asimismo, el hormigón debe dar respuesta a las necesidades específicas de la aplicación, la cual asume la producción en planta de prefabricados, sistema de dosificación automatizado y puesta en obra pasados pocos minutos desde la producción. Por último, se busca eliminar o minimizar la etapa de vibración, lo que requiere que el hormigón fresco sea autocompactante.

7.4.2. Dosificación, características y propiedades

La dosificación óptima del UHPC, ajustada experimentalmente, se presenta en la tabla 7.6 pudiéndose observar que el volumen de agua es igual a 127,9 litros/m³ de

hormigón, lo que resulta en una relación a/c igual a 0,25. Asimismo, se debe considerar el importante volumen de agua presente en los aditivos químicos, debido al elevado porcentaje del superplastificante y de la nanosílice utilizados, que según la información de los fabricantes, el superplastificante a base de policarboxilatos presenta un porcentaje de sólidos igual a 25 %, mientras que la nanosílice líquida lleva incorporado un porcentaje de sólidos igual a 12 %. Todo ello conduce a un volumen final de agua igual a **189 litros/m³ de hormigón**. Por otro lado, el cemento CEM I 52,5 R presenta superficie específica Blaine igual a 450 m²/kg, mientras que dicho valor sube a 630 m²/kg para el fíller calizo y, el volumen de fibras de acero utilizado es igual a 2,3 %.

Tabla 7.6 – Dosificación del UHPC ajustada experimentalmente

Materiales	Cantidad (kg/m ³), según Klein y Aguado (2010)
Arena sílicea 0-2 mm	953,4
CEM I 52,5 R	762,7
Fíller calizo	213
Agua	127,9
Superplastificante	51,8
Nanosílice	25
Fibras de acero	180
Total	2.314

En estado fresco, la extensión de flujo obtenida en el ensayo de escurrimiento es de 705 mm, como muestra la figura 7.14. En ella puede verse una abertura regular y la homogeneidad del material. El elevado volumen de fibras se nota en pequeños grumos formados, eliminados a través de vibración.

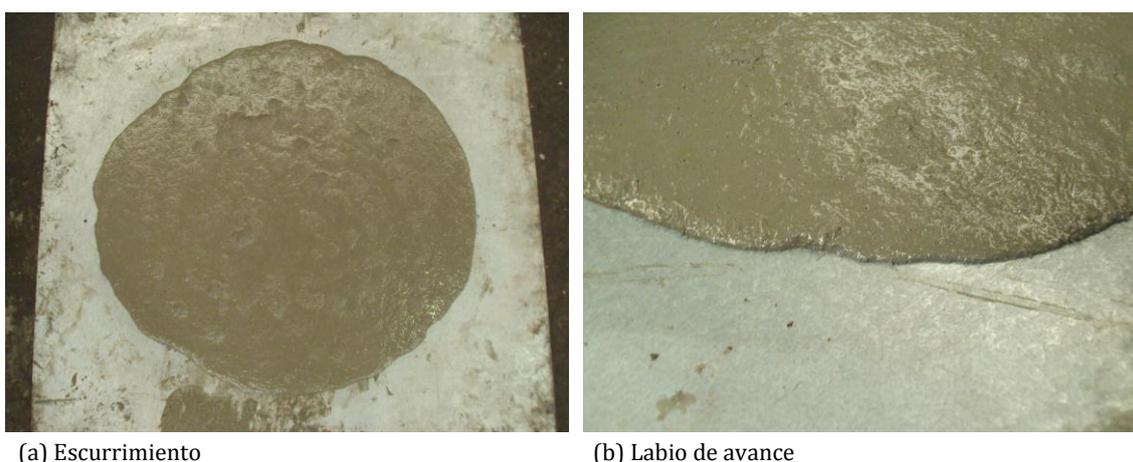


Figura 7.14 – Escurrecimiento del UHPC producido

En estado endurecido, el hormigón presenta una resistencia a compresión igual a 82,9 MPa, a los 28 días, y resistencia a tracción máxima igual a 8,1 MPa, a los 7 días.

Aunque no se ha logrado la resistencia a compresión deseada, ésta está en un orden de magnitud admisible y la combinación de resultados obtenidos ha sido muy satisfactoria. La resistencia a tracción máxima se ha alcanzado en la fase post-fisuración; además, las resistencias residuales son elevadas (igual a 6,8 MPa cuando la abertura de fisura es igual a 2 mm).

7.4.3. Cálculo del volumen de agua

A partir de la dosificación presentada en la tabla 7.6, anteriormente presentada, se calcula el volumen de agua total necesario para la dosificación experimental. La tabla 7.7 presenta los cálculos del volumen de agua absorbido por los áridos y el volumen de agua necesario al mojado de los granos que forman la pasta.

Tabla 7.7 – V_{Abs} y V_{Moj} para el UHPC

Materiales		Absorción		Mojado				
		$A\rho_{0,5}$ (%)	V_{Abs} (l/m ³)	ϕ	$e_{Eq\ Moj}$	K_{Moj}	A_{Sup} (m ²)	V_{Moj} (l/m ³)
Arena silícea 0-2 mm		0,08	0,8	-	-	-	-	-
Pasta	CEM I 52,5 R y Fíller calizo	-	-	0,60	$0,117R_{Eq}$	0,7	576.351	153,0
				0,65	$0,093R_{Eq}$			121,6
				0,70	$0,076R_{Eq}$			99,4

Debido a que la producción se ha realizado en una planta de prefabricados y la puesta en obra se realiza en pocos minutos, se ha elegido el tiempo de 30 minutos para la determinación del coeficiente de absorción de agua por los áridos. La arena silícea 0-2 mm es la misma utilizada en la determinación del modelo de predicción de la absorción propuesto en el capítulo 3. Por eso, se ha utilizado su coeficiente de absorción determinado experimentalmente (ver tabla 3.1). El volumen total de agua absorbida se ha calculado según la ecuación [7.2].

Para el cálculo del volumen de agua de mojado de los componentes granulares de la pasta se ha asumido tres compacidades distintas, iguales a 0,60, 0,65 y 0,70. Ello se basa en el hecho que las compacidades usualmente alcanzadas para mono-dispersiones están entre 0,6 y 0,64 (Castro y Pandolfelli, 2009). Sin embargo, la mezcla estudiada permite concebir que se alcance compacidades superiores, debido al elevado porcentaje de aditivo superplastificante incorporado (superior al 6 %, sobre el peso de cemento) y a la incorporación de la nanosílice líquida. Así pues, la consideración de las tres compacidades permite que se realice un estudio de sensibilidad del volumen de agua calculado, conforme la compacidad de la pasta varía.

A partir de los valores adoptados a la compacidad de la mezcla, se ha determinado el espesor equivalente de agua de mojado según la figura 7.3. El coeficiente K_{Moj} igual a 0,7 se ha adoptado con base en el porcentaje del aditivo superplastificante utilizado. Dicho

valor se refiere al porcentaje igual a 1,0 % (ver tabla 5.13 y en la figura 5.18). Con todo, el porcentaje real utilizado en el UHPC es bastante superior a ese, estando en el límite del uso, de modo que la mayor dispersión justifica el valor adoptado. El volumen de agua de mojado se ha calculado conforme presenta la ecuación [7.3].

La tabla 7.8 presenta los cálculos para la determinación del volumen de agua de fluidificación de la pasta de cemento utilizada. Los valores de V_B y V_P se han determinado con base en la figura 7.4 (a) y (b), respectivamente; mientras que el volumen total de agua necesario para rellenar los poros efectivos se ha obtenido mediante las ecuaciones [7.4] y [7.5].

Tabla 7.8 – V_{Fluid} para el UHPC

Pasta	Volumen de poros efectivos			Distancia entre partículas			
	V_B	V_P	$V_{P(total)}$ (l)/m ³ Pasta	τ_0 (Pa)	$e_{D(min)}$ (m)	$V_{D(min)}$ (l)/m ³ Pasta	V_{Fluid} (l)/m ³ Pasta
CEM I 52,5 R y Fíller calizo	7,001 R _{Eq} ³	1,350 R _{Eq} ³	192,8	10	$2,64 \times 10^{-9}$	1,52	194,4
	6,470 R _{Eq} ³	1,054 R _{Eq} ³	162,9		$2,78 \times 10^{-9}$	1,60	164,5
	5,979 R _{Eq} ³	0,873 R _{Eq} ³	146,0		$2,92 \times 10^{-9}$	1,68	147,7
V_{Fluid} (l/0,52 m ³ Pasta)							100,3
							84,9
							76,2

El volumen de agua que corresponde al espesor formado alrededor de los granos, necesario al distanciamiento de esos en la pasta, así como el propio espesor, se calculan según las ecuaciones [7.6] y [7.7], respectivamente. La constante de Hamaker es igual a $1,6 \times 10^{-20}$ J, para el cemento Portland (Flatt, 2004^a) y el número de coordinación se determina según la figura 2.10, presentada en el capítulo 2. La determinación de la tensión umbral del hormigón fresco se basa en la relación viscosidad-tensión umbral dada en la figura 7.12, lo que conduce a una tensión umbral en el orden de los 10 Pa para escurrimientos en el alrededor de los 700 mm.

Finalmente, el volumen de agua de fluidificación de la pasta se calcula según la ecuación [7.8]. Es importante notar que dicho resultado se refiere a 1 m³ de pasta. Por eso, el volumen de agua de fluidificación se debe corregir, ya que en el UHPC el volumen de pasta es igual a 0,52 m³.

Una vez conocidos los volúmenes de agua referentes a la absorción, mojado y fluidificación de la mezcla, el volumen total de agua se calcula a través de la ecuación [7.1]. El resumen de los resultados obtenidos se presenta en la tabla 7.9, juntamente con el valor obtenido experimentalmente. Asimismo, la figura 7.15 muestra dichos resultados en una gráfica, en que se visualiza la disminución del volumen de agua conforme aumenta la compacidad. En dicha figura 7.15, se verifica que la compacidad real de la pasta estaría en

el entorno de 0,68. Dicho valor es elevado, con todo, es viable si se considera el elevado porcentaje de superplastificante y nanosílice líquida incorporados a la pasta.

Tabla 7.9 – $V_{\text{Agua total}}$ para el UHPC

Volumen	Volumen de agua (l/m ³)			
	Cálculo teórico			Experimental (Klein y Aguado, 2010)
	C = 0,6	C = 0,65	C = 0,7	
Absorción	0,8			-
Mojado	153,0	121,6	99,4	-
Fluidificación	100,3	84,9	76,2	-
Total	254	207	176	189

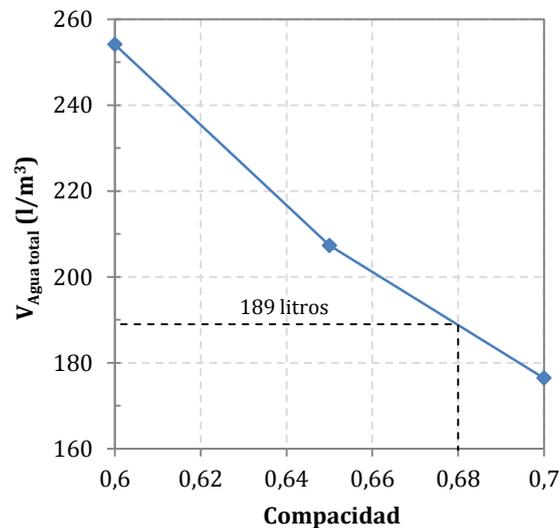


Figura 7.15 – Variación de $V_{\text{Agua total}}$ para el UHPC

7.5. EL CASO DEL HORMIGÓN CON ÁRIDOS RECICLADOS

En ese apartado se contrasta el cálculo del volumen de agua a través del uso de los modelos presentados en los capítulos anteriores con el volumen de agua ajustado experimentalmente para un hormigón autocompactante producido con áridos gruesos reciclados. La dosificación utilizada en la contrastación es resultado de estudios preliminares en el ámbito del proyecto *Newcrete*, desarrollado con la participación del Departamento de Ingeniería de la Construcción de la Universitat Politècnica de Catalunya bajo la dirección del Prof. Antonio Aguado.

El estudio de un hormigón con las características especificadas (autocompactante y producido con áridos gruesos reciclados) se realiza con vistas a minimizar los problemas ambientales que supone el gran volumen de residuos de la construcción y demolición existente actualmente, en un contexto de calidad y garantía técnica del material final

producido. La autocompactación hace viable la puesta en obra en diferentes situaciones y condiciones de contorno. Se resalta que el proyecto prevé también la incorporación de fibras de acero al hormigón, de modo que éste pueda dar respuesta estructural satisfactoria a diferentes tipos de aplicación. Con todo, el hormigón utilizado como ejemplo en la presente Tesis Doctoral no considera la incorporación de las fibras, ya que se refiere a la primera dosificación estudiada en la fase preliminar de investigación.

7.5.1. Dosificación, características y propiedades

La dosificación del hormigón autocompactante con áridos reciclados (mostrados en la figura 7.16), ajustada experimentalmente, se presenta en la tabla 7.10, pudiéndose observar que el volumen de agua es igual a 150 litros/m³ de hormigón, esto es, una relación a/c igual a 0,41.

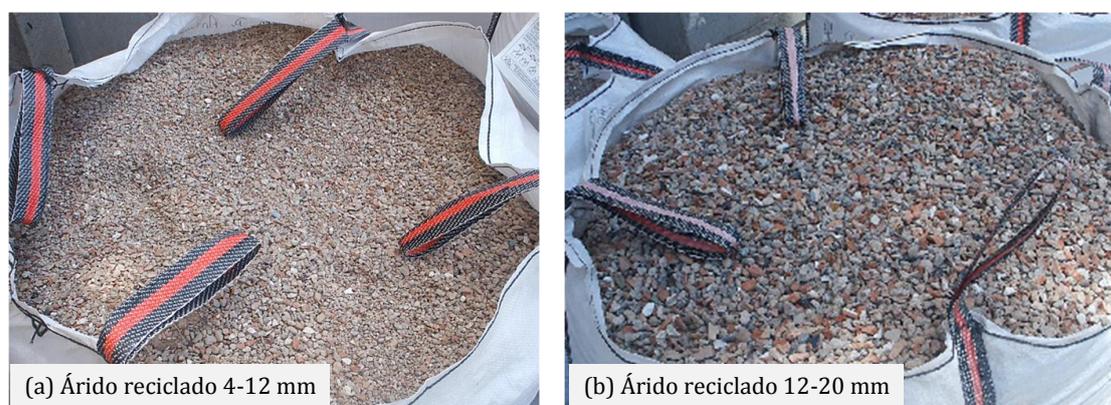


Figura 7.16 – Áridos reciclados

Tabla 7.10 – Dosificación experimental del hormigón con áridos reciclados

Materiales	Cantidad (kg/m ³)
Arena caliza 0-4 mm	1.210
Árido reciclado 4-12 mm	180
Árido reciclado 12-20 mm	360
CEM II A-M 42,5 R	370
Agua	150
Plastificante	3,15
Superplastificante	7,04
Total	2.280

La tabla 7.11 presenta los resultados de la densidad de partícula, densidad aparente y absorción de agua de los áridos reciclados utilizados, calculados según la UNE-EN 1097-6 (2001), los cuales fueron saturados con agua previamente a la producción del hormigón.

Tabla 7.11 – Propiedades de los áridos reciclados

Ensayo	Árido reciclado 4-12 mm	Árido reciclado 12-20 mm
Densidad de partícula (kg/m ³)	2.060	2.190
Densidad aparente (kg/m ³)	2.670	2.610
Absorción de agua (%)	11,06	7,30

El cemento Portland utilizado es un CEM II A-M (V-L) 42,5 R, en que 50 % de las partículas tienen tamaño medio igual a 12,69 μm . La granulometría laser de dicho cemento se presenta en la figura 7.17, juntamente con la de un cemento tipo CEM I 52,5 R (el Cemento A utilizado en el capítulo 5, ver ítem 5.2.1 y figura 5.1 (a)). La razón de esta comparación es que no se conoce el valor de la superficie específica del cemento utilizado en el presente estudio, si bien es ligeramente más grueso que el cemento presentado en el capítulo 5, tal como se puede verificar en la referida figura 7.17, asumiéndose, en consecuencia, que su superficie específica será inferior. La superficie específica Blaine del cemento CEM I 52,5 R (denominado Cemento A, en el capítulo 5) es igual a 450 m²/kg; habiéndose considerado para el CEM II A-M (V-L) 42,5 R un valor de 400 m²/kg, el cual está dentro del rango usual para cementos.

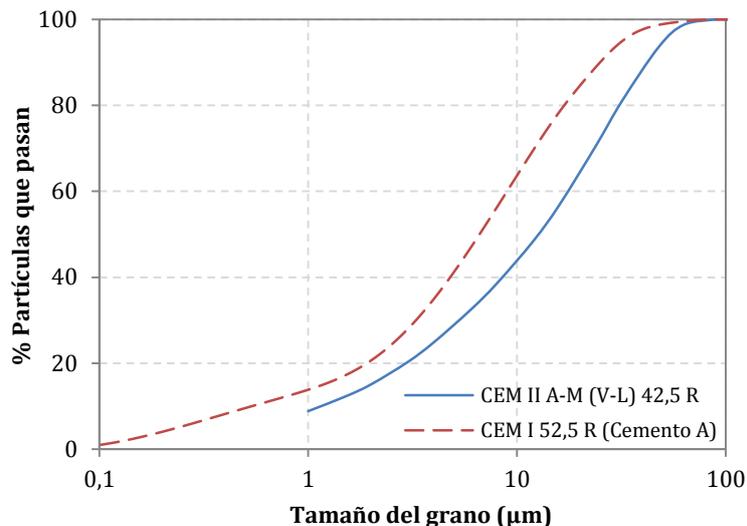


Figura 7.17 – Distribución granulométrica del cemento

Se ha utilizado un aditivo plastificante polifuncional cuya densidad es aproximadamente igual a 1.210 kg/m³ y un aditivo superplastificante a base de policarboxilatos de densidad próxima a 1.035 kg/m³. El tiempo considerado entre la producción y la puesta en obra del hormigón es de aproximadamente 60 minutos.

En estado fresco, se ha obtenido, para el hormigón, un escurrimiento igual a 680 mm y su aspecto puede visualizarse a través de la figura 7.18. La resistencia a compresión media, a los 7 días, es igual a 35 MPa.



Figura 7.18 – Ensayo de escurrimiento del hormigón autocompactante con áridos reciclados

7.5.2. Cálculo del volumen de agua

La tabla 7.12 presenta los cálculos del volumen de agua absorbida por los áridos y el volumen de agua de mojado de los granos que forman la pasta. En este caso, se ha elegido el tiempo igual a 1 hora para la consideración del coeficiente de absorción de agua, ya que éste es el tiempo de puesta en obra aproximado. Debido a que los áridos reciclados se han añadido a la amasadora después de haber sido saturados, el volumen de agua de absorción de dichos áridos no debe considerarse en los cálculos del volumen de agua total. Por esa razón, el volumen de agua de absorción es igual a 9,4 l/m³ (relativo a la arena caliza 0-4 mm). Los coeficientes de absorción de agua indicados en la tabla 7.12 para los áridos reciclados se refieren a las 24 horas y se presentan con carácter orientativo, para que se tenga conocimiento del volumen de agua real en el interior de la mezcla.

Tabla 7.12 – V_{Abs} y V_{Moj} para el hormigón con áridos reciclados

Materiales		Absorción		Mojado				
		$A\rho_1$ * (%)	V_{Abs} (l/m ³)	ϕ	$e_{Eq\ Moj}$	K_{Moj}	A_{Sup} (m ²)	V_{Moj} (l/m ³)
Arena caliza 0-4 mm		0,78	9,4	-	-	-	-	-
Árido reciclado 4-12 mm		11,06	19,9	-	-	-	-	-
Árido reciclado 12-20 mm		7,30	26,3	-	-	-	-	-
Pasta	CEM II A-M (V-L) 42,5 R	-	-	0,55	$0,054R_{Eq}$	0,7	148.000	35,5
				0,60	$0,117R_{Eq}$			76,9
				0,65	$0,093R_{Eq}$			61,1

* Se considera el coeficiente de absorción de agua a las 24 horas para los áridos reciclados

Para el cálculo del volumen de agua de mojado del cemento se consideran tres compacidades distintas (0,55, 0,60 y 0,65), si bien, es probable que la compacidad de la mezcla estudiada no sea superior al 0,60, ya que no se prevé la incorporación adiciones

minerales (que contribuyan al aumento de la compacidad). De cualquier forma, la consideración de las tres compacidades permite que se realice un estudio de sensibilidad del volumen de agua calculado, conforme varía la compacidad de la pasta.

A partir de los valores adoptados a la compacidad de la mezcla, se ha determinado el espesor equivalente de agua de mojado según la figura 7.3. El coeficiente K_{Moj} igual a 0,7 se ha adoptado con base en el porcentaje del aditivo superplastificante utilizado, el cual se refiere al 1,0 % (ver tabla 5.13 y figura 5.18). Con todo, el porcentaje real utilizado en el hormigón estudiado es superior a ese, igual a 1,9 % sobre el peso de cemento, de modo que la mayor dispersión justifica el valor adoptado. El volumen de agua de mojado se ha calculado conforme presenta la ecuación [7.3]. Por otro lado, en la tabla 7.12 se observa que el valor del volumen de agua de mojado aumenta de 35,5 a 76,9 l/m³ cuando la compacidad del conjunto granular pasa de 0,55 a 0,60 y, después de eso, vuelve a bajar hasta 61,1 l/m³ con el incremento de dicha compacidad a 0,65, lo cual responde al salto observado en la curva de $e_{Eq\ Moj}$ (figura 7.3), mostrado en el capítulo 4.

La tabla 7.13 presenta los cálculos para la determinación del volumen de agua de fluidificación de la pasta de cemento utilizada. En ésta, los valores de V_B y V_P se han determinado con base en la figura 7.4 (a) y (b), respectivamente. El volumen total de agua necesario para rellenar los poros efectivos se ha determinado a través de las ecuaciones [7.4] y [7.5]. El volumen de agua que corresponde al espesor formado alrededor de los granos, necesario al distanciamiento de esos en la pasta, así como el propio espesor, se calculan según las ecuaciones [7.6] y [7.7], respectivamente. Como en los casos anteriores, la constante de Hamaker es igual a $1,6 \times 10^{-20}$ J, para el cemento Portland (Flatt, 2004^a) y el número de coordinación se determina según la figura 2.10, presentada en el capítulo 2.

Tabla 7.13 – V_{Fluid} para el hormigón con áridos reciclados

Pasta	Volumen de poros efectivos			Distancia entre partículas			
	V_B	V_P	$V_{P(total)}$ (l)/m ³ Pasta	τ_0 (Pa)	$e_{D(mín)}$ (m)	$V_{D(mín)}$ (l)/m ³ Pasta	V_{Fluid} (l)/m ³ Pasta
CEM II A-M (V-L) 42,5 R	7,576 R_{Eq}^3	2,793 R_{Eq}^3	368,3	20	$1,26 \times 10^{-9}$	0,19	368,5
	7,001 R_{Eq}^3	1,350 R_{Eq}^3	192,8		$1,33 \times 10^{-9}$	0,20	193,0
	6,470 R_{Eq}^3	1,054 R_{Eq}^3	162,9		$1,41 \times 10^{-9}$	0,21	163,1
V_{Fluid} (l/0,28 m ³ Pasta)							102,0
							53,4
							45,2

El valor de la tensión umbral del hormigón igual a 20 Pa se corresponde, de forma aproximada, con un valor de la extensión de flujo de 680 mm (ver figura 7.12). De cualquier manera, ello se justifica tanto por el criterio de adopción basarse en investigación científica, como por el pequeño volumen de agua representado por el cálculo de $V_{D(mín)}$, en que se utiliza el valor de la tensión umbral estimada.

Finalmente, el volumen de agua de fluidificación de la pasta se calcula según la ecuación [7.8], el cual se corrige para referirse al volumen de pasta del hormigón estudiado, igual a 0,28 m³. Una vez conocidos los volúmenes de agua referentes a la absorción, mojado y fluidificación de la mezcla, el volumen total de agua se calcula a través de la ecuación [7.1], presentándose los resultados obtenidos en la tabla 7.14.

Tabla 7.14 – $V_{\text{Agua total}}$ para el hormigón con áridos reciclados

Volumen	Volumen de agua (l/m ³)			
	Cálculo teórico			Cálculo experimental
	C = 0,55	C = 0,60	C = 0,65	
Absorción	9,4			-
Mojado	35,5	76,9	61,1	-
Fluidificación	102,0	53,4	45,2	-
Total	146,9	139,8	115,7	150

La figura 7.19 muestra los volúmenes de agua total calculados en una gráfica, en que se visualiza la disminución de dicho volumen conforme la compacidad aumenta. A través de la figura, se concluye que la compacidad real de la pasta sería ligeramente inferior a 0,55. Ésta es una compacidad baja, pero se justifica debido a la ausencia de cualquier adición mineral al hormigón considerado.

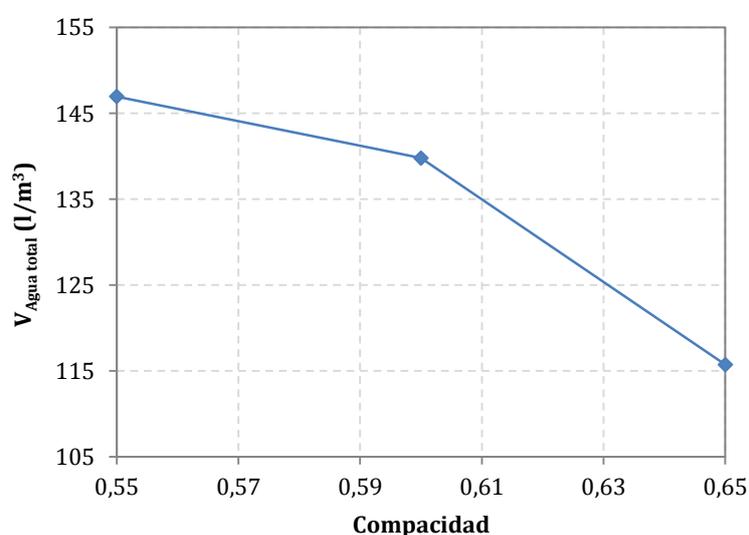


Figura 7.19 – Variación de $V_{\text{Agua total}}$ para el hormigón con áridos reciclados

7.6. CÁLCULO DEL AGUA PARA HORMIGONES CONVENCIONALES

Para la verificación de la aplicabilidad del método de cálculo propuesto a la dosificación de los hormigones convencionales, en este apartado se calcula el volumen de agua de dos hormigones estándares, cuyas resistencias a compresión son iguales a 25 y

30 MPa. El cálculo se ha realizado con base en conjuntos granulares de mezclas reales, producidas industrialmente por parte de PROMSA. Con todo, en aras a verificar la fiabilidad del método, dicho cálculo se ha realizado sin el conocimiento previo del volumen de agua utilizado en la producción.

A continuación se presenta la dosificación y las propiedades (que tienen influencia en el cálculo del volumen de agua según los modelos presentados) de los dos hormigones convencionales. Después de eso, se calcula el volumen de agua a partir de los modelos propuestos y con base en el conjunto granular de dichos hormigones.

7.6.1. Dosificación, características y propiedades

La dosificación de los hormigones convencionales, utilizada en la producción industrial, se presenta en la tabla 7.15. En ésta, se verifica que el volumen de agua es igual a 145 litros/m³ de hormigón, en los dos casos. Ello resulta en una relación a/c igual a 0,56, en el caso de hormigón de resistencia a compresión igual a 25 MPa; y 0,47, cuando dicha resistencia es igual a 30 MPa. Se resalta que sólo se ha conocido el valor del volumen de agua utilizado después de los cálculos a través del método propuesto. Los coeficientes de absorción de agua de los áridos a las 24 horas, dados por el fabricante, son iguales a 0,90, 0,74 y 0,68 % para los áridos calizos 0-4, 4-10 y 10-20 mm, respectivamente.

Tabla 7.15 – Dosificación industrial de los hormigones convencionales

Materiales	Cantidades (kg/m ³)	
	f _c = 25 MPa	f _c = 30 MPa
Arena caliza 0-4 mm	935	914
Árido calizo 4-10 mm	224	219
Árido calizo 10-20 mm	770	753
CEM II A-L 42,5 R	260	310
Agua	145	145
Plastificante	1,82	2,17
Superplastificante	1,56	1,86
Total	2.337	2.346

El cemento Portland utilizado es del tipo CEM II A-L 42,5 R, cuya superficie específica Blaine es igual a 390 m²/kg, según información del fabricante. Se ha utilizado un aditivo plastificante polifuncional y un aditivo superplastificante a base de policarboxilatos. Se ha considerado el tiempo entre la producción y la puesta en obra del hormigón igual a aproximadamente 60 minutos.

Es importante resaltar que el porcentaje de aire ocluido estimado para esos hormigones se encuentra entre el 3,5 y 4,0 % y que la consistencia es la de un hormigón convencional, medida mediante el cono de Abrams.

7.6.2. Cálculo del volumen de agua

A partir de la dosificación presentada en la tabla 7.15, se calcula el volumen de agua necesario a la absorción, mojado y fluidificación de la mezcla, teniendo como base el conjunto granular indicado en la dosificación industrial. La tabla 7.16 presenta los cálculos del volumen de agua absorbido por los áridos y el volumen de agua necesario al mojado de los granos que forman la pasta.

Tabla 7.16 – V_{Abs} y V_{Moj} para los hormigones convencionales

Materiales		Absorción		Mojado				
		$A\rho_1$ (%)	V_{Abs} (l/m ³)	ϕ	$e_{Eq\ Moj}$	K_{Moj}	A_{Sup} (m ²)	V_{Moj} (l/m ³)
$f_c = 25$ MPa	Arena caliza 0-4 mm	0,75	7,0	-	-	-	-	-
	Árido calizo 4-10 mm	0,70	1,6	-	-	-	-	-
	Árido calizo 10-20 mm	0,65	5,0	-	-	-	-	-
	Total	-	13,6	-	-	-	-	-
Pasta	CEM II A-L 42,5 R	-	-	0,55	0,054R _{Eq}	1,0	101.400	27,2
		-	-	0,60	0,117R _{Eq}			59,3
		-	-	0,65	0,093R _{Eq}			47,2
$f_c = 30$ MPa	Arena caliza 0-4 mm	0,75	6,9	-	-	-	-	-
	Árido calizo 4-10 mm	0,70	1,5	-	-	-	-	-
	Árido calizo 10-20 mm	0,65	4,9	-	-	-	-	-
	Total	-	13,3	-	-	-	-	-
Pasta	CEM II A-L 42,5 R	-	-	0,55	0,054R _{Eq}	1,0	120.900	32,5
		-	-	0,60	0,117R _{Eq}			70,7
		-	-	0,65	0,093R _{Eq}			56,2

Conforme se verifica en la tabla 7.16, se calcula el coeficiente de absorción de agua relativo al tiempo de 1 hora, ya que éste es el tiempo de puesta en obra considerado. Los resultados se presentan en la figura 7.20, la cual muestra la curva de absorción de agua de los áridos calizos en función del tiempo. Los coeficientes de absorción de agua referentes al tiempo de 1 hora son iguales a 0,75, 0,70 y 0,65 % para los áridos calizos 0-4, 4-10 y 10-20 mm, respectivamente.

Para el cálculo del volumen de agua de mojado del cemento se ha asumido tres compacidades distintas, iguales a 0,55, 0,60 y 0,65. Con todo, es probable que la compacidad de la mezcla estudiada no sea superior al 0,60, ya que no se prevé la incorporación de adiciones minerales (que contribuyan al aumento de la compacidad). La consideración de las tres compacidades permite que se realice un estudio de sensibilidad del volumen de agua calculado, conforme varía la compacidad de la pasta.

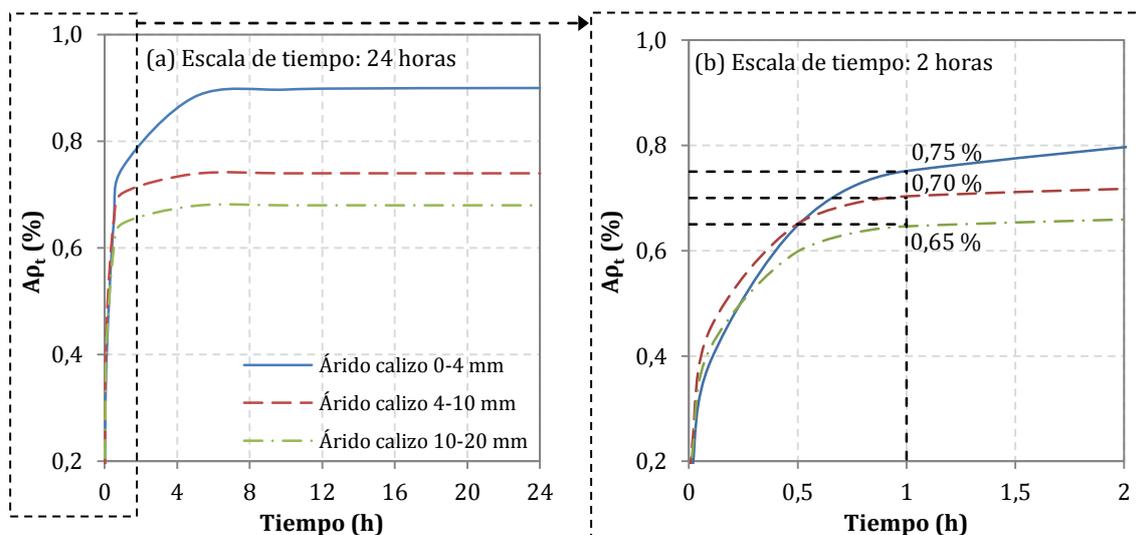


Figura 7.20 – Curva de absorción de agua de los áridos calizos en función del tiempo

A partir de los valores adoptados a la compacidad de la mezcla, se ha determinado el espesor equivalente de agua de mojado según la figura 7.3, con el seguido cálculo del volumen de agua de mojado conforme la ecuación [7.3]. Se considera el coeficiente K_{Moj} igual a 1,0, ya que ambos porcentajes de los aditivos plastificante y superplastificante se encuentran entre el 0,5 y 1,0 % sobre el peso de cemento.

Por medio de la tabla 7.16 se observa que, como el caso del hormigón con áridos reciclados, el volumen de agua de mojado aumenta cuando la compacidad aumenta de 0,55 a 0,60, y baja cuando dicha compacidad pasa a 0,65. Ello se debe al salto en la curva de $e_{Eq\ Moj}$ (figura 7.3). Dicho comportamiento se observa para ambos hormigones de resistencia a compresión igual a 25 y 30 MPa.

La tabla 7.17 presenta los cálculos para la determinación del volumen de agua de fluidificación de la pasta de cemento utilizada. En ésta, los valores de V_B y V_P se han determinado con base en la figura 7.4 (a) y (b), respectivamente. Luego, el volumen total de agua necesario para rellenar los poros efectivos se ha determinado a través de las ecuaciones [7.4] y [7.5]. El volumen de agua que corresponde al espesor formado alrededor de los granos, necesario al distanciamiento de esos en la pasta, así como el propio espesor, se calculan según las ecuaciones [7.6] y [7.7], respectivamente. La constante de Hamaker es igual a $1,6 \times 10^{-20}$ J, para el cemento Portland (Flatt, 2004^a) y el número de coordinación se determina según la figura 2.10, presentada en el capítulo 2.

Asimismo, se ha calculado el volumen de agua de fluidificación de la pasta según la ecuación [7.8], corregido para referirse al volumen de pasta en los hormigones (0,27 y 0,29 m^3 para los hormigones de resistencia a compresión igual a 25 y 30 MPa, respectivamente). Considerando que no se trata de un hormigón autocompactante, se ha adoptado la tensión umbral orientativa de 100 Pa.

Tabla 7.17 – V_{Fluid} para los hormigones convencionales

Pasta		Volumen de poros efectivos			Distancia entre partículas			
		V_B	V_P	$V_{P(total)}$ (l/m ³ Pasta)	τ_0 (Pa)	$e_{D(min)}$ (m)	$V_{D(min)}$ (l/m ³ Pasta)	V_{Fluid} (l/m ³ Pasta)
$f_c = 25$ MPa	CEM II	7,576 R _{Eq} ³	2,793 R _{Eq} ³	368,7	100	$6,34 \times 10^{-10}$	0,06	368,7
	A-L	7,001 R _{Eq} ³	1,350 R _{Eq} ³	192,8		$6,72 \times 10^{-10}$	0,07	192,9
	42,5 R	6,470 R _{Eq} ³	1,054 R _{Eq} ³	162,9		$7,08 \times 10^{-10}$	0,07	163,0
								99,6
	V_{Fluid} (l/0,27 m ³ Pasta)							52,1
								44,0
$f_c = 30$ MPa	CEM II	7,576 R _{Eq} ³	2,793 R _{Eq} ³	368,7	100	$6,34 \times 10^{-10}$	0,08	368,7
	A-L	7,001 R _{Eq} ³	1,350 R _{Eq} ³	192,8		$6,72 \times 10^{-10}$	0,08	192,9
	42,5 R	6,470 R _{Eq} ³	1,054 R _{Eq} ³	162,9		$7,08 \times 10^{-10}$	0,09	163,0
								106,9
	V_{Fluid} (l/0,29 m ³ Pasta)							55,9
								47,3

Es interesante observar que los volúmenes totales de poros efectivos son iguales para ambos hormigones, lo que responde a la adopción de los mismos valores de compacidad para el análisis en ambos casos. Asimismo, el consumo de cemento diferenciado entre las dos mezclas (ver tabla 7.15) influye muy poco en el volumen de agua necesario para distanciar las partículas. Así, las diferencias observadas en el resultado final del volumen de agua de fluidificación son consecuencia directa de los diferentes volúmenes de pasta que componen los hormigones convencionales evaluados. Los volúmenes totales de agua, calculados a través de la ecuación [7.1], se presentan en la tabla 7.18.

Tabla 7.18 – $V_{Agua total}$ para los hormigones convencionales

Volumen		Volumen de agua (l/m ³)			
		Cálculo teórico			Cálculo experimental
		C = 0,55	C = 0,60	C = 0,65	
$f_c = 25$ MPa	Absorción	13,6			-
	Mojado	27,2	59,3	47,2	-
	Fluidificación	99,6	52,1	44,0	-
	Total	140,4	125,0	104,7	145
$f_c = 30$ MPa	Absorción	13,3			-
	Mojado	32,5	70,7	56,2	-
	Fluidificación	106,9	55,9	47,3	-
	Total	152,7	140,0	116,8	145

La figura 7.21 representa gráficamente los volúmenes de agua total calculados, en que se visualiza la disminución de dicho volumen conforme aumenta la compacidad. A través de la figura, se verifica que la compacidad real de la pasta sería inferior a 0,55 en el caso del hormigón de resistencia 25 MPa, mientras que dicho valor subiría a 0,58 para el hormigón de resistencia 30 MPa. Dichas compacidades son bajas, especialmente la primera; de cualquier manera, se justifica por tratarse de hormigones convencionales, en que no se utiliza adición mineral.

Asimismo, es importante notar la importancia que juega la compacidad en la determinación del volumen de agua, lo que indica que dicho factor es fundamental en el cálculo por el método considerado. Ello demuestra la necesidad de establecer un método efectivo, sea numérico o experimental, para la determinación de dicha compacidad.

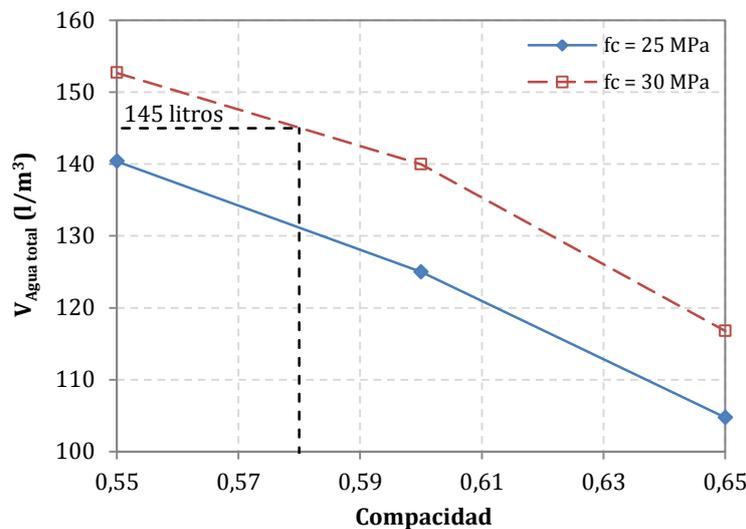


Figura 7.21 – Variación de $V_{Agua\ total}$ para los hormigones convencionales

Por último, se observa que el volumen de agua necesario a la producción del hormigón de resistencia 30 MPa es superior al de resistencia 25 MPa, para la misma compacidad. Ello responde a que la cantidad de cemento es superior en el primer caso (ver tabla 7.15), lo que corresponde a un área superficial total mayor y, consecuentemente, un mayor volumen de agua calculado a través del espesor equivalente de agua de mojado. De cualquier forma, es importante observar que aunque el volumen de agua total sea superior, la relación a/c es inferior en el caso del hormigón de resistencia más elevada.

Por ejemplo, para la compacidad 0,60, el volumen de agua total calculado por el método propuesto es igual a 125 y 140 l/m³ para los hormigones de resistencia 25 y 30 MPa, respectivamente. Sin embargo, la consideración de la cantidad de cemento utilizada en cada mezcla resulta en relaciones a/c iguales a 0,48 cuando la resistencia a compresión es igual a 25 MPa y 0,45 para la resistencia de 30 MPa; lo que demuestra la fiabilidad del método no sólo en acotar el volumen de agua total, sino que también en percibir la influencia de la relación a/c en la resistencia.

Por otra parte, si se mantiene el volumen de agua total fijo, se observa a través de la figura 7.21 que el hormigón de resistencia 30 MPa presenta una compacidad superior al hormigón de resistencia 25 MPa, lo que es natural ya que su contenido de cemento es más elevado.

7.7. DOSIFICACIÓN DE UN HORMIGÓN POROSO

En ese apartado se va presentar los resultados de una experiencia realizada, en que se ha utilizado el modelo geométrico espacial desarrollado en el capítulo 4 para el diseño de un hormigón poroso. Se ha partido del principio de que de la misma manera que el agua es el líquido responsable por mojar las partículas componentes de las pastas de cemento, esa misma pasta se puede considerar el fluido que envuelve los granos de los áridos componentes de los morteros y hormigones. De ese modo, en lugar de calcular el espesor equivalente de agua de mojado, se calcula el espesor equivalente de pasta necesario para envolver completamente los granos de los áridos.

Las hipótesis de partida adoptadas y el procedimiento de cálculo son los mismos desarrollados en el capítulo 4 (ver ítem 4.2 y 4.3); con la diferencia que en lugar del conjunto granular formado por las partículas de cemento y adiciones minerales, se considera el conjunto granular formado por la arena, cuyos granos son envueltos por las pasta de cemento, y no por el agua.

Esta parte de la contrastación se enmarca en un proyecto de investigación con el acrónimo HoPo, sobre hormigones porosos, liderado por Cementos Portland Valderribas, con la participación de técnicos del Departamento de Ingeniería de la Construcción de la Universitat Politècnica de Catalunya.

7.7.1. Prueba experimental

Materiales:

En la producción del mortero, se ha utilizado una arena silíceo 2-4 mm, cuya granulometría se presenta en la figura 7.22 y la compacidad es igual a 0,61.

El área superficial de los granos se calcula con base en la curva granulométrica, según recomendado por Stewart (1951). El área superficial y el peso de los granos de tamaño i se calculan a través de las ecuaciones [7.9] y [7.10], respectivamente. Luego, aislando el número de partículas (N_i) en la ecuación [7.10] y sustituyendo en la ecuación [7.9] es posible calcular el área superficial de los granos de cada tamaño considerado, cuyo sumatorio representa el área superficial total, conforme indica la ecuación [7.11].

$$A_{Sup\ i} = 4\pi R_i^2 N_i \quad [7.9]$$

$$P_i = \frac{4}{3} \pi R_i^3 N_i \gamma \quad [7.10]$$

$$A_{Sup} = \sum A_{Sup i} = \sum \frac{3P_i}{R_i \gamma} \quad [7.11]$$

donde: A_{Sup} : área superficial total de los granos (m^2)
 $A_{Sup i}$: área superficial total de los granos de tamaño i (m^2)
 P_i : peso de los granos de tamaño i (kg)
 R_i : radio de las partículas de tamaño i (m)
 N_i : número de partículas de tamaño i (-)
 γ : peso específico del material (kg/m^3)

El cociente entre el área superficial y el peso total del material resulta en la superficie específica, igual a $0,893 \text{ m}^2/\text{kg}$ para la arena sílicea 2-4 mm. Asimismo, para formar la pasta, se ha utilizado un cemento Portland tipo CEM I 52,5 R.

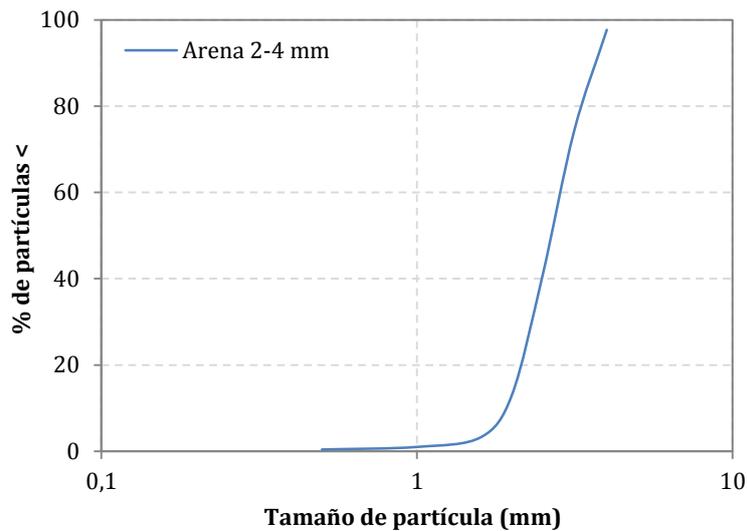


Figura 7.22 – Distribución granulométrica de la arena sílicea 2-4 mm

Dosificación:

Como se busca producir un material con bajo contenido de finos, se considera que los áridos están compactados y el volumen de pasta es el necesario para envolver los granos en ésta condición. Así, el contenido de árido ($C_{S \text{ Árido}}$) es el producto entre la densidad del material (ρ) y la compacidad (C), tal como demuestra la ecuación [7.12].

$$C_{S \text{ Árido}} = \rho C = 2.600 \cdot 0,61 = 1.586 \text{ kg/m}^3 \quad [7.12]$$

La determinación del volumen de pasta se basa en el modelo geométrico espacial. De ese modo, se utiliza la gráfica referente a la figura 7.3 para determinar el espesor de pasta que envuelve los granos, el cual es igual a $0,111R$ para la compacidad de 0,61. El radio medio de los granos de arena, calculado con base en su distribución granulométrica, es igual a 1,36 mm; lo que conlleva a un espesor equivalente de pasta igual a 0,23 mm alrededor de los granos de arena. Así pues, el volumen de pasta es el producto entre el contenido de árido ($C_S \text{ Árido}$), la superficie específica de éstos ($SE_{\text{Árido}}$) y el espesor equivalente de pasta ($e_{\text{Eq Pasta}}$), tal como muestra la ecuación [7.13].

$$V_{\text{Pasta}} = C_S \text{ Árido} \cdot SE_{\text{Árido}} \cdot e_{\text{Eq Pasta}} = 1.586 \cdot 0,893 \cdot 0,23 (10^{-3}) = 0,32 \quad [7.13]$$

La relación a/c adoptada para la pasta es de 0,30 (equivalente a 0,945, en volumen), lo que se basa en la búsqueda de una pasta de cemento de consistencia moderada. Ello responde a que la pasta de cemento es más pesada que el agua, de modo que presenta una mayor tendencia en decantar y, por eso, no debe ser muy fluida.

Por último, se determinan los contenidos de agua y cemento en la pasta. Los cálculos se harán inicialmente en volumen, a través de la resolución del sistema representado por las ecuaciones [7.14] y [7.15]. Después de ello, se multiplica los valores encontrados por la densidad de los materiales correspondientes.

$$\left(\frac{a}{c}\right)_{\text{Volumen}} = 0,945 \quad [7.14]$$

$$a + c = V_{\text{Pasta}} = 0,32 \quad [7.15]$$

Así pues, la tabla 7.19 presenta la dosificación del mortero poroso, calculada con base en el modelo geométrico espacial.

Tabla 7.19 – Dosificación del mortero poroso

Materiales	Cantidad (kg/m ³)
Arena 2-4 mm	1.586
CEM I 52,5 R	521
Agua	156

Producción:

La producción del mortero ha seguido el orden descrito en la tabla 7.20. Con posterioridad, se han moldeado probetas prismáticas de (40 x 40 x 160) mm para determinación de las características y propiedades del material en el estado endurecido.

Tabla 7.20 – Orden de amasado del mortero poroso

Materiales	Tiempo de mezcla (s)	Velocidad (rpm)
Cemento + Arena	30	63
Agua	60	63
	60	125

La caracterización del material todavía no está completa, y los resultados correspondientes se publicarán brevemente en el contexto del citado proyecto HoPo. Con todo, ya se puede sacar conclusiones respecto a la distribución homogénea de la pasta alrededor de los granos, tal como se visualiza en la figura 7.23. A través de ésta, se observa que dicha pasta de cemento recubre la totalidad del área superficial de los granos de arena, con la formación de pequeños poros entre los granos vecinos.



Figura 7.23 – Probeta prismática de mortero poroso (a) y corte de la probeta (b)

7.8. CONCLUSIONES

Con base en las contrastaciones realizadas, se obtienen las siguientes conclusiones principales:

- El método de cálculo del volumen total de agua (absorción, mojado y fluidificación) es bastante sencillo y eficiente cuando el objetivo es acotar el valor de dicho volumen de agua. Las gráficas y ecuaciones propuestas se basan en el comportamiento físico de los granos que componen los conjuntos granulares, así como en las interacciones físico-químicas entre el agua y las partículas sólidas;
- La aplicación de los modelos propuestos en el cálculo del volumen de agua necesario a la producción de tres hormigones especiales distintos (hormigón ligero autocompactante con fibras, hormigón de ultra-alta resistencia con fibras y hormigón con áridos reciclados) y dos hormigones convencionales (de resistencia a compresión igual a 25 y 30 MPa) ha presentado resultados bastante

satisfactorios. El volumen de agua calculado a partir del método propuesto se aproxima de los volúmenes reales, determinados experimentalmente;

- Las diferencias observadas entre los valores teóricos y experimentales son resultado de un conjunto de factores, entre los cuales se puede citar: la no consideración del volumen de aire incorporado en el desarrollo de las ecuaciones utilizadas, la utilización del aditivo cohesionante (el cual modifica la viscosidad del agua) en el caso del HLACF, o la falta de un estudio para cuantificar el efecto de las fibras en la compacidad de los conjuntos granulares;
- El modelo geométrico espacial se ha demostrado efectivo en la dosificación de un hormigón poroso con bajo contenido de finos, en que se considera la pasta de cemento el fluido que envuelve los granos de los áridos. Aunque todavía se está en fase de caracterización del material producido, se puede observar la distribución homogénea de la pasta alrededor de los granos, que recubre la totalidad del área superficial de éstos, con la formación de poros entre los granos vecinos.

8. CONCLUSIONES

8.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se presentan las principales conclusiones del estudio realizado en esta Tesis Doctoral, las cuales se dividen en conclusiones generales y conclusiones específicas. Las conclusiones generales (apartado 8.2) responden al objetivo principal presentado en el Capítulo 1, que ha guiado el desarrollo del presente estudio. Dicho objetivo consiste en la modelización de las funciones físicas del agua en las mezclas de cemento Portland, buscando acotar el volumen de agua necesario al desarrollo de dichas funciones, tanto en fresco como en endurecido, y teniendo presente las diferentes formas de producción y puesta en obra.

Las conclusiones específicas, presentadas en el apartado 8.3, siguen la secuencia lógica de los trabajos realizados y obedecen a distintos aspectos concretos referentes al cálculo y resultados obtenidos durante el análisis del volumen de agua absorbido por los áridos, así como del volumen necesario al mojado y a la fluidificación de los conjuntos granulares que componen las pastas de cemento.

Por último, para la ampliación en el conocimiento de los aspectos involucrados en las funciones físicas del agua, en el apartado 8.4 se presentan algunas sugerencias para investigaciones y estudios teóricos y experimentales futuros.

8.2. CONCLUSIONES GENERALES

Se entiende que el gran avance logrado con la presente tesis doctoral es el desarrollo de un método de cálculo capaz de acotar el volumen de agua necesario al cumplimiento de las tres funciones físicas del agua en las mezclas de cemento Portland: la absorción de esta por los áridos, el mojado y la fluidificación de los conjuntos granulares que componen las pastas de cemento. Se considera que dicho volumen de agua es el volumen total necesario en la producción.

Los resultados de la contrastación del volumen de agua calculado a partir del método desarrollado con el volumen de agua determinado experimentalmente, para tres hormigones especiales distintos (hormigón ligero autocompactante con fibras, hormigón de ultra-alta resistencia reforzado con fibras de acero y hormigón con áridos reciclados) y dos hormigones convencionales (de resistencias a compresión igual a 25 y 30 MPa), demuestran que dicho método es lo suficientemente sensible para tener en cuenta los diferentes condicionantes de producción, puesta en obra y requerimientos técnicos de las mezclas de distintos y variados tipos de hormigón, así como bastante sencillo en su aplicación.

Aunque los volúmenes de agua calculados a partir del método presentado no son exactamente iguales a los volúmenes experimentales, éstos son bastante próximos y los resultados son bastante satisfactorios. En el caso del hormigón ligero autocompactante con fibras, en el cual se conocía la compacidad de la pasta de cemento utilizada, el volumen calculado por el modelo ha sido 5 litros superior al volumen real determinado en laboratorio y 7 litros inferior al volumen real utilizado industrialmente.

En el caso de los demás hormigones, en que no se conocía el valor de la compacidad de la pasta de cemento utilizada, los estudios de sensibilidad para dicha compacidad indican resultados que están de acuerdo con los tipos de hormigones estudiados. Es decir, en el caso del hormigón de ultra-alta resistencia reforzado con fibras de acero el volumen de agua referente a la compacidad 0,68 es igual a 189 litros, siendo éste el volumen de agua experimental, determinado a nivel industrial. Ello es coherente con lo que se esperaría de un hormigón de ultra-alta resistencia, ya que éstos deben presentar compacidades elevadas del conjunto granular para que puedan alcanzar valores de resistencia elevados.

En contrapartida, en el caso del hormigón con áridos reciclados y de los hormigones convencionales, las compacidades indicadas por el volumen de agua calculado, el cual coincide con el volumen experimental, son más bajas como consecuencia de la necesidad de alcanzar resistencias mecánicas más bajas. Ello demuestra que el éxito en la utilización del método depende de la estimación coherente de la compacidad de las pastas de cemento utilizadas en la producción del hormigón. Dicha compacidad se puede determinar experimentalmente, según el método utilizado en el presente estudio y propuesto por Wong y Kwan (2008^a).

Asimismo, la estimación coherente de la compacidad permite acotar el volumen de agua para diferentes tipos de hormigones y las pequeñas diferencias observadas entre los valores teóricos y experimentales pueden deberse a un conjunto de factores, entre los cuales se puede citar la no consideración de:

- el volumen de aire incorporado en el desarrollo de las ecuaciones utilizadas por el método propuesto;
- el efecto de algunos materiales que pueden estar presente en las mezclas, como por ejemplo ciertos tipos de aditivos químicos o fibras.

Por último, la adecuación del modelo geométrico espacial en el caso de hormigones porosos permite abrir una vía al considerar la pasta de cemento como el fluido que rodea los áridos.

8.3. CONCLUSIONES ESPECÍFICAS

En este apartado se presentan las conclusiones específicas de los estudios realizados, referentes a las funciones físicas del agua en las mezclas de cemento Portland.

8.3.1. La absorción de agua por los áridos

- A través de la literatura técnico-científica, se verifica que los métodos de ensayos comúnmente utilizados en la determinación del coeficiente de absorción de agua por los áridos presentan diferentes problemas relacionados a su ejecución, los cuales pueden estar asociados a: la subjetividad inherente al logro de la condición SSS, el elevado tiempo necesario para la realización de los ensayos, inadecuación del tiempo de 24 horas (considerado por muchos métodos de ensayo en la determinación del coeficiente de absorción) a las condiciones de exposición de los áridos al fenómeno de la absorción en las mezclas, ineficiencia de los procesos de remojó utilizados o limitación de los métodos a ciertos tipos de áridos;
- Los valores del coeficiente de absorción de agua correspondientes a los áridos gruesos suelen ser menores que los correspondientes a las arenas, lo que está asociado a la mayor superficie específica de éstas, haciendo que el agua esté en contacto con un mayor área superficial de los granos. En el caso de los áridos ligeros, cuanto más baja es la densidad, mayor es la porosidad y consecuentemente la absorción de agua;
- El aumento del coeficiente de absorción de agua por los áridos en función del tiempo presenta una tendencia logarítmica. Dicho comportamiento logarítmico se puede describir a través de un modelo matemático según el tipo de árido considerado. Los áridos convencionales tienen su comportamiento descrito por la

ecuación [3.2], mientras que para los áridos ligeros se utiliza la ecuación [3.3] (ambas presentadas en el capítulo 3). Dichas ecuaciones son dependientes del valor presentado por el coeficiente de absorción a las 24 horas (determinado experimentalmente) y del parámetro k , que está asociado a la granulometría de los áridos;

- La diferencia existente entre las ecuaciones [3.2] y [3.3] se centra en el valor del exponente del término $\left(\frac{t}{Q}\right)$, el cual pasa de 0,5 en la primera ecuación a 0,2 en la segunda. La disminución de dicho valor ha sido necesaria para que el comportamiento de absorción de agua de los áridos ligeros, los cuales presentan elevada porosidad y tardan más tiempo en alcanzar la saturación que los áridos convencionales, fuera bien representado. Ello presenta indicios de que dicho exponente puede estar relacionado con la velocidad de absorción de agua por los áridos;
- El modelo propuesto en el presente estudio se ajusta bien a la previsión del coeficiente de absorción de agua en función del tiempo para diferentes tipos de áridos convencionales y ligeros, en el intervalo que va desde 0 hasta 24 horas. Los errores producidos por ocasión de la verificación de dicho modelo con resultados de la literatura técnico-científica son pequeños, lo que hace con que el citado modelo sea una herramienta útil en la previsión de la absorción, pudiendo ser utilizado en la dosificación del agua en los morteros y hormigones, a diferentes tiempos entre 0 y 24 horas.

8.3.2. El mojado de las partículas en un conjunto granular

- La compacidad de los conjuntos granulares, cuyas características se han definido en el capítulo 4 (ver ítem 4.2), influye en el valor del espesor equivalente de agua de mojado y, consecuentemente, en el volumen de agua necesario para mojar las partículas componentes de dichos conjuntos. Dicha conclusión se fundamenta en el desarrollo de un modelo matemático basado en el planteamiento geométrico tridimensional presentado en el citado capítulo 4;
- Para un mismo valor de compacidad del conjunto granular se puede obtener diferentes espesores equivalentes de agua de mojado, como consecuencia de las diferentes configuraciones y distribuciones posibles de los poros efectivos (aire) en el interior del volumen base (volumen total del conjunto). Se ha elegido trabajar con el valor mínimo de dicho espesor de agua, lo que se justifica en el sentido de no sobrepasarse en el volumen de agua dosificado durante el diseño y es consistente al tratarse de granos finos, ya que las fuerzas entre partículas conllevan a la formación de aglomerados de baja compacidad (los cuales, por su parte, producen los espesores de agua de mojado mínimos);

- Al analizar la variación del espesor equivalente de agua de mojado mínimo, se observa que, inicialmente ($0,524 \leq C \leq 0,528$), dicho espesor disminuye conforme la compacidad aumenta y, con posterioridad ($0,528 < C \leq 0,581$), se mantiene aproximadamente constante hasta que se produce el salto en la gráfica (ver figura 4.29). Ello es consecuencia del cambio en la configuración de los poros efectivos en los conjuntos granulares, lo que resulta en un brusco aumento del espesor de agua. A continuación de eso se produce nuevamente la disminución del espesor de agua conforme la compacidad de los conjuntos aumenta ($0,581 < C \leq 0,749$);
- Se verifica cierta diferencia entre los valores del espesor equivalente de agua de mojado obtenidos a partir del modelo propuesto y experimentalmente (según la campaña experimental descrita en el capítulo 5). Dichas diferencias resultan de que las condiciones ideales adoptadas en el desarrollo del modelo no se verifican en la práctica. Es decir, la condición de dispersión de las partículas en mezclas es, en la realidad, variable y depende del porcentaje de aditivo superplastificante incorporado, mientras que en el desarrollo del modelo se ha considerado una estructura granular empaquetada periódicamente, en que no se formaban aglomerados. Asimismo, las partículas del cemento y de las adiciones minerales no son perfectamente esféricas y presentan tamaños variados, diferentemente del considerado por el modelo. Las diferencias observadas se cuantifican por medio de coeficientes de ajuste (ver tabla 5.13 y figura 5.18);
- Con respecto al ángulo de contacto, todos los materiales granulares estudiados (a través de la primera campaña experimental descrita en el capítulo 5) son comúnmente utilizados en la producción de pastas, morteros y hormigones. Éstos presentan una buena mojabilidad por el agua, ya que los ángulos de contacto iniciales entre dichos materiales y el agua están en el rango hidrófilo, inferior los 30° ;
- Si bien los ángulos de contacto iniciales de los materiales granulares son superiores a cero, dichos valores disminuyen rápidamente con el tiempo, alcanzando el valor nulo en el intervalo de 60 segundos; excepto el humo de sílice que presenta un ángulo de contacto en ese instante ligeramente superior a cero ($7,1^\circ$);
- La hipótesis adoptada en el desarrollo del modelo geométrico espacial (desarrollado en el capítulo 4), de que el ángulo de contacto formado en la interface creada entre las superficies del agua y de los granos es igual a cero, es válida. Ello pues se considera que al momento de dosificar, es factible que se utilice el ángulo de contacto referente al tiempo de mezcla, que es en la gran mayoría de los casos superior a 1 minuto;
- El tratamiento de la arena silíceo 0-1 mm con el aditivo químico diclorodimetilsilano (DCDMS) ha modificado el valor del ángulo de contacto inicial

entre dicha arena y el agua desde cero hasta $87,7^\circ$, lo que demuestra la efectividad del agente químico para obtener un material hidrófobo;

- El mortero producido con la arena silíceo 0-1 mm tratada con el DCDMS presenta una consistencia más fluida en estado fresco que el mortero con la arena en su condición natural, a igualdad de volumen de agua utilizado. Ello es probablemente consecuencia del aumento en el volumen de agua libre en la mezcla, debido tanto a la disminución en el número de moléculas de agua adsorbidas en la superficie de la arena hidrófoba, como a la reducción en el volumen de agua absorbida por dicha arena. Debido a que el volumen de agua relacionado a esos dos fenómenos es pequeño, otra posible explicación se centra en la dispersión de los granos del cemento causado por las partículas de la arena tratada. Dicha explicación puede considerarse relevante pues el oxígeno del PDMS interactúa con los grupos polares en la superficie de las partículas a través de fuerzas electrostáticas;
- El uso de la arena hidrófoba no modifica la mojabilidad de la superficie del mortero endurecido, ya que la superficie del mortero está compuesta principalmente por la pasta de cemento, estando la arena en el interior de la probeta.

8.3.3. El distanciamiento de las partículas y la fluidez de las mezclas

- La modelización del volumen de agua destinado a fluidificar las pastas de cemento Portland se divide en dos partes: la determinación del volumen necesario al relleno de los poros efectivos (aire) presentes en el conjunto granular compacto y la determinación del volumen necesario al distanciamiento de las partículas;
- La adopción de condiciones de contorno ideales (partículas esféricas y del mismo tamaño) en los cálculos del volumen necesario al relleno de los poros efectivos (presentados en el capítulo 4) genera cierto error al compararse los valores calculados a partir del modelo con los resultados experimentales obtenidos. Sin embargo, las correcciones del espesor de agua de mojado realizadas en el capítulo 5 hacen con que dichos errores sean pequeños (inferiores a los 10 %) cuando el volumen de agua de fluidificación es pequeño y el volumen total se aproxima al volumen de mojado. Al aumentar el contenido de agua en la mezcla, los errores también aumentan;
- Se propone un modelo para el cálculo de la distancia entre las partículas en un conjunto granular disperso, el cual lleva en cuenta la tensión umbral deseada, la disposición espacial de las partículas en la mezcla, el volumen de sólidos y la relación de fuerzas entre las partículas componentes. Los cálculos de la tensión umbral a partir de dicho modelo se aproximan de los resultados obtenidos a través del modelo propuesto por Kapur *et al.* (1997), en que la diferencia entre esos es igual a 23 %. Por otra parte, las diferencias entre los resultados calculados a partir

de ambos modelos con respecto al propuesto por Flatt y Bowen (2007) son más significativas. La consideración de un mayor número de parámetros en este último puede conducir a que este represente bien el fenómeno real. Sin embargo, la complejidad de las ecuaciones dificultan su uso, de modo que para la determinación del volumen de agua la utilización de un modelo más sencillo puede justificarse, en vistas al pequeño volumen de trabajo que representa;

- Se atribuye el origen de los errores verificados, entre los volúmenes de agua de fluidificación teórico y experimental, al cálculo del espesor de agua necesario para rellenar los poros efectivos en el interior del conjunto granular compacto porque dicho valor presenta un orden de magnitud tres veces superior al espesor correspondiente al volumen de agua necesario para distanciar las partículas. Dichos errores se cuantifican a través de coeficientes de ajuste (ver figura 6.16).

8.4. FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

El trabajo desarrollado en esta Tesis Doctoral y los resultados obtenidos presentan un importante avance en el entendimiento de los fenómenos físicos presentes en las mezclas de cemento Portland y colaboran al desarrollo de nuevos materiales; sin embargo, existen ciertos aspectos que podrían ser profundizados en el futuro. A continuación se presentan las posibles líneas de investigación derivadas del presente trabajo:

- En el campo de la absorción de agua por los áridos, se verifica la necesidad del desarrollo de nuevos métodos de ensayo para la determinación del coeficiente de absorción de agua. Ello responde a los diversos problemas asociados a los métodos existentes, citados por diversos investigadores en la literatura técnico-científica. Asimismo, dado los buenos resultados alcanzados con el modelo matemático propuesto, para la previsión del valor del coeficiente de absorción de agua en función del tiempo; un estudio profundizado de la relación existente entre los parámetros asociados a la ecuación matemática propuesta y las características de los áridos ayudaría en el refinamiento de dicho modelo de previsión de la absorción;
- En lo que concierne al volumen de agua de mojado del conjunto granular, se reconoce la importancia de ampliar el modelo geométrico espacial propuesto con objeto de considerar la influencia de la distribución granulométrica de las partículas y sus variadas formas en la predicción de la compacidad del conjunto granular y del volumen de agua de mojado asociado a este. La extensión del modelo a sistemas de empaquetamiento aleatorios contribuiría a la aproximación de las condiciones de contorno adoptadas en la modelización con la realidad de las mezclas;

- Debido a la importancia de la compacidad de las partículas finas, compuestas por el cemento y las adiciones minerales, en la demanda de agua; se verifica la necesidad del mayor número de estudios de dicho fenómeno, que culminen en el desarrollo de métodos de ensayo y modelos de previsión de la compacidad de dichos conjuntos granulares;
- Las interacciones físico-químicas entre el agua y los diversos materiales componentes de las mezclas afectan la demanda de agua, con consecuente influencia en las propiedades del material producido, tanto en estado fresco como en estado endurecido. Por ello, se resalta la necesidad de estudios que busquen cuantificar dichas interacciones entre materiales, sea a través de la determinación del ángulo de contacto en la interface sólido-líquido-vapor o de la energía superficial libre de los diversos materiales granulares que componen las mezclas. Además de ello, se destaca la importancia de estudiar la influencia de los aditivos químicos, mezclados con el agua, en las interacciones físico-químicas correspondientes;
- La experiencia positiva de utilizar el modelo geométrico espacial en el diseño de mezclas de un hormigón poroso (en que la pasta de cemento es el fluido que recubre los granos de los áridos), muestra la posibilidad de extender el uso del método de cálculo del volumen de agua de mojado y fluidificación de las pastas de cemento a la dosificación de morteros y hormigones en que el fluido es dicha pasta. Así, se recomienda la profundización de estudios en el sentido de ampliar la aplicación de dicho método de cálculo.

BIBLIOGRAFÍA

ACI – American Concrete Institute. Standard practice for selecting proportions for normal, heavyweight, and mass concrete (ACI 211.1-91), reapproved in 2002. ACI Committee 211 (2002).

Adamson, A.W. Physical chemistry of surfaces. 5th ed. John Wiley & Sons (1990).

AENOR – Asociación Española de Normalización y Certificación. UNE EN 1097-6 Tests for mechanical and physical properties of aggregates – Part 6: Determination of particle density and water absorption (2001).

Aguado, A., Masó, D., Klein, N.S. Hormigón autocompactante ligero con fibras estructurales para rehabilitación de forjados de edificios. Patente de Invención. Oficina Española de Patentes y Marcas (2011) Número de publicación: ES 2 360 327. Número de publicación internacional: WO 2011/061383. Fecha de publicación internacional: 26/05/2011. Solicitante: Universitat Politècnica de Catalunya - Barcelona Tech.

Aïtcin, P. C. The durability characteristics of high performance concrete: a review. *Cement and Concrete Composites* 25 (2003) 409–420.

Alhozaimy, A. M. Effect of absorption of limestone aggregates on strength and slump loss of concrete. *Cement and Concrete Composites* 31 (2009) 470-473.

ANEFHOP, Asociación nacional española de fabricantes de hormigón preparado. Noticia del formigó – Recopilació d'apunts històrics en el 25 aniversari d'ANEFHOP-Catalunya 1981-2006. ANEFHOP-Catalunya (2006).

Apicella, J. Pelli, C. & Associates (2012) – Encyclopaedia Britannica. Dirección electrónica: <http://www.britannica.com/media/full/23747>. Acceso en: 31/08/2012.

Arredondo, F. Dosificación de hormigones. Manuales y normas del Instituto Eduardo Torroja de la construcción y del cemento. 5ª ed. Madrid: Instituto Eduardo Torroja (1977).

ASTM – American Society for Testing and Materials. ASTM C 127-07 Standard test method for density, relative density (specific gravity), and absorption of coarse aggregate (2007).

____. ASTM C 128-07 Standard test method for density, relative density (specific gravity), and absorption of fine aggregate (2007).

____. ASTM D 4318-10. Standard test methods for liquid limit, plastic limit and plasticity index of soils (2010).

Bachmann, J. Horton, R. Van der Ploeg, R. R. Woche, S. Modified sessile drop method for assessing initial soil-water contact angle of sandy soil. *Soil Science Society of America Journal* 64 (2000^a) 564-567.

Bachmann, J. Ellies, A. Hartge, K. H. Development and application of a new sessile drop contact angle method to assess soil water repellency. *Journal of Hydrology* 231-232 (2000^b) 66-75.

Bachmann, J. Woche, S. Goebel, M. O. Kirkham, M. B. Horton, R. Extended methodology for determining wetting properties of porous media. *Water Resources Research* 39, 1353 (2003) 1-14.

Bairagi, N. K. Ravande, K. Pareek, V. K. Behaviour of concrete with different proportions of natural and recycled aggregates. *Resources, Conservation and Recycling* 9 (1993) 109-126.

Banfill, P. F. G. Rheological methods for assessing the flow properties of mortar and related materials. *Construction and Building Materials* 8, 1 (1994) 43-50.

Bentz, D. P. Aïtcin, P. C. The hidden meaning of water-cement ratio. *Concrete International* 30, 5 (2008) 51-54.

Brouwers, H. J. H. The work of Powers and Brownyard revisited: Part 1. *Cement and Concrete Research* 34 (2004) 1697-1716.

Brouwers, H. J. H. The work of Powers and Brownyard revisited: Part 2. *Cement and Concrete Research* 35 (2005) 1922–1936.

Calamina, J. R. La construcció en l'arquitectura de Barcelona a finals del segle XVIII. Tesis doctoral. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya (1996).

Casademunt, A. P. Anàlisi del sistema constructiu a base de murs de carrega, utilitzats en la formació de l'Eixample de Barcelona. Tesis doctoral. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya (1999).

Castro, A. L. Pandolfelli, V. C. Revisão: Conceitos de dispersão e empacotamento de partículas para a produção de concretos especiais aplicados na construção civil. *Cerâmica* 55 (2009) 18-32.

Castro, J. Keiser, L. Golias, M. Weiss, J. Absorption and desorption properties of fine lightweight aggregate for application to internally cured concrete mixtures. *Cement and Concrete Composites* 33 (2011) 1001–1008.

Claisse, P. A. Lorimer, P. A. Omari, M. Workability of cement pastes. *ACI Materials Journal* 98, 6 (2001) 476-482.

ConTec Ltd. The BML viscometer, the viscometer 4 – Operating manual (2000).

Courard, L. Michel, F. Martin, M. The evaluation of the surface free energy of liquids and solids in concrete technology. *Construction and Building Materials* 25 (2011) 260-266.

Courard, L. Evaluation of thermodynamic properties of concrete substrates and cement slurries modified with admixtures. *Materials and Structures* 35 (2002) 149-155.

Coutinho, A. S. Fabrico e propriedades do Betão. V. 1. Lisboa: Laboratório Nacional de Engenharia Civil – LNEC (1973).

DataPhysics Instruments, SCA20 Version 4.1.15 Build 1022, GmbH, Filderstadt (2002).

De Larrard, F. Concrete mixture proportioning: a scientific approach. London: E & FN Spon (1999).

DIN – Deutsches Institut für Normung. DIN ISO 10390 (2005-12). Soil quality – Determination of pH (2005).

Drehlich, J. Static contact angles for liquids at heterogeneous rigid solid surfaces. *Polish Journal of Chemistry* 71 (1997) 525-549.

- Fadeev, A. Kazakevich, Y. V. Covalently attached monolayers of oligo(dimethylsiloxane)s on silica: a siloxane chemistry approach for surface modification. *Langmuir* 18 (2002) 2665-2672.
- Flatt, R. J. Dispersion forces in cement suspensions. *Cement and Concrete Research* 34 (2004^a) 399-408.
- Flatt, R. J. Towards a prediction of superplasticized concrete rheology. *Materials and Structures* 37 (2004^b) 289-300.
- Flatt, R. J. Bowen, P. Electrostatic repulsion between particles in cement suspensions: Domain of validity of linearized Poisson–Boltzmann equation for nonideal electrolytes. *Cement and Concrete Research* 33 (2003) 781–791.
- Flatt, R. J. Bowen, P. Yodel: A yield stress model for suspensions. *Journal of the American Ceramic Society* 89, 4 (2006) 1244-1256.
- Flatt, R. J. Bowen, P. Yield stress of multimodal powder suspensions: An extension of the Yodel (Yield stress mODEL). *Journal of the American Ceramic Society* 90, 4 (2007) 1038-1044.
- Fennis, S. A. A. M. Measuring water demand or packing density of micro powders: comparison of methods. Delft University of Technology Institutional Repository (2008).
- Fennis, S. A. A. M. Design of ecological concrete by particle packing optimization. Tesis doctoral. Delft: Delft University of Technology (2011).
- Ferraris, C. F. Obla, K. H. Hill, R. The influence of mineral admixtures on the rheology of cement paste and concrete. *Cement and Concrete Research* 31, 2 (2001) 245-255.
- Fung, W. W. S. Kwan, A. K. H. Role of water film thickness in rheology of CSF mortar. *Cement and Concrete Composites* 32 (2010) 255-264.
- Gea Jódar, P. M. Mojado en condiciones de no-equilibrio sobre superficies reales. Tesis doctoral. Granada: Universidad de Granada (2006).
- Ghafoori, N. Bucholc, J. Investigation of lignite-based bottom ash for structural concrete. *Journal of Materials in Civil Engineering* 8, 3 (1996) 128-137.
- Gündüz, L. The effects of pumice aggregate/cement ratios on the low-strength concrete properties. *Construction and Building Materials* 22 (2008) 721–728.

Haist, M. Müller, H. S. Optimization of the pumpability of self-compacting lightweight concrete. *In: Proceedings of the 2nd North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete*, Chicago, EE.UU. (2005).

Helene, P. Andrade, T. Concreto de cimento Portland. *In: Materiais de construção civil e princípios de ciência e engenharia de materiais*, cap. 27, edição Geraldo C. Isaia. São Paulo: Ibracon (2007).

Helene, P. Contribuição ao estabelecimento de parâmetros para dosagem e controle dos concretos de cimento Portland. Tesis doctoral. São Paulo: Universidade de São Paulo (1987).

Helene, P. Terzian, P. Manual de dosagem e controle do concreto. São Paulo: Pini (1992).

Idorn, G. Concrete progress: from antiquity to third millennium. London: Thomas Telford (1997).

IEAC – Instituto Español del Cemento y sus Aplicaciones (2012). Dirección electrónica: http://www.ieca.es/reportaje.asp?id_rep=5#. Acceso en: 31/08/2012.

Itaipu (2012). Dirección electrónica: <http://www.itaipu.gov.br/energia-capa>. Acceso en: 31/08/2012.

Iwata, H. Homma, T. Distribution of coordination numbers in random packing of homogeneous spheres. *Powder Technology* 10, 79 (1974).

Kapur, P. C. Scales, P. J. Boger, D. V. Healy, T. W. Yield stress of suspensions loaded with size distributed particles. *AIChE Journal* 43, 5 (1997) 1171-1179.

Kasemchaisiri, R. Tangtermsirikul, S. A method to determine water retainability of porous fine aggregate for design and quality control of fresh concrete. *Construction and Building Materials* 21 (2007) 1322-1334.

Ke, Y. Beaucour, A. L. Ortola, S. Dumontet, H. Cabrillac, R. Influence of volume fraction and characteristics of lightweight aggregates on the mechanical properties of concrete. *Construction and Building Materials* 23 (2009) 2821-2828.

Klein, N. S. Aguado, A. Masó, D. Concretos auto-adensáveis leves com fibras para reabilitação de edifícios. *In: Actas del 3º Congreso de Patología y Rehabilitación de Edificios*, Porto, Portugal (2009) 167-172.

Klein, N. S. Aguado, A. Concreto de ultra-alto desempenho com fibras para produção de painéis pré-fabricados. *In: Anais do 52º Congresso Brasileiro do Concreto*, Fortaleza, Brasil (2010) 1-13.

Klein, N. S. Aguado, A. Masó, D. Aplicação industrial de concreto leve auto-adensável com fibras. *In: Anais do 2º Congresso Ibérico sobre betão auto-compactável*, Guimarães, Portugal (2010) 1-10.

Klein, N. S. De La Fuente, A. Aguado, A. Masó, D. Hormigón ligero autocompactante con fibras para rehabilitación de forjados. *Materiales de Construcción* 61, 302 (2011) 239-256.

Kwan, A. K. H. Fung, W. W. S. Wong, H. H. C. Water film thickness, flowability and rheology of cement-sand mortar. *Advances in Cement Research* 22, 1 (2010) 3-14.

Labrador, E. (2011). Dirección electrónica: <http://www.history.com/news/is-romes-pantheon-a-giant-sundial>. Acceso en: 31/08/2012.

Liu, X. Chia, K. S. Zhang, M. H. Water absorption, permeability, and resistance to chloride-ion penetration of lightweight aggregate concrete. *Construction and Building Materials* 25 (2011) 335-343.

Madandoust, R. Ranjbar, M. M. Mousavi, S. Y. An investigation on the fresh properties of self-compacted lightweight concrete containing expanded polystyrene. *Construction and Building Materials* 25 (2011) 3721-3731.

Marquardt, I. Ein Mischungskonzept für selbstverdichtenden Beton auf der Basis der Volumenkenngößen und Wasseransprüche der Ausgangsstoffe. Tesis doctoral. Rostock: Universität Rostock (2002).

Martin, M. Étude de la texture de la surface coffrée des parements verticaux en béton. Tesis doctoral. Canadá: Université Laval y Francia: Université de Cergy-Pontoise (2007).

Masó, D. Klein, N. S. Aguado, A. Agulló, L. Hormigones para rehabilitación de forjados. *In: Actas del X Congreso Latinoamericano de Patología*, Valparaíso, Chile (2009) 1-12.

Mehta, P. K. Monteiro, P. J. M. Concrete: microstructure, properties and materials. 3rd ed. McGraw Hill (2006).

Midorokawa, T. Pelova, G. I. Walraven, J. C. Application of "The Water Layer Model" to self-compacting mortar with different size distributions of fine aggregate. *Heron* 54, 2/3 (2009) 73-99.

Millau Viaduct (2012). Dirección electronic: http://www.leviaducdemillau.com/en_index.php#/phototheque. Acceso en: 31/08/2012.

Miller, K. T. Melant, R. M. Zukoski, C. F. Comparison of the compressive yield response of aggregated suspensions: pressure filtration, centrifugation, and osmotic consolidation. *Journal of the American Ceramic Society* 79, 10 (1996) 2545-2556.

Mills-Beale, J. You, Z. Williams, R. C. Dai, Q. Determining the specific gravities of coarse aggregates utilizing vacuum saturation approach. *Construction and Building Materials* 23 (2009) 1316-1322.

Mitchell, J. K. Soga, K. Fundamentals of soil behavior. 3rd ed. John Wiley & Sons (2005).

Miyake, J. I. Matsushita, H. Evaluation method for consistencies of mortars with various mixture proportions. *Journal of Advanced Concrete Technology* 5, 1 (2007) 87-97.

Molins, C. Aguado, A. Saludes, S. Double Punch Test to control the tensile properties of FRC (Barcelona test). *Materials and Structures* 42, 4 (2009) 415-425.

Mossot, J. (2004). Dirección electrónica:
<http://en.structurae.de/photos/index.cfm?id=22384>. Acceso en: 31/08/2012.

Neville, A. M. Properties of concrete. 4th ed. Harlow: Longman (1995).

Okamura, H. Ouchi, M. Self-compacting concrete. *Journal of Advanced Concrete Technology* 1, 1 (2003) 5-15.

Ortiz, J. A. Estudio experimental sobre la influencia de la temperatura ambiental en la resistencia del hormigón preparado. Tesis doctoral. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya (2005).

Pfeiffer, J. Weis, J. Silicone - Multitalente aus Sand. Eigenschaften und Anwendungen. *CLB Chemie in Labor und Biotechnik* 53 (2002) 128-135.

Puente Alcántara (2012). Dirección electrónica:
<http://www.puentealcantara.es/fotos/foto24.html>. Acceso en: 31/08/2012.

Puntke, W. Wasseranspruch von feinen Kornhaufwerken. *Beton* 52, 5 (2002) 242-248.

Ramírez-Flores, J. C. Bachmann, J. Marmur, A. Direct determination of contact angles of model soils in comparison with wettability characterization by capillary rise. *Journal of Hydrology* 382 (2010) 10-19.

Romer, J. The Great Pyramid: Ancient Egypt Revisited. Cambridge: Cambridge University Press (2007).

Roussel, N. Lemaître, A. Flatt, R. J. Coussot, P. Steady state flow of cement suspensions: a micromechanical state of the art. *Cement and Concrete Research* 40 (2010) 77-84.

Scandiuizzi, L. Andriolo, F. R. Concreto e seus materiais: propriedades e ensaios. São Paulo: Pini (1986).

Science Daily (2008). Dirección electrónica:
<http://www.sciencedaily.com/releases/2008/03/080328104302.htm> Acceso en 31/08/2012.

Stewart, D. A. The design and placing of high quality concrete. London: E. & F. N. Spon Limited (1951).

Suzuki, M. Makino, K. Yamada, M. Iinoya, K. A study on the coordination number in a system of randomly packed, uniform-sized spherical particles. *International Journal of Chemical Engineering* 21, 482 (1981).

Tam, V. W. Y. Gao, X. F. Tam, C. M. Chan, C. H. New approach in measuring water absorption of recycled aggregates. *Construction and Building Materials* 22 (2008) 364-369.

Tanaka, I. Koishi, M. Shinohara, K. Evaluation of the wettability of spherical cement particle surfaces using penetration rate method. *Cement and Concrete Research* 32 (2002) 1161-1168.

Tanaka, I. Suzuki, N. Ono, Y. Koishi, M. Fluidity of spherical cement and mechanism for creating high fluidity. *Cement and Concrete Research* 28 (1998) 63-74.

Tanaka, I. Suzuki, N. Ono, Y. Koishi, M. A comparison of the fluidity of spherical cement with that of broad cement and a study of the properties of fresh concrete using spherical cement. *Cement and Concrete Research* 29 (1999) 553-560.

Tasdemir, M. A. Atahan, H. N. Gokalp, I. Yerlikaya, M. Comparison of workability and mechanical properties of normal and lightweight SCCS with and without steel fibers. *In: Proceedings of the 3rd North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete*, Chicago. EE.UU. (2008).

Taylor, H. F. W. Cement chemistry. London: Academic Press (1990).

Tegguer, A. D. Determining the water absorption of recycled aggregates utilizing hydrostatic weighing approach. *Construction and Building Materials* 27 (2012) 112-116.

Toutou, Z. Roussel, N. Multi scale experimental study of concrete rheology: from water scale to gravel scale. *Materials and Structures* 39, 2 (2006) 189-199.

Valls, R. Disseny, caracterització i aplicació d'un formigó de molt altes prestacions reforçat amb fibres per a un plafó prefabricat. Tesina de especialidad. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya (2009).

Wallevik, O. H. Wallevik, J. E. Rheology as a tool in concrete science: The use of rheographs and workability boxes. *Cement and Concrete Research* 41 (2011) 1279–1288.

Walraven, J. On the way to design recommendations for UHPFRC. *In: Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete UHPC, Kassel, Alemania* (2008) 45-56.

Washburn, E. W. The dynamics of capillary flow. *The Physical Review* XVII, 3, Second Series (1921).

Wong, H. S. Buenfeld, N. R. Determining the water–cement ratio, cement content, water content and degree of hydration of hardened cement paste: method development and validation on paste samples. *Cement and Concrete Research* 39 (2009) 957–965.

Wong, H. H. C. Kwan, A. K. H. Packing density of cementitious materials: part 1 – measurement using a wet packing method. *Materials and Structures* 41 (2008^a) 689–701.

Wong, H. H. C. Kwan, A. K. H. Rheology of cement paste: role of excess water to solid surface area ratio. *Journal of Materials in Civil Engineering* 20, 2 (2008^b) 189-197.

Xu, Y. Chung, D. D. L. Improving the workability and strength of silica fume concrete by using silane-treated silica fume. *Cement and Concrete Research* 29 (1999) 451-453.

Yamine, J. Chaouche, M. Guerin, M. Moranville, M. Roussel, N. From ordinary rheology concrete to self-compacting concrete: a transition between frictional and hydrodynamic interactions. *Cement and Concrete Research* 38 (2008) 890-896.

Yu, A. B. Bridgwater, J. Burbidge, A. On the modeling of the packing of fine particles. *Powder Technology* 92, 3 (1997) 185-194.

Zhou, Z. Solomon, M. J. Scales, P. J. Boger, D. V. The yield stress of concentrated flocculated suspensions of size distributed particles. *Journal of Rheology* 43, 3 (1999) 651-671.

ANEJO 1

LIGHTWEIGHT SELF-COMPACTING CONCRETE REINFORCED WITH FIBRES FOR SLAB REHABILITATION

Materiales de Construcción - V 61, 302, 239-256 (2011) - doi: 10.3989/mc.2011.55509

ABSTRACT

The slabs of some buildings in Barcelona are formed by unidirectional beams, with a ceramic arch in between, which are filled with broken pottery or construction waste. These structures often present problems such as displacement of the tiles arranged over it due to the lack of stiffness of the filling material. This supposes a risk to the user and could also cause durability problems. In order to rehabilitate it, a lightweight self-compacting concrete reinforced with fibres (HLACF, from Spanish *hormigón ligero autocompactante con fibras*) has been designed to be used as a filling material, improving the stiffness of the structure.

This paper presents a structural analysis of a standard case and the results of an experimental campaign. The concrete showed a density of 1665 kg/m³, a slump flow of 605 mm and a compressive strength of 22.3 MPa, at 28 days. These results are in agreement with the requirements, overcoming common lightweight concrete segregation problems.

Keywords: viscosity modifier admixture, lightweight concrete, self-compacting concrete, fibres, rehabilitation

A1.1 INTRODUCTION

The buildings in the area which expanded from the citadel of Barcelona were designed by Ildelfons Cerdà. The common structural solution adopted for the slabs of these buildings consists of unidirectional beams, with a ceramic arch in between, as shown in Figure 1. A filling material is placed between the arch and the upper floor, which is often formed by broken pottery or construction waste (1, 2). The basic function of the filling material is to provide flatness at the upper side of the slab and to guarantee a monolithic structure, even though reinforcement is commonly not present over the beams.



Figure 1 – Typical bottom view of the slabs studied.

In this configuration, when a load is placed over a beam, the transversal distribution of the load is deficient. This is a consequence of the low transversal stiffness, which creates movement and detachment of the tiles arranged over the slab. Therefore, the durability of the structure is compromised because it facilitates the entrance of aggressive agents from the cleaning products. In addition, the movement of the tiles provokes imperfections on the floor that could lead to injury of the user, especially of elderly people, who may have disabilities of movement or vision.

With the passing of time or the changing of the function of the buildings, rehabilitation is required. For the situation presented in this paper, several factors should be observed, such as: the necessity of producing monolithic structures, maintaining the structure weight or adapting the casting of the filling material to urban reality, bearing in mind the reduction of time of public highway occupation.

To address these conditions, it is proper to think about a lightweight self-compacting concrete reinforced with fibres (HLACF, from Spanish *hormigón ligero autocompactante con fibras*). The lightweight feature meets the need of maintaining the structure weight and even allows increasing the thickness of some elements. The selfcompactability facilitates the construction process and reduces the time of casting, and fibres provide stiffness and better mechanical characteristics. The rehabilitation solution consists of removing the supra-structure that does not develop any mechanical function (tiles and filling material), while maintaining the ceramic arch and the beams. Subsequently, the filling with HLACF would be carried out. After that, the restitution of the tiles would take place.

The production of the HLACF is considered a challenge because the contrasting properties are inherent to the configuration proposed. A clear example of that is the use of lightweight aggregates, which could promote segregation with their floatation on a self-compacting mortar. Although the technical literature makes ample references to some types of SCC, like lightweight SCC or SCC with fibres, and it also contains information on the potential problems (3), there are scarce references when it comes to the proposed material. Experimentation with lightweight self-compacting concrete with steel fibres has been developed (4), but the mechanical results are insufficient when contrasted to the performance required in the present situation.

The first purpose of this paper is to determine the order of magnitude of the mechanical characteristics required by the HLACF at a sectional level. And the second one is to demonstrate the viability of this concrete from an experimental point of view. In forthcoming papers, the industrial viability will be analysed since it has already been verified.

To address these matters, a structural analysis for a standard structure is firstly developed with the objective of defining the basic requirements. Later, the results obtained in the concrete experimental campaign will be presented and analysed. The aim of the strategy is to offer an integrated vision of the engineering problems. This is important in order to solve them satisfactorily and increase the industrial acceptance of the results. The HLACF presented in this paper has been patented and licensed by the PROMSA Company (5).

A1.2 STRUCTURAL VERIFICATION

A1.2.1 Structural scheme and applied loads

For this initial calculation, the structure dimensions that were adopted were slightly higher than the real ones, as the main purpose was only to determine the order of magnitude of the concrete requirements. For this, a rectangular slab of 5 x 10 metres is considered, in which the direction of the beams is parallel to the short side of the slab, and the distance between each beam is of 1 metre, as shown in Figure 2. To verify the limit states, 4 sections were chosen (indicated with the letter S). The numbers indicate the height of the section in cm.

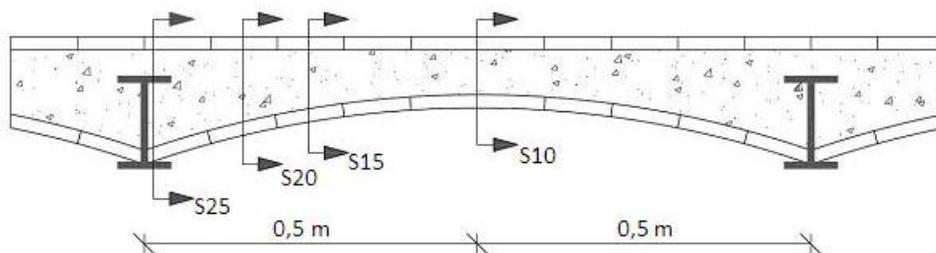


Figure 2 – Sections taken as representatives of the arch behaviour.

With the purpose of calculating the internal forces, it has been considered that the slab is simply supported in the four perimeter edges. This configuration leads to the highest bending moments in the centre of the slab and also to the maximum displacements. This numerical treatment of the boundary conditions is important to determine the orders of magnitude. But it is also reasonably realistic as these slabs do not present continuity and there is no reinforcement between the slab and the structural wall that might guarantee the connection or stiffness. On the other hand, the steel beams were considered embedded in the lateral wall.

The resistant section considered is only the HLACF, which—in the absence of bar reinforcement—behaves in the same way in the presence of bending forces of both positive and negative sign. It is important to highlight that the transversal section is formed in the bottom side with the ceramic arch and in the top with the tiles (floor), so that the strength is slightly higher. However, this possible increase is not taken into account for a couple of reasons: due to the difficulty to model this situation and because its contact and irregular position may lead to think that all these elements don't work in a monolithic way.

To verify the limit states, the actions and combinations proposed by the SE-AE Acciones en la Edificación (6) have been taken as valid. More specifically, it has been considered that the buildings belong to the residential category type (A), subcategory A2. Therefore, considering the suggestions proposed in this code, the uniform load q_p is 3 kN/m² and the concentrated overload q_c is 2 kN/m². These actions are properly combined, together with the weight of the structure and the supra-structure in order to obtain the internal forces used to design the concrete reinforcement.

A1.2.2 Materials and analysis method

The analysis carried out is supported by the experimental campaign presented later. During this campaign both steel and synthetic structural fibres were used. However, for the structural analysis initially made, only synthetic fibres were considered because they generally present a tensile residual strength smaller than that of the steel fibres. In this numerical study, Strux 90/40 fibres were considered since contrasting results were available (7). The compressive strength considered was 25 MPa and the specific weight was 18 kN/m³.

The modelling of the compressive and the tensile behaviour of HLACF is simulated using a curve considering the softening behaviour of concrete in compression (8) and the constitutive law suggested by the TDF-162 Committee (9), respectively. In Table 1 the parameter values of stress and strain (σ_i and ϵ_i , respectively) used for the definition of the constitutive curve of HLACF in tension are presented (7). The relative values and the fibres content of 2.28 and 4.55 kg/m³ are real, while the other fibre contents were linearly extrapolated. As a first approximation, this approach is valid and justified for moderated

amounts of steel fibres (10). These values have been considered valid for representing the behaviour of concrete at sectional level.

Table 1 – Parameter values of the constitutive equation (σ_i and ε_i are stress and strain, respectively).

Fibres (kg/m ³)	f_{ck} (MPa)	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	σ_3 (MPa)	ε_1 (mm/m)	ε_2 (mm/m)	ε_3 (mm/m)
2,28	25	2,75	0,50	0,31	0,0859	0,186	25,000
4,55	25	2,75	0,69	0,49	0,0859	0,186	25,000
5,5	25	2,75	0,77	0,56	0,0859	0,186	25,000
6,5	25	2,75	0,85	0,63	0,0859	0,186	25,000
7,5	25	2,75	0,94	0,71	0,0859	0,186	25,000

The design strategy adopted for the reinforcement was initiated with the calculation of the unfavourable internal forces under the combinations derived from the hypothesis of loads, and considering the linearity of the structural response. In order to do this, the software SAP2000 v.11.0 non-linear version was used to model the slab through 2D elements; and the metallic beams, through beam elements.

With the internal forces values obtained from previous analyses, the model Análisis Evolutivo de Secciones (AES) (11, 12) is used to simulate the behavior of the 4 control sections. When the global behavior of these sections is known, an iteration is carried out with several fibre contents until all the design bending moments are compatible with the dimensions and the reinforcement of the control sections.

A1.2.3 Results and discussion

Structural level:

Through the structural analysis using the finite elements method (FEM), it is verified that the structure presents a predominant unidirectional behaviour. It is demonstrated that the bending moments M_{yy} are negligible in practically the whole central zone of the slab, as shown in Figure 3. Indeed, the bending moments are concentrated on the area of contact between beam and concrete for reasons of compatibility of movement and local effects. At the same time, at this area, the concrete presents a higher height. For this reason, its strength response is also higher. Thus, it is verified that the predominant behaviour is unidirectional in the direction x, as shown in Figure 4. Therefore, the structural analysis will be carried out considering this direction.

The design bending moments (M_d) from the sections considered as representative (see Figure 2) are taken to verify the ULS. These bending moments are shown in Table 2. Due to the structural continuity in the beam concrete contact area (S25), negative bending moments are generated (compression on the bottom side of the slab), which are decreased until the sign is changed (tensile on the bottom side of the slab), in the centre zone

between two beams. Indeed, the bending moments in the beam-concrete area of contact (S25) are approximately 10 times higher than the ones in the centre section (S10).

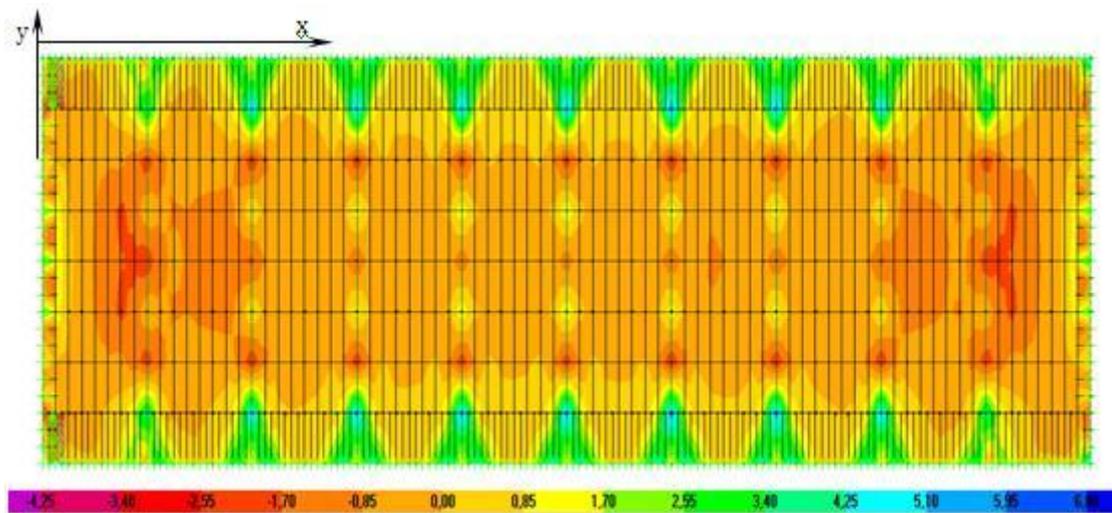


Figure 3 – Bending moments in the y direction (M_{yy}).

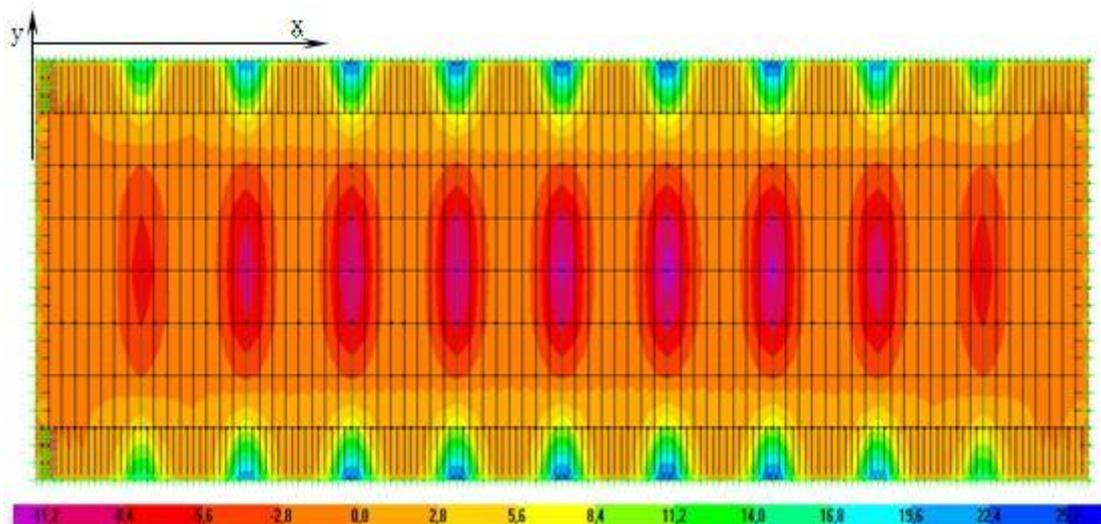


Figure 4 – Bending moments in the x direction (M_{xx}).

Table 2 – Design bending moments M_d (absolute value) for the control sections (mkN/m).

S25	S20	S15	S10
23,0	14,3	8,0	2,0

Another parameter that should be controlled is the maximum displacement of the structure. Controlling this variable to a reasonable extent would prevent the movement and detachment of the tiles, and the consequent repercussions at the esthetical and functional levels. The calculation shows that the maximum displacement is of 0.8 mm in the most unfavourable hypothesis (self weight + uniform overload + centred overload).

This value is sufficiently small to guarantee that in real structures, with distances smaller than 1 metre between beams, the tiles would not suffer any displacement or detachment.

Sectional level:

The numerical model AES (11, 12) provides failure bending moments M_u for distinct h heights and different amounts of ρ fibres. The height values adopted vary from 10 to 25 cm (height of the control sections presented in Figure 2) and the fibre content between 2.28 and 7.5 kg/m³, which were considered technically and economically viable. The results show that M_u increases in a parabolic way with ρ , according to the expression [1], where ζ_1 depends on the fibre content (ρ), considering a specific fibre type and concrete.

$$M_u = \zeta_1 h^2 = 10^{-3}(3,53\rho + 11,04) h^2 \quad (\text{mkN/m}) \quad [1]$$

Therefore, using equation [1] and considering the design loads presented in Table 3, it is possible to calculate the minimum fibre densities necessary to meet structural requirements.

Table 3 – Calculation of the minimum fibre content ρ_{min} using equation [1].

Section	h (cm)	M_d (mkN/m)	ρ_{min} (kg/m ³)
S25	25	22,3	7,0
S20	20	14,3	6,8
S15	15	8,0	6,9
S10	10	2,0	2,5

According to the obtained results shown in Table 3, it is verified that the reinforcement design is governed by the sectional behaviour in the beam-concrete contact area, where the highest bending moments are developed (negative flexion). Thus, the minimum fibre content ρ_{min} that should be used is of 7.0 kg/m³, because, for smaller distances between beams, the bending moments and the fibre content needed to address the respective requirements will also be lower.

It is important to highlight that this initial structural analysis was carried out in order to determine the order of magnitude of the variables involved in the design of the structural elements and the concrete. In fact, the values adopted for the calculation are higher than the usual ones for real structures. Indeed, with the purpose of verifying the viability of the material, the established requirements are: a slump flow diameter of 600 ± 50 mm at the fresh state, a density lower than 1700 kg/m³ at the hardened state and a minimum compressive strength of 20 MPa, at 28 days.

A1.3 EXPERIMENTAL CAMPAIGN

Once the order of magnitude of the concrete requirements was established, an experimental campaign was performed to analyse the viability of the HLACF.

A1.3.1 Materials and mix design

The selected materials for the experimental campaign are:

- As coarse aggregates: lightweight aggregates of expanded clay from two different plants of the same brand. One has a spherical form and the other, a more oval one. Besides, two ranges of size distribution were used, 3-10 mm and 6-16 mm, which correspond to the densities of (550 ± 50) kg/m³ and (325 ± 50) kg/m³, respectively. These aggregates had been added to the mixture on a dry condition, without previous saturation.
- 0-4 mm sand and 4-10 mm gravel have been used as natural aggregates. They are both crushed and limestone aggregates. Limestone filler has also been used as mineral admixture to improve the workability and the self-compactability.
- Two types of fibres have been used: steel fibres with a length of 30 mm and a diameter of 0.67 mm, with formed ends; and waved synthetic fibres (polyester) with a length of 30 mm and a thickness of 1.2 mm. For the application considered, both types of fibres can be used because they will be protected by the concrete.
- The other materials are: Portland cement CEM II/A-L 42.5 R, the chemical admixtures are a plasticizer and a superplasticizer of polycarboxylate base. This last admixture has been proved to be efficient on the control of segregation when a concrete with component materials of very different densities is produced (13). Finally, a viscosity modifier admixture is also used to guarantee the reduction of concrete segregation.

Table 4 shows the dosage of the component materials used to produce the studied concretes. Three series can be observed: series 1 has the purpose of evaluating the influence of the filler content, while series 2 seeks to investigate the effect of a modified granular skeleton. What is more, the influence of the viscosity modifier admixture and the fibres are also analysed. Series 3 has the objective of examining the changes produced when lightweight aggregates of different sources are used. For this reason, the mix proportions P₇ and P₈ are the same, but produced with different aggregates. The results from this last evaluation have demanded an increase in fluidity, and for that reason, the filler content has been raised in P₉.

The granular skeletons proposed occupy approximately 70 % (granular skeleton A, series 1) and 63 % (granular skeleton B, series 2 and 3) of the concrete volume. The coarse aggregates occupy around 45 % of the total volume. Generally, the volume of the coarse aggregates in SCC is lower (14). However, for the HLACF it is important to raise the volume of coarse aggregates because these are responsible for reducing the density of the concrete. Table 4 shows that the fresh density of the concretes from mix proportions P_4 to P_9 is clearly below the specified value. This fact enables the full exploration of the possibilities of this new concrete.

Table 4 – Studied proportions (kg/m^3), where P_i is mix proportions 1, 2, etc.

Materials (kg/m^3)	Series 1			Series 2				Series 3	
	P_1	P_2	P_3	P_4	P_5	P_6	P_7	P_8	P_9
Sand 0-4 mm	774	774	774	500	500	500	500	500	500
Gravel 4-10 mm	206	206	206	80	80	80	80	80	80
Lightweight aggregate 3-10 mm	228	228	228	85	85	85	85	85	85
Lightweight aggregate 6-16 mm	-	-	-	90	90	90	90	90	85
Cement	450	405	360	450	450	450	450	450	450
Limestone filler	-	45	90	75	75	75	75	75	100
Steel fibres	40	40	40	40	40	-	-	-	-
Synthetic fibres	-	-	-	-	-	6	6	6	6
Water (l/m^3)	188	188	188	183	203	203	203	203	203
Plasticizer	2,7	2,7	2,7	2,7	2,7	2,7	2,7	2,7	2,7
Superplasticizer	8,73	8,73	8,73	8,73	8,73	8,73	8,73	8,73	8,73
Viscosity modifier	-	-	-	-	1	1	0,85	0,85	0,85
Total	1897	1897	1897	1514	1535	1501	1501	1501	1521

A1.3.2 Production

For each dosage studied, a 100 litres of concrete was produced, enough for the characterization in fresh and hardened state. The mix was produced in a vertical axis mixer of 250 litres of maximum capacity. The addition of component materials was manual and in a reverse order of grain size, starting with dry coarse aggregates and fine aggregates, and following with the cement and the limestone filler. A dry mixture was first produced (30 seconds) to homogenize and after that, the fibres were added with the mixer moving. In the concretes where the viscosity modifier admixture was used, it was added at the dry state. Before adding water (1 minute mixture) 2 litres were separated to be added along with the plasticizer (1 minute mixture) and the superplasticizer (4 minutes mixture). Its purpose is to improve the dispersion of these chemical admixtures.

A1.3.3 Concrete characterization

Table 5 presents the tests to characterize the concrete in fresh and in hardened state and also the reference standards.

Table 5 – Performed tests and reference standards.

Fresh state		Hardened state	
Density	UNE-EN 12350-6: 2006 (15)	Density	UNE-EN 12390-7: 2001 (19)
Slump flow	UNE 83361: 2007 (16)	Compressive strength	UNE 12390-3: 2003 (20)
Slump flow with the Japanese ring	UNE 83362: 2007 (17)	Tensile strength	UNE 83515: 2007 (21)
Incorporated air	UNE-EN 12350-2: 2006 (18)		

A1.4 RESULTS

A1.4.1 Obtained results

Figure 5 presents the results at the fresh state. Axis x shows the evaluated variables at each series and the mix proportions in which the viscosity modifier admixture was used. Axis y shows the results of the slump flow (with and without the Japanese ring; in mm) and the percentage of incorporated air. This last property was not evaluated for concretes from P₁, P₂ and P₃ because the measuring equipment was unavailable at the time. For the other mix proportions studied, the results are high, as a consequence of the addition of lightweight aggregates at the dry state. In this figure, and also in Figure 6, the letters VMA and LWA mean viscosity modifier admixture and lightweight aggregate, respectively.

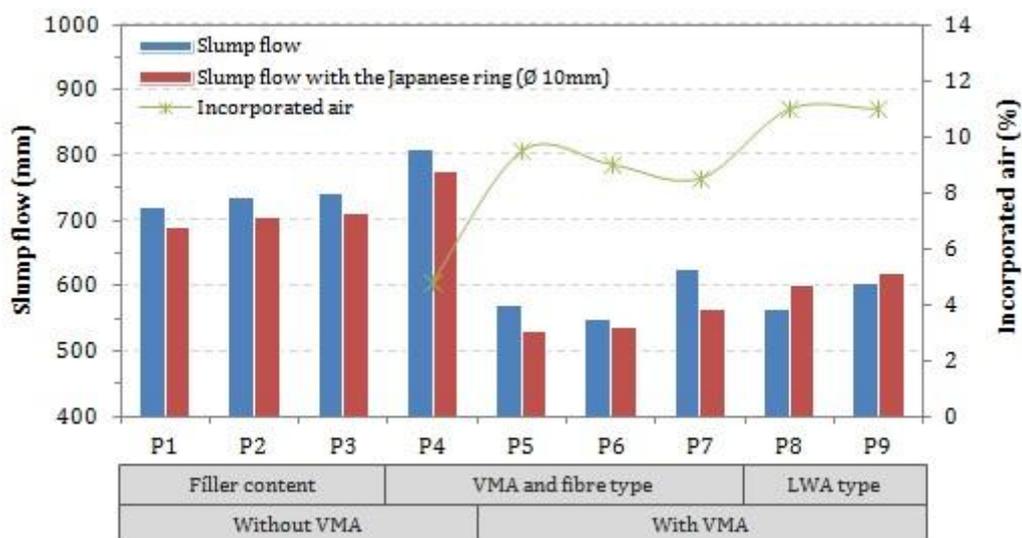


Figure 5 – Results at the fresh state.

Figure 6 shows the results of the compressive strength contrasted with the density at the hardened state (axis y). In axis x, the variables evaluated at each series are presented as well as the mix proportions in which the granular skeletons A and B were used.

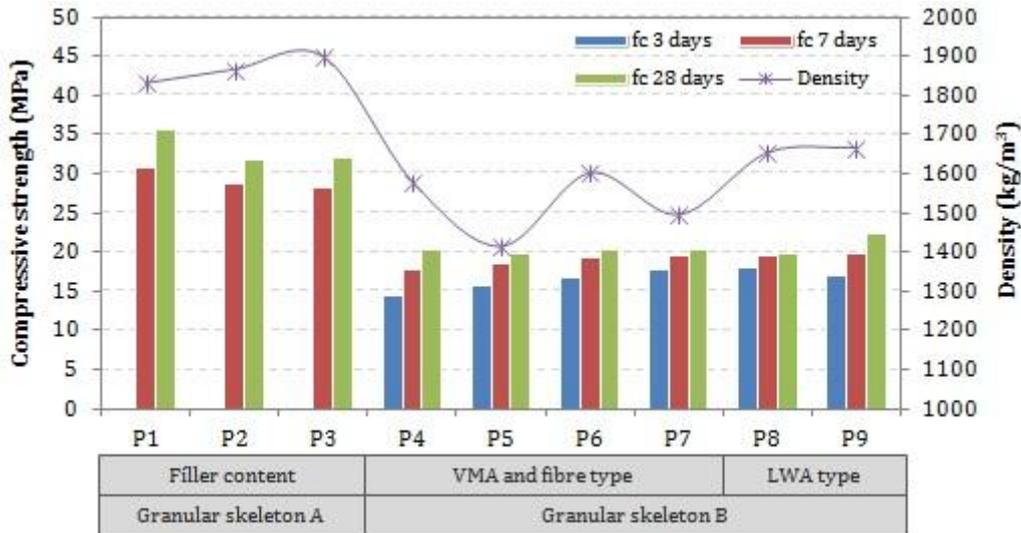


Figure 6 – Results at the hardened state, compressive strength and density.

Figure 7 gives the results of the tensile strength obtained by the Barcelona test (UNE 83515: 08). The results are not given for proportions P₁ to P₄ because for these proportions the determination of tensile strength was made by the Brazilian test (UNE 83306: 1985). In axis x of this figure, the circumferential deformation is presented (in mm) while the tensile strength obtained for the respective deformation is given in axis y, also called residual strength (22).

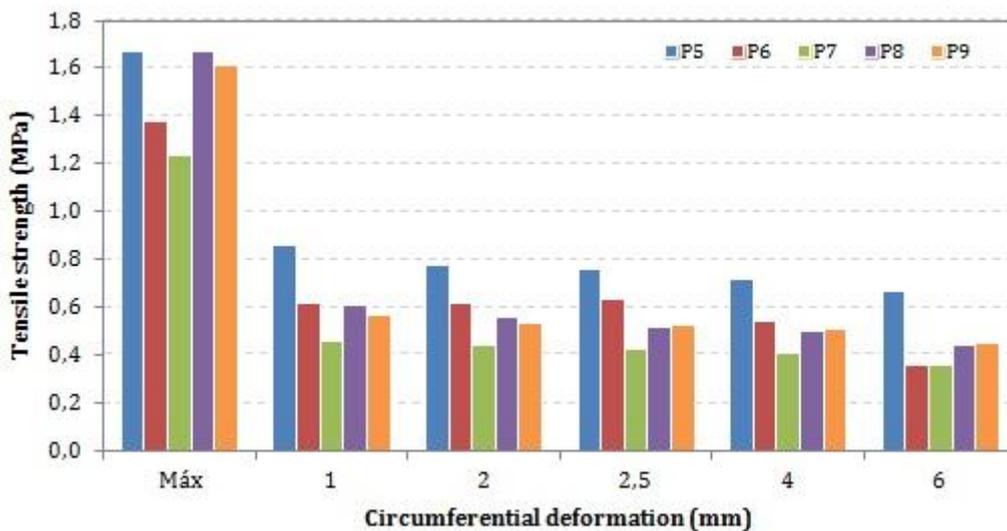


Figure 7 – Results at the hardened state, tensile strength.

Figure 7 shows that the concrete with steel fibres (P₅) presents residual tensile strengths higher than those of concretes with polyester fibres. This behaviour is due to the anchorage system of the steel fibres, which is more efficient than that of synthetic fibres. Other studies have already revealed that the residual strength is under the influence of the anchorage system. It has been observed that concretes produced with steel fibres present higher residual strength when the ends of the fibre are formed, and lower strength when the ends are flattened. Likewise, both steel-fibres types provide a higher strength than the one given by waved plastic fibres (23).

Table 6 shows the density results at fresh and hardened state, at the age of 24 hours. It is possible to observe that the density at the hardened state is higher than the density at the fresh state in seven of the nine studied concretes. This increase may be due to the fact that the container used to determine the volume and the mass of the concrete at the fresh state had a larger capacity than that of the mould of a specimen (used for the determination at the hardened state). Moreover, to release part of the occluded air and increase the compactness, energy was applied to the specimen moulds with a few hits at the time of casting.

Table 6 – Results of density (kg/m³).

Tests	Series 1			Series 2				Series 3	
	P ₁	P ₂	P ₃	P ₄	P ₅	P ₆	P ₇	P ₈	P ₉
Fresh state	1743	1652	1683	1590	1469	1575	1386	1500	1525
Hardened state	1830	1864	1897	1579	1413	1600	1494	1652	1665

A1.4.2 Result analysis by variables

To analyse the influence of the limestone filler content, the mix proportions P₁, P₂ and P₃ were tested. Although these concretes present high fluidity at the fresh state (a slump flow over 700 mm), they also show a tendency for segregation, and the lightweight aggregates are likely to float in the mass of concrete. Nevertheless, a small increase in the diameter of the slump flow was verified as the filler was added to the concretes (less than 5 % in each situation). This trend is kept in the slump flow tests with the Japanese ring. On the other hand, a small reduction in the strength value was simultaneously observed.

The reason for this behaviour is centred in the specific surface of the filler, which is smaller than that of the cement. When the filler content is increased, the amount of water available in the mixture also increases. Consequently, the workability improves and the strength decreases (around 11 % at 28 days) as a result of the higher water/cement ratio (it goes from 0.42 in the P₁ to 0.52 in the P₃). The strength decrease could be much higher considering the variation observed in the water/cement ratio. Nevertheless, the filler packing effect counterbalances the situation and is favourable to the concrete strength. It is also responsible for the density increase (see Table 6 and Figure 6).

These first series pointed out the necessity of using a viscosity modifier admixture in order to avoid segregation. That would also allow the incorporation of a lightweight aggregate with larger grains, which would provide lower density.

In the above-mentioned Figure 5 it is possible to observe that the incorporation of a viscosity modifier admixture (in mix proportions P₅ to P₉) reduces significantly the results of the slump flow test (around 20 %). Considering the scope of values (from 0.85 to 1 kg/m³), it seems that the saturation point of the admixture is reached as significant variations in results are not observed. The adoption of a lower admixture content (0.85 < admixture content < 1 kg/m³) would lead to intermediary results of slump flow among the ones obtained for concretes from P₁ to P₄ and P₅ to P₉. That can be observed in mix proportions P₆ and P₇, which differ only in the amount of viscosity modifier admixture.

The effect of the viscosity modifier admixture can also be verified in the appearance of segregation and blockage in the Japanese ring. Figure 8 shows the slump flow test with the Japanese ring for concretes P₄ and P₅, where both mix proportions have the same granular skeleton, but only mix proportion P₅ presents the admixture in its composition. It can be observed that the concrete from P₄ presents segregation, bleeding and great blockage inside the Japanese ring. The same behaviour cannot be seen in the concrete from P₅, because it is homogeneous and is not blocked by the ring bars. Nevertheless, the concrete from P₅ needs a higher amount of water because the viscosity modifier admixture is a powder of great fineness.

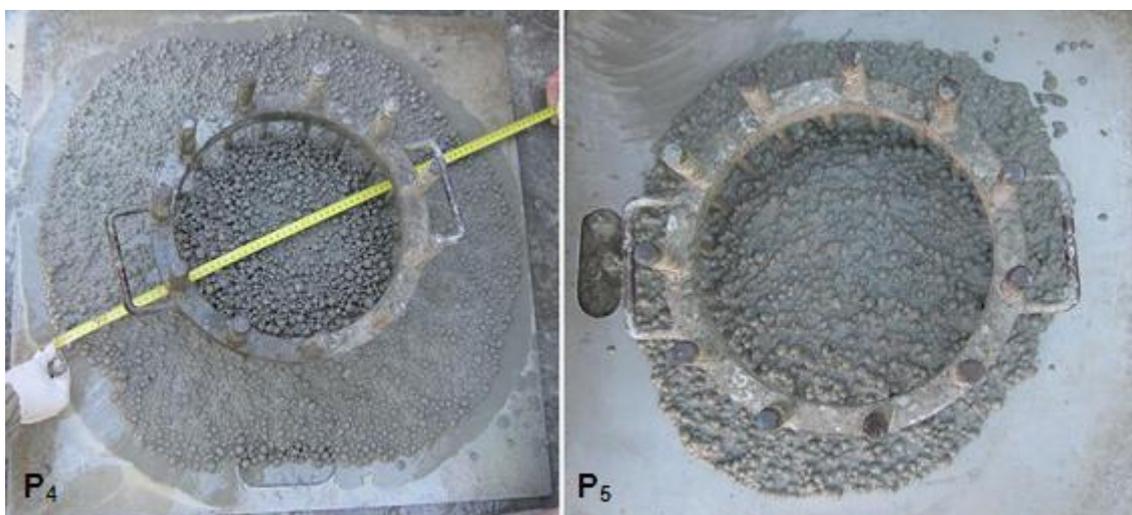


Figure 8 – Slump flow test with the Japanese ring, concretes P₄ and P₅.

At the hardened state, the effect of the viscosity modifier admixture is lower, as can be seen in the Figure 6 previously presented. An indication of it is the compressive strength at 28 days, which is very similar for all the concretes studied. However, it is important to highlight the vital importance of the viscosity modifier admixture in the production of the HLACF, especially at the fresh state, because the properties which were initially in conflict became compatible.

The results obtained for the concretes from P_1 to P_3 lead to the incorporation of the viscosity modifier admixture and to changes on the granular skeleton, which was made starting from mix proportion P_4 with the intention of reducing concrete density. The changes performed consist of the reduction of natural aggregates and 3-10 mm (550 kg/m^3) lightweight aggregate content, with the incorporation of 6-16 mm (325 kg/m^3) lightweight aggregate and limestone filler, without substituting cement. As a final result, the total amount of aggregates was reduced a 37.5 % in mass, and a 7.0 % in volume.

At the fresh state, an increase in the concrete fluidity can be observed as a result of the measures adopted in the modification of the granular skeleton, such as the filler incorporation and the reduction on the 0-4 mm sand content. The tendency to segregation is confirmed in the concrete from P_4 , which points out the need for improving the cohesion, as can be seen in Figure 8 (P_4).

At the hardened state, significant reductions on density are observed and as a consequence, compressive strength also decreases. The values of density around 1800 kg/m^3 obtained on the first series (P_1 to P_3) are reduced to values around 1600 kg/m^3 . The compressive strength decreases to values around 20 MPa at 28 days.

The influence of the type of fibre is verified through the concretes from mix proportions P_5 and P_6 . The change from steel fibres (P_5) to synthetic fibres (P_6) produces a small reduction on fluidity (3.5 %). This can be a consequence not only of the material (the higher roughness of polyester fibres) but also of the fibre aspect ratio, which is higher for the synthetic fibres. However, the results of the slump flow test with the Japanese ring show higher reduction of diameters for concretes with steel fibres, which indicates a higher blockage. This could be the result of the higher stiffness of the steel fibres when compared to the synthetic ones.

At the hardened state, the effect of the fibre type is reflected not on the compressive strength, but on the tensile strength. The results show that the compressive strength is a little bit higher for concrete with synthetic fibres (only a 2.5 %). However, when it comes to tensile strength, the differences are more evident as the concrete with steel fibres presents a maximum tensile strength an 18 % higher than that of the concrete with polyester fibres.

The residual tensile strengths are also higher for concretes with steel fibres (see Figure 7). This property is very important for the structure. The reason for this behaviour is centred not so much on the material strength of each fibre (steel fibres present a tensile strength around 1000 MPa, while the tensile strength of polyester fibres is between 400 and 800 MPa), because the fibres do not break. Thus, the main cause may be the efficiency of the anchorage system and the bounding of the fibres to the concrete matrix, which is favourable in this case to the steel fibres.

The coarse lightweight aggregate used had to be changed in the middle of the experimental campaign because its origin was also changed. The implication of this fact was the modification in the form of the grains (from a spherical to an oval form with an increase in the superficial porosity), as can be seen in Figure 9. Therefore, it became necessary to investigate the influences of the lightweight aggregate form of the grains on the concrete. This explains why concretes from P₇ and P₈ present the exact same proportions of component materials: the difference between the two concretes lies on the use of lightweight aggregates from different origins.



Figure 9 – Lightweight aggregates from different origins.

The changes on the characteristics of aggregates influence the behaviour of concrete at the fresh state. The slump flow diameter decreases approximately a 10 % when the aggregate is changed, which is a significant value for an SCC. At the hardened state, the compressive strength does not change much regardless of the type of aggregate. On the other hand, the tensile strength is around a 35 % higher in the concrete from P₈. It may be due to the oval form of the grains that produce greater interlocking than the spherical grains.

Some adjustments were made in the concrete from P₈ in order to increase the fluidity and enable the use of the concrete for the required application. Thus, the component material proportions of concrete P₉ were modified: the amount of filler was increased and the 6- 16 mm lightweight aggregate content was decreased. This measure resulted favourable and the fluidity lost when the lightweight aggregate was changed (P₈ with respect to P₇) was recovered in great part. Figure 10 shows the slump flow test with the Japanese ring and the edge of the concrete. It is possible to observe a good mass distribution and a lack of segregation or bleeding.

At the hardened state, a small increase in the compressive strength was observed, as a consequence of the improvements in the matrix compactness provided by the higher content of limestone filler. In these last series, no segregation or bleeding was verified, but the concrete proved itself homogeneous, with a good distribution of the lightweight

aggregates and the fibres. For this reason, this mix proportion was tested at industrial scale and it had been properly pumped, presenting good results.



Figure 10 – Slump flow test with the Japanese ring and the edge of concrete, concrete P₉.

A1.5 CONCLUSIONS AND RECOMMENDATIONS

The most relevant conclusion obtained is that it is possible to produce a lightweight self-compacting concrete reinforced with fibres (concrete P₉) to respond to the requirements established for a rehabilitation concrete, from different points of view: technical and structural, environmental and social. The technical literature consulted did not include any material with the characteristics reported in this paper, so that made it possible to patent this concrete. The main variable for the achieved success was the use of a viscosity modifier admixture, because otherwise the concrete mixture would present segregation.

Also, it is important to highlight the significance of the structural and sectional study performed, which made it possible to delimit rigorously the main structural variables. This non-linear study considers the guidelines presented in annex 14 of the EHE 08 (24) about the structural vision of concrete reinforced with fibres, which opens a new way for this type of concrete.

Finally, it should be mentioned that industrial pumping tests had already been performed with the concrete studied. The tests were a success and the material had proved itself viable for application. The next step that is being considered is the application of the concrete to the rehabilitation of a real structure.

ACKNOWLEDGEMENTS

No experimental investigation is possible without the collaboration of laboratory technicians. For this reason we would like to thank the collaboration of the technicians

from the PROMSA laboratory, as well as the company itself for the trust received throughout the years, during the realization of different investigation projects.

BIBLIOGRAPHY

- (1) Rasell Calamina, J.: "La construcció en l'arquitectura de Barcelona a finals del segle XVIII", Tesis doctoral dirigida por Pere Here, Barcelona, UPC, 1996.
- (2) Paricio Casademunt, A.: "Anàlisi del sistema constructiu a base de murs de carrega, utilitzats en la formació de l'Eixample de Barcelona", Tesis doctoral dirigida por Fructuoso Maña. Departament de Construccions Arquitectòniques I. Barcelona, UPC, 1999.
- (3) Haist, M.; Müller, H. S.: "Optimization of the pumpability of self-compacting lightweight concrete", The Second North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete, Chicago, s.n., 2005.
- (4) Tasdemir, M. A.; Atahan, H. N.; Gokalp, I.; Yerlikaya, M.: "Comparison of workability and mechanical properties of normal and lightweight SCCS with and without steel fibers", The Third North American Conference on the Design and Use of Self-Consolidating Concrete, Chicago, s.n., 2008.
- (5) Aguado, A.; Masó, D.; Klein, N. S.: "Hormigón autocompactante ligero con fibras estructurales para rehabilitación de forjados de edificios", Patente, nº de solicitud P 2009 02445.
- (6) BOE, 23/10/2007. Documento básico SE-AE Acciones en la edificación, 2007.
- (7) Pujadas, P.: "Durabilidad del hormigón con fibras de polipropileno", Tesina de Especialidad (directores: Aguado de Cea, A.; Vandewalle, M.), Barcelona, UPC, 2008.
- (8) Collins, M. P.; Mitchell, D.: "Prestressed Concrete Basics", Ontário, Canadian Prestressed Institute, 1987.
- (9) RILEM. "Tests and Design Methods for Steel Fibre Reinforced Concrete, S.L.", Materials and Structures, 2003, vol. 36, 262, pp. 560-567.
- (10) Barros, J. A. O.; Cunha, V. M. C. F.; Ribeiro, A. F.; Antunes, J. A. B.: "Post-cracking behavior of steel fibre reinforced concrete", Materials and Structures. 2005, vol. 38, pp. 47-56. doi:10.1007/BF02480574
- (11) De la Fuente, A.: "Análisis no lineal y comportamiento en servicio y rotura de secciones construidas evolutivamente sometidas a flexocompresión recta", Tesina de Especialidad (directores: Aguado de Cea, A.; Molins Borrell, C.). Barcelona, UPC, 2007.

- (12) De la Fuente, A.; Aguado, A.; Molins, C.: “Modelo no lineal para el análisis de secciones prefabricadas construidas evolutivamente”, *Hormigón y Acero*, 2008, vol. 57, 247, pp. 69-87.
- (13) Revuelta, D.; Barona, A.; Navarro, D.: “Measurement of properties and of the resistance to segregation in heavyweight, selfcompacting barite concrete”, *Mater. Construcc.*, 2009, vol. 59, 295, pp. 31-44. doi:10.3989/mc.2009.43907
- (14) Domone, P. L.: “Self-compacting concrete: an analysis of 11 years of case studies, S.L.”, *Cement and Concrete Composites*, 28, 2006, pp. 197-2008. doi:10.1016/j.cemconcomp.2005.10.003
- (15) AENOR, Asociación Española de Normalización y Certificación. UNE-EN 12350-6, Ensayos de hormigón fresco. Parte 6: Determinación de la densidad. Madrid, s.n., 2006.
- (16) UNE 83361 - Hormigón autocompactante - Caracterización de la fluidez - Ensayo del escurrimiento, Madrid, s.n., 2007.
- (17) UNE 83362 - Hormigón autocompactante - Caracterización de la fluidez en presencia de barras - Ensayo del escurrimiento con el anillo japonés, Madrid, s.n., 2007.
- (18) UNE-EN 12350-2 - Ensayos de hormigón fresco. Parte 2: Determinación del contenido de aire del hormigón fresco. Métodos de presión, Madrid, s.n., 2006.
- (19) UNE-EN 12390-7 - Ensayos de hormigón endurecido. Parte 7: densidad del hormigón endurecido, Madrid, s.n., 2001.
- (20) UNE-EN 12390-3 - Ensayos de hormigón endurecido. Parte 3: Determinación de la resistencia a compresión de probetas, Madrid, s.n., 2003.
- (21) UNE 83515 - Hormigones con fibras. Determinación de la resistencia a fisuración, tenacidad y resistencia residual a tracción. Ensayo Barcelona, Madrid, s.n., 2008.
- (22) Molins, C.; Aguado A.; Saludes S.: “Double Punch Test to control the tensile properties of FRC (Barcelona test)”, *Rev. Materials and Structures (RILEM)*, vol. 42, nº 4, mayo de 2009, pp. 415-425.
- (23) Turmo, J.; Banthia, N.; Gettu, R.; Barragán, B.: “Study of the shear behaviour of fibre reinforced concrete beams”, *Mater. Construcc.*, vol. 58, 292, 2008, pp. 5-13.
- (24) Comisión Permanente del Hormigón. Instrucción del hormigón estructural EHE-08, Ministerio de Fomento, diciembre de 2008.

ANEJO 2

EVALUATION OF THE WETTABILITY OF MORTAR COMPONENT GRANULAR MATERIALS THROUGH CONTACT ANGLE MEASUREMENTS

Accepted for publication: *Cement and Concrete Research*
doi: 10.1016/j.cemconres.2012.09.001

ABSTRACT

The wettability of granular materials has a direct effect on the workability of pastes, mortars and concretes containing such materials. Given this, the wetting behaviour of two Portland cements, two mineral admixtures (limestone filler and silica fume) and different sand types (siliceous, limestone and granite) was evaluated through the measurement of the contact angle between these materials and water. The results show that all the materials possess high wettability. A chemical agent, dichlorodimethylsilane, was used to modify the surface properties of a 0-1 mm siliceous sand, making it more hydrophobic and, therefore, unable to be spontaneously wetted by water. The properties of a mortar produced with the silane-treated sand were evaluated, showing improvements on workability as a result of the chemical treatment.

Keywords: contact angle; wettability; granular material; workability; mortar

A2.1 INTRODUCTION

Pastes, mortars and concretes are very complex materials with respect to both their composition and how they change over time. When fresh, cement-based materials can be considered colloidal suspensions where the surface interactions between the components (grains and water) influence the fluidity of the mass. An effective way of determining the effect of these surface interactions is to characterise the wettability of the grains by water. This process can be carried out by determining the contact angle formed at the solid-liquid-vapour interface.

The contact angle is a measure of the affinity between the solid surface and the liquid it is contacting: a smaller contact angle represents better surface wettability. Figure 1 shows drops of a liquid on two different surfaces. In Figure 1 (a), the contact angle formed at the solid-liquid-vapour interface is greater than 90° , which indicates that the surface is not wettable by the liquid. However, Figure 1 (b) shows a contact angle less than 90° , which indicates that the surface presents a higher wettability with the formation of a larger solid-liquid interface [1]. It is reasonable to expect that a higher wettability by water of the grains in a cement-based mixture will result in the water spreading more easily over the grains and in a lower volume of water necessary to cover the total area of the grains. In other words, a high wettability of the grains contributes to their better dispersion in the fresh mix.

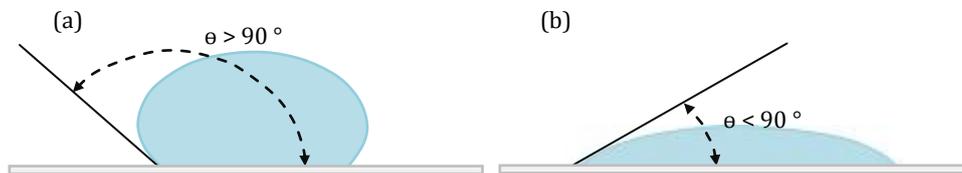


Figure 1 – Wettability of a solid surface by a liquid: (a) $\theta > 90^\circ$ and (b) $\theta < 90^\circ$, indicating non-wettability and high wettability, respectively.

The higher dispersion of particles when they have good wettability may contribute to improved workability of the mixture. In a study where the wettability of spherical cement particle surfaces was evaluated using the penetration rate method, it was suggested that a high wettability contributed to a high fluidity of the produced mixes [2]. However, an increase in flow cannot be attributed only to an enhanced wettability of the particles because it might be related to other factors such as round particle shapes, excellent packing characteristics, a narrow range for particle size distribution and a smaller amount of fine particles (under $3\ \mu\text{m}$) of spherical cement compared to ordinary Portland cement [3, 4]. Further investigations performed on the improvement of silica fume wettability through the use of silane coupling agents also resulted in a better workability because of enhanced wetting behaviour [5].

Analysing wettability from the perspective of surface energies or surface tensions, the wetting procedure can be explained as follows [6, 7]: the surface energies of the solid

and the liquid interact with each other, and a change in the sum of all energy components occurs due to a decrease in the liquid-vapour and solid-vapour interfaces while a new solid-liquid interface is created. The contact angle describes the equilibrium state with the lowest possible total interfacial energy after wetting. This phenomenon is described by the Young equation, given in Equation (1), in which the cosine of the contact angle quantifies the wettability of the surface [8].

$$\mu = \cos \theta = \frac{(\sigma_{SV} - \sigma_{SL})}{\sigma_{LV}} \quad (1)$$

where,

μ : wettability of the surface ($-1 \leq \mu \leq 1$)

θ : contact angle ($^{\circ}$)

σ_{SV} : surface free energy of the solid-vapour interface (J/m^2)

σ_{SL} : surface free energy of the solid-liquid interface (J/m^2)

σ_{LV} : surface free energy of the liquid-vapour interface (J/m^2)

As shown by Equation (1), a lower surface free energy of the solid-vapour interface results in a lower wettability of the solid surface by a specific liquid. The determination of the surface free energy of a cement paste by [9] illustrates this fact and shows that, when a hydrophobic treatment is applied, the surface free energy of the cement paste is reduced by 66 % (from 44.34 to 14.87 mJ/m^2). Accordingly, the higher the surface free energy of a solid, the greater the number of water molecules that can be adsorbed on its surface and the stronger their attachment will be due to molecular interactions such as hydrogen bonds and van der Waals forces. As a result, if two mixes are produced with the same amount of water, the one containing fewer wettable grains (lower total surface free energy) will have a lower number of adsorbed water molecules on its surface. This, in turn, means that the amount of free water available to promote the fluidity of the mass is higher. It is important to note, however, that the thickness of the adsorbed layer of water varies by only a few molecules, with each water molecule measuring 1.54 Å. For clays (a material that strongly adsorbs water), the water films around the grains vary in thickness from 0.5 to 1.0 nm [10].

Another way to consider the wetting phenomenon in relationship to cement-based material mix-design is through the evaluation of the water absorption by the aggregates, which is minimised when the surface of the grains presents a low wettability. The impact of this is more pronounced for highly porous aggregates and is found even for natural sands within the first few minutes of contact with water [11, 12]. For aggregates with low porosity, such as siliceous sand (coefficient of water absorption is generally less than 0.5 %), the effect on the amount of absorbed water might be minor, but it is still present.

The present work pursues the following two aims:

- describing the wetting behaviour of some granular materials typically used for mortar and concrete production through the direct measurement of the contact angle between these materials and water; and
- using a chemical agent, dichlorodimethylsilane (DCDMS), to hydrophobise a 0-1 mm siliceous sand and verify the effect of this sand on the properties of mortars.

The knowledge regarding the wetting properties of granular materials used for the production of cement-based materials is important in improving mix-design techniques. The knowledge particularly contributes to the calculation of the volume of water needed to achieve a certain consistency of a fresh mix [13].

Similarly, the study of chemically treating sand to modify its surface characteristics opens new possibilities for the production of mortars and concretes with special characteristics. As explained in detail below, because this treatment is performed with sand grains before mortar production, it is believed that the use of the chemical agent does not affect the hydration mechanism of Portland cement. However, further research is necessary to address this topic to confirm any predictions.

A2.2 EXPERIMENTAL DESIGN

A2.2.1 Materials and mixing details

The granular materials evaluated through contact angle measurements are presented in Table 1. The density of all the granular materials and the Blaine-specific surface of both cements and the silica fume are given by the manufacturer. The specific surface area of the limestone filler is assumed to be similar to that of the cements, based on its similar particle size distribution. Throughout the text, the Portland cements with Blaine-specific surface areas of 450 and 630 m²/kg are referred to as Cement A and Cement B, respectively.

Table 1 – Granular materials tested for contact angle determination

Granular material	Type	Grain size (mm)	Density (kg/m ³)	Specific surface (m ² /kg)
Portland cement	CEM I 52.5 R	-	3,150	450
				630
Mineral admixture	Limestone filler	-	2,700	-
	Silica fume	-	2,300	≈ 20,000
Sand	Siliceous	0-1	2,650	-
	Siliceous	0-2	2,650	-
	Limestone	0-4	2,700	-
	Granite	0-4	2,700	-

The particle size distributions of both cements and the limestone filler are given in Figure 2 (a), and Figure 2 (b) presents the particle size distributions for the sands.

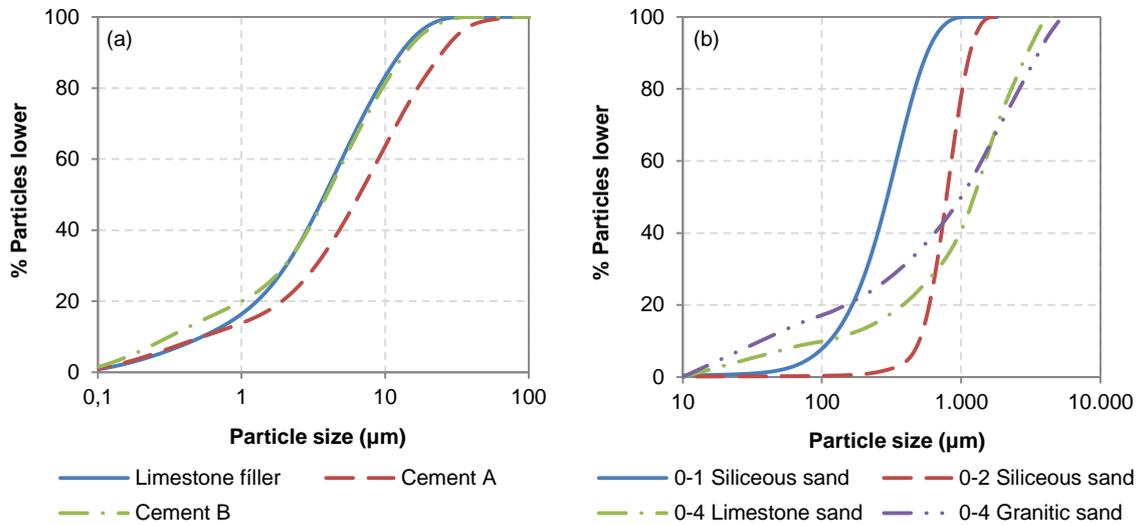


Figure 2 – Particle size distributions: (a) cements and limestone filler and (b) sands.

Dichlorodimethylsilane (DCDMS), $\text{Cl}_2(\text{CH}_3)_2\text{Si}$, was used to hydrophobise 0-1 mm siliceous sand. This organosilicon compound reacts with water in several steps, as presented in Figure 3. First, the two chlorine atoms are hydrolysed and replaced by hydroxyl groups while hydrochloric acid is released. Subsequently, the hydroxyl groups develop hydrogen bonds to each other and to hydroxyl groups on the surface of the siliceous sand, preferentially silanol groups (SiOH). Then, condensation and polymerisation result in poly-dimethylsiloxane (PDMS) formation, which is bonded covalently to the surface of the siliceous sand [14]. The hydrophobic properties of the treated surface result from the two methyl groups bonded to the silicon atom on the PDMS product.

The surface treatment was performed by adding DCDMS to the dry sand with a pipette in a proportion of 1 ml/kg of sand, followed by intense stirring and resting for a period of 2 hours. The sand was then washed, soaked in water for a period of 5 hours, and dried in air. This procedure is very important in releasing the hydrochloric acid produced by the reaction of the DCDMS with water. If the procedure were skipped, acid would be formed during the production of the mortar, possibly decreasing the pH of the final material. The hydrophobised sand was also tested quantitatively by contact angle determination. Furthermore, an ESEM (Environmental Scanning Electron Microscope) image was made to verify the effect of the coating on the sand surface.

Cement A was used for mortar production because, for standard applications, it is more common to use a cement with a Blaine-specific surface of 450 than a cement with a Blaine-specific surface of 630 m^2/kg . The silica fume fraction was 10 % of the weight of the cement. The 0-1 mm siliceous sand was used as the fine aggregate at a sand/cement ratio

of 0.80. Different water to cement (W/C) ratios were used to evaluate the behaviour of the fresh mortar. Table 2 presents the material composition of the mortar mixes produced with the natural (M_{Nn}) and the hydrophobised (M_{Hn}) sands. A W/C ratio of 0.50 was chosen to produce the specimens tested at the hardened state (M_{N1} and M_{H1} for the natural and the hydrophobised sand, respectively).

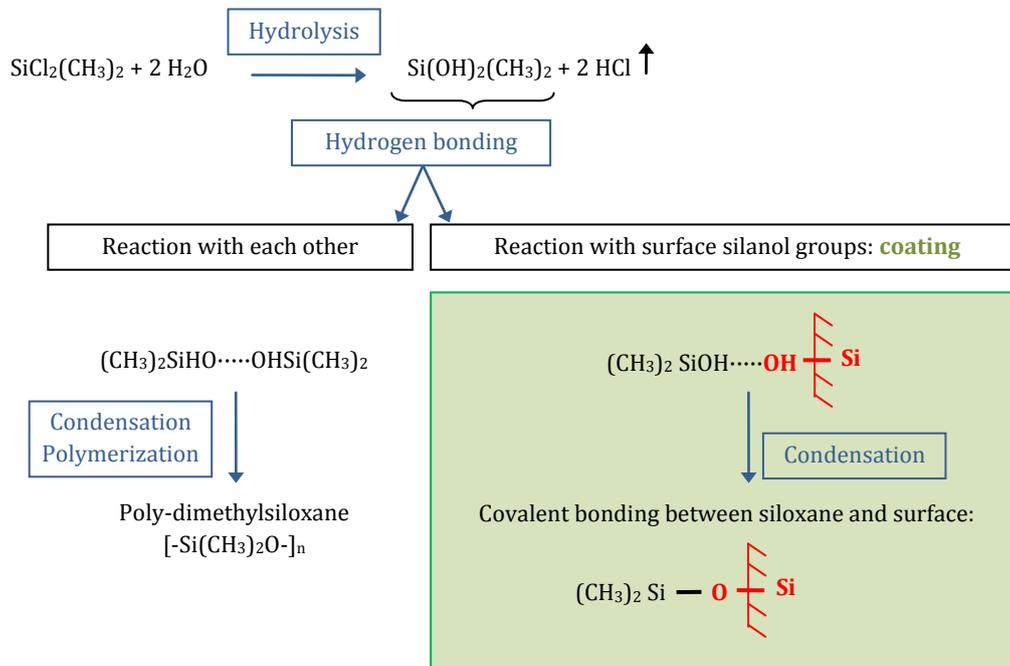


Figure 3 – Reaction of DCDMS with water and bonding to the surface of the siliceous sand.

Table 2 – Mortar mixes produced

Materials	Material composition of the mixes (kg/m^3)						
	M_{N1}	M_{N2}	M_{N3}	M_{H1}	M_{H2}	M_{H3}	M_{H4}
Cement A	860	920	940	860	900	940	970
Silica fume	86	92	94	86	90	94	97
Natural sand	688	736	752	0	0	0	0
Treated sand	0	0	0	688	720	752	776
Water	430	386	376	430	405	376	359
Total	2,064	2,134	2,162	2,064	2,115	2,162	2,202

The volume of mortar produced for each mix was 100 ml. The dry granular materials were manually mixed. After the dry material was homogenised, water was added. Two-layer specimens with dimensions of 17 x 34 mm were moulded and compacted with a glass stick. After the pouring of each layer, 15 blows were manually applied. No oil was used in the moulds to avoid any influence on the mortar contact angle measurements. The samples were removed from their moulds after 24 hours and cured in water for 28 days.

A2.2.2 Test methods

The most common technique used to characterise the surface properties of a solid material is the determination of the contact angle (θ) formed when a drop of a liquid is placed on a horizontal solid surface (see Figure 1) [1]. The contact angles of the granular materials were evaluated through the sessile drop method (SDM) described by [15]. The method entails use of a glass slide covered with double-sided adhesive tape and a homogeneous one-grain layer of soil particles (in the present study, one-grain layer of the component granular mortar material) of similar diameter pressed on the tape, as shown in Figure 4. In this figure, it is possible to observe the difference in the texture of the created surfaces, where the slides prepared with the sands present surfaces visually rougher than the slides produced with the cements and with the mineral admixtures.

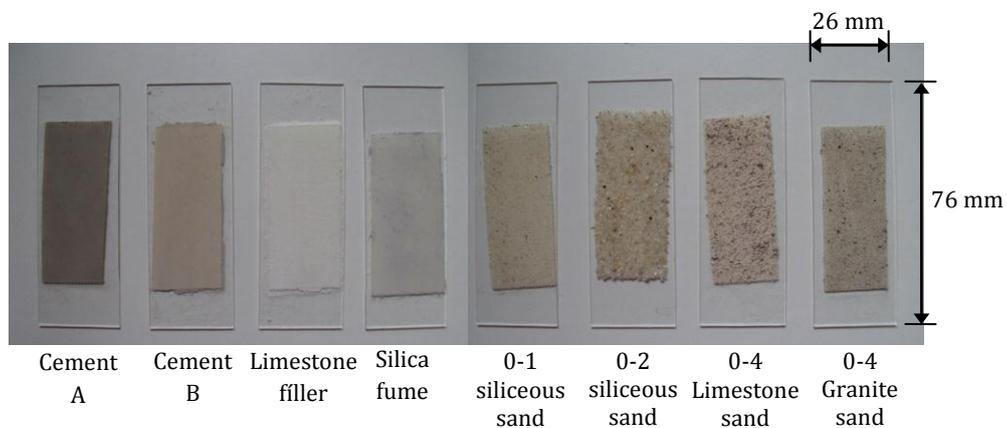


Figure 4 – Glass slides before the SDM test.

Figure 5 shows the equipment used for testing. Using a syringe, droplets of water were placed on the surface of the samples, and the contact angle of each droplet was measured using SCA20 software [16], which is able to determine the contact angle of an acquired image.

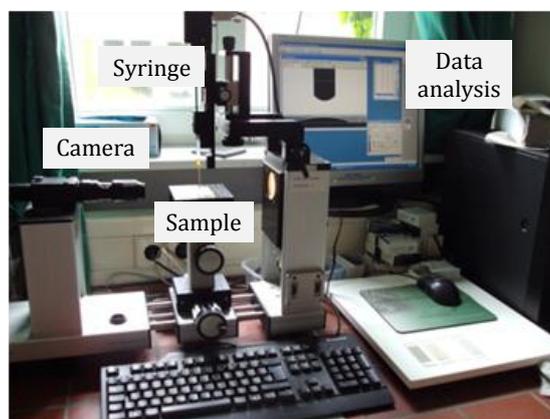


Figure 5 – Equipment used in the SDM test.

The workability of the mortars was determined by the Atterberg liquid limit test [17], which is commonly used to characterise the rheological behaviour of fine-grained soils. The test was chosen based on its availability and ease of implementation. The mini-slump test, which is commonly used to evaluate mortar consistency, was not available. The Atterberg test was thus adapted to use with mortars with different W/C ratios instead of granular media or soil material, as is commonly performed with that method. It is important to highlight that, by choosing the Atterberg liquid limit test, no attempt was made towards replacing the mini-slump or any other rheological tests commonly used for the evaluation of the consistency of mortars. On the contrary, the Atterberg test is simply an alternative way to qualitatively compare the workability of two or more mixes.

The adaptations to the Atterberg test consist of placing a portion of the fresh mortar into the cup of the liquid limit apparatus, as shown in Figure 6, squeezing the mortar down to eliminate air pockets and spreading it to a depth of approximately 10 mm at its deepest point, thereby forming an approximately horizontal surface. Subsequently, a clean straight groove is cut down the centre of the mortar, as shown in Figure 7. The test begins with the apparatus being set such that the cup drops are produced at a rate of approximately 2 drops per second. The cup impacts on the base until the two halves of the mortar come into contact along a distance of 13 mm. The number of drops needed to achieve that distance of contact is recorded. The procedure is repeated for other mortars, produced with different W/C ratios. The data are plotted to relate the W/C ratio to the number of drops. The best-fit straight line is plotted through the experimentally obtained points. The liquid limit is defined as the W/C ratio associated with 25 drops.



Figure 6 – Materials and equipment used for the Atterberg liquid limit test.



Figure 7 – Grooving the mortar sample before the Atterberg liquid limit test.

The density of the ten specimens was determined after they had hardened. The compressive strengths of six specimens were also evaluated. The test was performed with an oil hydraulic testing system with a maximum capacity of 300 kN at a loading rate of 0.6 MPa/s. After the compressive strength test, one of the specimens was crushed into grains of 2 mm maximum size, which were then mixed with ultra-pure water (10 g of the hardened material into 25 ml of ultra-pure water) and left to rest for 2 hours with stirring

every 15 minutes. This procedure was adapted from [18]. After the 2-hour rest, the pH was measured using a pH meter with a range of 0 ~ 14, which was immersed into the solution containing water and the crushed mortar specimen.

The wetting behaviour of the hardened mortar was also evaluated through contact angle determination. The SDM was performed as described for the granular materials (see reference [15]). However, because the mortar specimens have a flat, smooth and rigid surface; the drops were placed directly over the surface of the specimen, along its length, as shown in Figure 8.

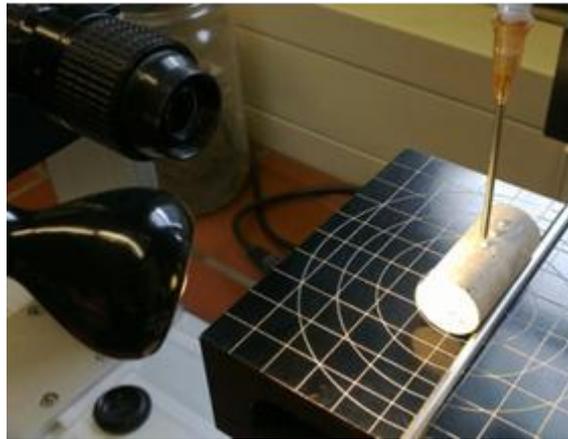


Figure 8 – The SDM test on mortar specimens.

Another method used to determine the contact angles of the mortar specimens was the capillary rise method (CRM), as described by [19]. Instead of using a glass column filled with granular material, the base of the mortar specimen was put in contact with the wetting fluid, which was placed in a reservoir. The mortar specimen was hung from a sensitive microbalance that recorded the weight of the sample throughout the test. In this experiment, the determination of the contact angle was based on the Lucas-Washburn equation for capillary penetration of liquids with time (t), Equation 2.

$$h^2 = \frac{r \sigma_{LV} \cos \theta}{2\eta} t \quad (2)$$

where,

h: maximum length reached by the wetting front (m)

r: effective capillary radius (m)

σ_{LV} : surface tension of the wetting liquid (N/m)

η : viscosity of the wetting liquid (Pa.s)

t: time (s)

The variation of the sample weight (w) with time is easier to measure than the length of the wetting front. Therefore, a factor (K) summarising the properties of the pore

network was used, and Equation 2 was rewritten as Equation 3. The density of the wetting liquid (ρ) was introduced, and a linear relationship between w^2 and t was suggested, with the slope denoted by m .

$$w^2 = K \frac{\rho^2 \sigma_{LV} \cos \theta}{\eta} t = mt \quad (3)$$

Equation 3 applies to fluids that partially or completely wet a solid surface. Therefore, the factor K can be determined using a fluid such as n-hexane (indicated by the index h), assuming that it completely wets the solid surface ($\Theta = 0$), as shown in Equation 4. The value of m_h is derived from the slope of the function $w^2=mt$, while the other physical parameters are functions of the temperature (T).

$$K = m_h \frac{\eta_h}{\rho_h^2 \sigma_{LV,h}} \quad (4)$$

Once the factor K is known, the capillary rise experiment can be carried out with water as the wetting fluid (indicated by the index w), from which the contact angle can be determined, as presented by Equation 5.

$$\cos \theta_w = \frac{m_w}{K} \frac{\eta_w}{\rho_w^2 \sigma_{LV,w}} \quad \Rightarrow \quad \cos \theta_w = \frac{m_w}{m_h} \frac{\eta_w}{\eta_h} \frac{\rho_h^2 \sigma_{LV,h}}{\rho_w^2 \sigma_{LV,w}} \quad (5)$$

A2.3 RESULTS AND DISCUSSION

A2.3.1 The contact angle of the granular materials

The results obtained for the contact angle measurements using the SDM (Θ^{SDM}) are presented in Table 3. The data include measurements taken at various times ranging from 0 to 60 seconds after the placement of the drop. The results presented are averages for 12 measurements (made at both sides of six different drops placed over the same glass sample). The standard deviation is given in parentheses.

It is important to note that, as shown in Table 3, the contact angles decrease rapidly with time, especially for hydrophilic materials. In fact, the measured contact angles do not reflect a static equilibrium, but might be considered to represent a transition from the advancing contact angle towards the receding contact angle due to evaporation [20, 21]. Otherwise, a thin layer wicking effect on wettable samples can occur during the test due to capillary forces [19]. These forces do not result from the porosity of the grains themselves, but they appear as a consequence of the method used to create the surfaces; the positioning of the grains side-by-side generates micro-spaces between the particles through which water may flow due to penetration into these spaces. For these reasons, any analysis of the contact angle should be carried out with the initial value ($t = 0$), which

represents a metastable equilibrium. It is also important to highlight that this initial observed apparent contact angle differs from the angle for an ideal smooth solid surface: it is smaller than the ideal (intrinsic) angle when it is less than 90° and larger than the ideal angle when it is greater than 90° . This effect is described by the Wenzel coefficient, which is the ratio of the observed and the intrinsic contact angles [22].

Table 3 – The contact angles measured using the SDM

Materials	$\theta^{\text{SDM}} (^\circ)$					
	t = 0	t = 1s	t = 5s	t = 10s	t = 30s	t = 60s
Cement A	21.7 (1.9)	13.1 (1.3)	> 0	> 0	0	0
Cement B	26.0 (4.4)	12.1 (1.7)	> 0	> 0	0	0
Limestone filler	26.1 (1.9)	14.2 (2.7)	8.9 (1.2)	7.6 (0.2)	> 0	> 0
Silica fume	20.0 (1.1)	11.8 (1.3)	8.9 (1.5)	8.8 (1.4)	7.9 (1.7)	7.1 (1.0)
0-1 mm Siliceous sand	>0	0	0	0	0	0
0-2 mm Siliceous sand	0	0	0	0	0	0
0-4 mm Limestone sand	33.9 (4.9)	0	0	0	0	0
0-4 mm Granite sand	14.5 (1.7)	0	0	0	0	0
Hydrophobised 0-1 mm siliceous sand	87.7 (10.1)	85.8 (10.2)	85.0 (10.2)	84.3 (10.5)	83.5 (10.8)	82.1 (10.6)

The wetting behaviours of both Cement A and Cement B are very similar because the contact angle development with time follows the same pattern. This occurs because the main difference between the cements is their grain size distribution (see Figure 2 (a)). Otherwise, their compositions are very similar (both cements are type CEM I 52.5 R). Because the wetting properties are related to the interaction between the surface of water and the solid materials, the composition of the cements plays a more important role than their grain size distribution or any other physical property; this explains the similar contact angle results. Figure 9 presents the contact angle development of Cement A with time, from which it is possible to visualise its dynamic evolution.

The initial contact angle in Figure 9 shows a well-defined drop that greater spreads over the surface one second after placement. After 10 seconds, the water is largely spread over the cement sample. Although it is possible to verify that the contact angle is not zero, this angle is so small that determining its value is not possible with the equipment used. Whenever this situation is repeated, it is indicated on Table 3 as $\theta^{\text{SDM}} > 0$. After 60 seconds, the spread reaches a point where the water film is no longer visible, indicating a contact angle equal to zero.

Table 3 also shows that the wetting behaviour of the limestone filler is similar to that of the cements; however, the decrease observed in the contact angle value occurs more slowly. An analogous behaviour is presented by the silica fume, with an even slower evolution of θ . In fact, in this last case, the contact angle varies very little between 5 and

60 seconds, showing a certain level of stability. Although the presented values show that the silica fume has the lowest wettability among the materials studied, it is very hydrophilic, as its contact angle is already very close to zero during the first minute of contact. It is important to note that the particles of the silica fume (specific surface area of approximately 20,000 m²/kg) are much finer than those of the limestone filler (specific surface similar to that for cements), which might produce a slight difference in the surface roughness of the created samples. Because the surface produced with the silica fume is smoother than the surfaces produced with the limestone filler and the cements, the effect described by the Wenzel coefficient is less pronounced for the silica fume. Therefore, the slower decrease of the contact angle of the silica fume with time might be a consequence of the smaller influence of the surface roughness on the observed contact angle value.

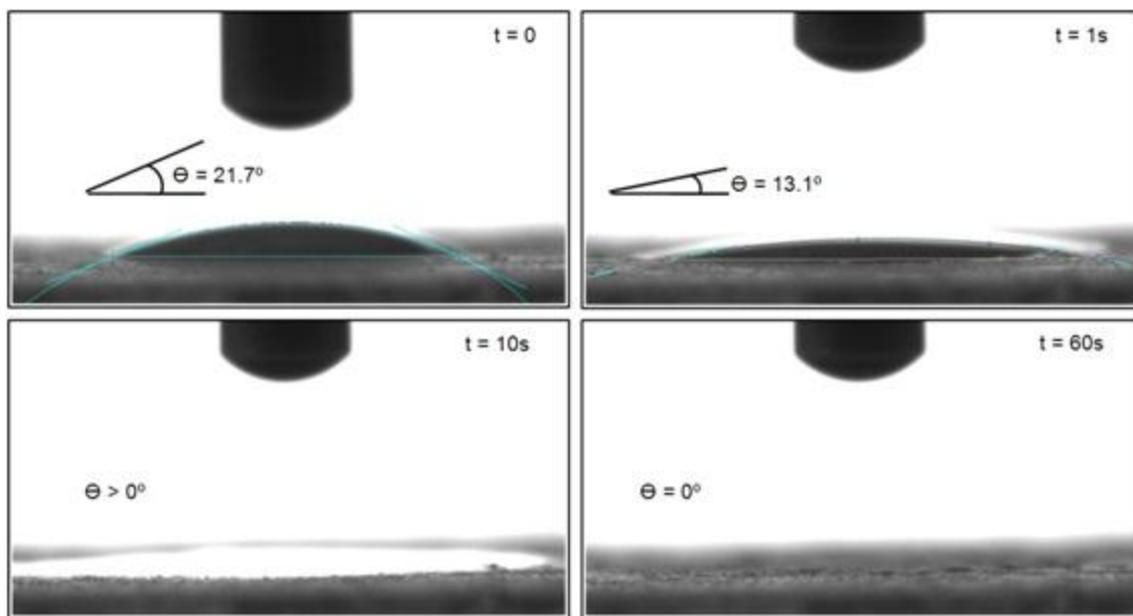


Figure 9 – The contact angle development of Cement A with time.

All of the sands in their natural state have contact angles equal to zero at any time point following the initial contact. For the siliceous sands, the initial contact angle is equal to zero. The limestone sand and the granite sand have initial contact angles of 14.5° and 33.9°, respectively. Although the initial contact angle varies among the studied sands, all of the contact angles are much lower than 90°, indicating wettability or slight water-repellent conditions. Moreover, the observed variation is typical for natural materials because, apart from their composition, θ is also influenced by factors that cannot be controlled, such as exposure of the grains to weather conditions, other wear, and previous contact with organic matter.

Finally, the treatment of the 0-1 mm siliceous sand with DCDMS effectively increased its hydrophobic behaviour, as its initial contact angle increased from slightly more than zero to 87.7°. No significant variation in the value of the contact angles of the treated sand was observed during the first minute, which indicated a certain level of

stability of the reduced wettability achieved with the treatment. While the water drop placed on the natural (as received) 0-1 mm siliceous sand immediately disappeared after contact, the water drop placed on the hydrophobised sand sample maintained its shape with only a small alteration of the contact angle value (from 87.7 to 82.1° in 60 s). Figure 10 shows an image of the SDM test on the treated sand at 60 seconds after contact.

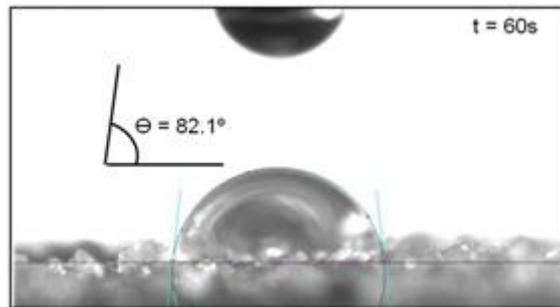


Figure 10 – The contact angle between the hydrophobised sand and the water 60 s after the placement of the drop.

Figure 11 shows DCDMS-coated 0-1 mm siliceous sand grains (fine sand fraction) from an ESEM image. No visible coatings were identified. However, the upper left corner magnified picture of a single grain shows condensed water drops on the surface of a grain, where the microscopic contact angle at the three-phase boundary can be observed. Although it is not possible to precisely measure the angle, due to the angle of the image, this contact angle is close to 90°, which confirms the hydrophobic behaviour of the surface.

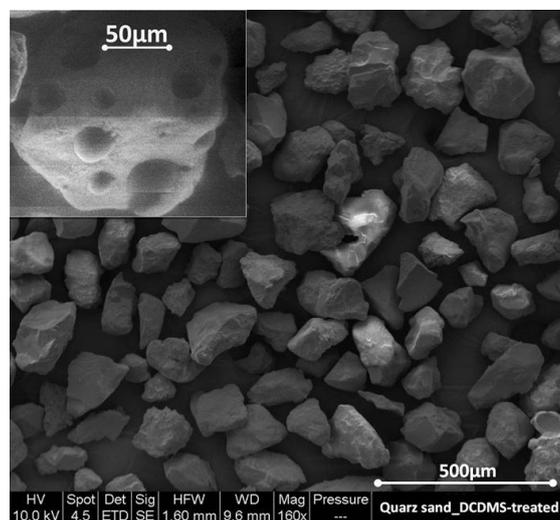


Figure 11 – ESEM image of DCDMS coated 0-1 mm siliceous sand.

A2.3.2 The Atterberg liquid limit test

Figure 12 presents the results obtained in the Atterberg liquid limit test, which allows qualitative interpretation of the influence caused by the DCDMS hydrophobised

sand over the performance of fresh mortar.

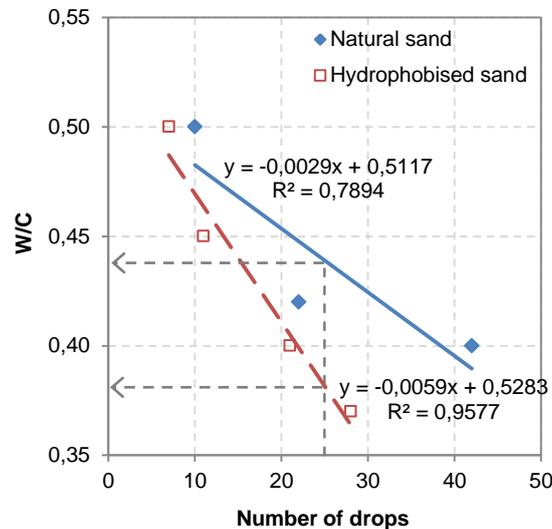


Figure 12 – Atterberg liquid limit test results.

The use of the treated sand effectively contributes to the improvement of the mortar workability. The W/C ratio corresponding to the value of 25 drops is 0.44 for the mortar produced with natural sand; the W/C ratio is reduced to a value slightly greater than 0.38 when hydrophobised sand is used. In other words, the mortar produced with natural sand needs more water than the mortar produced with the hydrophobised sand to achieve the same degree of consistency.

The more fluid consistency of the mortar produced with the treated sand could be a consequence of an increase in the volume of free water because the number of water molecules adsorbed on the surface of the hydrophobised sand decreases due to a lower surface free energy of the treated grains. It could also result from the inability of the grains to absorb water after treatment. However, considering the low thickness of the adsorbed layer of water and the fact that siliceous sand porosity is generally lower than 0.5 %, both the effects of the surface free energy value and absorption on the volume of free water are individually too small to be relevant.

Another possible explanation for the observed behaviour is based on the fact that the oxygen (O) of PDMS formed after sand treatment can interact with polar groups on the surface of the particles by electrostatic forces [23]. This interaction might induce the formation of permanent charged surfaces, even though this condition is not usual for sands. Therefore; the hydrophobised sand particles might also influence the dispersion of cement particles, diminishing agglomeration and improving fluidity. However, this conclusion is based in theoretical analysis and more study must be performed in order to verify this hypothesis.

A2.3.3 Density, compressive strength and pH

The density, compressive strength and pH results obtained for the hardened mortar specimens are presented in Table 4. The results presented are the averages of 10 density measurements and 6 compressive strength measurements. The standard deviation is given in parentheses.

Table 4 – Density, compressive strength and pH of the hardened samples

Test	Natural sand	Hydrophobised sand
Density (kg/m ³)	2,027.6 (0.02)	2,027.3 (0.02)
Compressive strength (MPa)	31.0 (6.8)	32.2 (7.8)
pH	12.5	12.5

Table 4 shows that the density and pH remain unchanged for both mortars produced, indicating that these properties are not significantly affected by the use of hydrophobised sand. The compressive strength presents a slight increase when hydrophobised sand is used. Nevertheless, the standard deviation presented by the series of specimens tested is higher than the improvement observed in the compressive strength itself, indicating that the results of the compressive strength for the two mortars series can be considered similar.

A2.3.4 The contact angle of the hardened mortar

Figure 13 presents the plots of the squared weight increase of the sample versus time when water (indicated by the index w) is used as the wetting liquid for the mortars produced with natural (Ns) and treated sand (Ts).

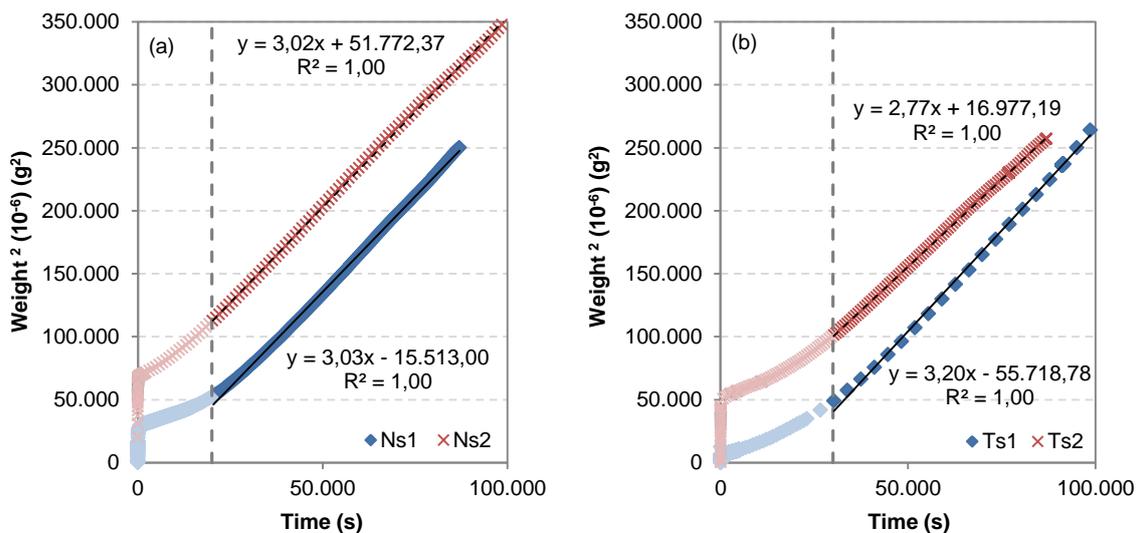


Figure 13 – CRM test results for the mortars produced with (a) the natural sand (Ns) and (b) the treated sand (Ts); in both cases, water was used as the wetting liquid.

As shown in Figure 13, the plotted curves are linear, but not initially. Therefore, to determine the slope of the curves, the initial range of values (between 0 – 20,000 s and 0 – 30,000 s for Figure 13 (a) and (b), respectively) was not considered. This behaviour, which was verified at the beginning of the test, might be caused by an initial penetration resistance of the surface, which could be a result of the higher initial contact angle indicated by the SDM test (see Table 6). After 60 seconds from the initial contact, the θ^{SDM} was considerably smaller, allowing penetration into the samples.

Using the valid experimental points obtained in the tests, linear curves were fitted using the method of least squares. The slopes of the fitted curves were equal to mw , which is used in Equation 5 to determine the contact angle through the CRM. It is important to note that the slopes of the curves are very similar to each other (varying from 2.77 to 3.20), which shows that the response of the mortar surface when in contact with the water does not vary significantly, indicating similar wetting behaviours.

Figure 14 shows the plots of the squared weight increase of the sample versus time when n-hexane (indicated by the index h) is used as the wetting liquid for the mortars produced with natural (Ns) and treated sands (Ts).

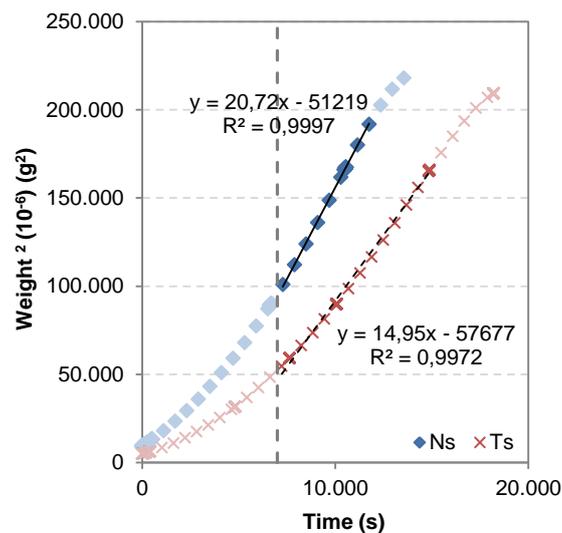


Figure 14 – CRM test results for the mortars produced with the natural (Ns) and the treated sand (Ts), using n-hexane as the wetting liquid.

The initial non-linear behaviour of the capillary rise curves is repeated when n-hexane is used as the wetting liquid, as shown in Figure 14. Additionally, a slight change can be observed at the end of the curves, giving the impression that the data represent an “S”-shaped curve. This behaviour is related to the high volatility of n-hexane. Because it was not possible to completely cover the reservoir containing the liquid, it evaporated much faster than water, as observed by noting the different time scales between Figures 13 and 14. The evaporation leads to a break in the contact between the specimen and the n-hexane surface and a resulting change in the rate of the weight gain. For this reason, the

range considered for the determination of the slope of the curves is between 7,000 – 12,000 s and 7,000 – 15,000 s for the mortars produced with the natural and treated sands, respectively.

The least squares method was once again used to obtain the best linear curves for the valid range of the experimental data. In this case, the slopes of the curves, m_h , are much greater than the slopes obtained when water was used as the wetting agent (see Figure 13). This is a result of the faster penetration of n-hexane into the mortar samples, which may be a consequence of two main factors: the different rheological parameters presented by n-hexane with respect to the water (see Table 5) and the prior assumption of a zero contact angle between the surface of the mortar and n-hexane.

The average linear slopes determined from the data in Figures 13 and 14 are presented in Table 5. Furthermore, the density (ρ), the viscosity (η) and the surface tension (σ_{LV}) of both the water and the n-hexane were obtained from pre-established tables for a temperature of 20°C (room temperature at the time of test).

Table 5 – Parameters used to determine the contact angle through the CRM

Parameter	Water	n-Hexane
m_{mean} (Ns)	3.03×10^{-6}	20.72×10^{-6}
m_{mean} (Ts)	2.99×10^{-6}	14.95×10^{-6}
ρ (kg/m ³)	998.2	660.8
η (mPas)	1.002	0.310
σ_{LV} (mN/m)	72.74	18.45

The values given in Table 5 were used to determine the contact angles using Equation 5. Table 6 presents the contact angles of the hardened mortars measured using both the SDM and the CRM (θ^{CRM}). The results presented are averages of 12 measurements for the SDM, which were made on both sides of six different drops placed over the same mortar specimen, and of 2 measurements for the CRM. The standard deviation is given in parentheses.

Table 6 – The contact angle between the hardened mortars and water

Materials	θ^{SDM} (°)								θ^{CRM} (°)
	0	1s	5s	10s	30s	60s	90s	120s	
Mortar with Ns	97.4 (4.1)	83.7 (2.0)	75.3 (2.9)	70.5 (2.4)	67.3 (2.1)	65.6 (2.2)	64.7 (2.3)	63.7 (2.1)	87.0 (0.0)
Mortar with Ts	102.3 (6.7)	85.7 (5.4)	76.9 (6.4)	70.6 (6.0)	64.5 (9.3)	61.1 (10.9)	59.6 (11.0)	56.4 (11.0)	85.9 (0.3)

The differences between the contact angles obtained for the mortars produced with the natural and treated sands are small, meaning that the surfaces of both hardened

mortars have similar wetting behaviours. This finding shows that the use of the hydrophobised sand does not contribute towards diminishing the affinity of the hardened mortar with water and likely has no effect on the durability of the hardened material.

The reason for the observed behaviour is most likely because the surface of the mortar is mainly composed of cement paste; thus, the sand has little or no contact with external water. In other words, the surface of the sand is mostly covered with the hydrated phases of the cement. Therefore, to change the wetting behaviour of the hardened mortar, it would be necessary to treat the elements of the paste. However, this is not possible with the method used in this study because the cement grains cannot be washed prior to mortar production. Additionally, it would be important to verify that the treatment of the elements of the paste does not influence the cement hydration process, which could negatively affect the strength development of the material.

When considering the change in Θ^{SDM} with time, the decrease in this angle is significant during the first 10 seconds. Subsequently, the contact angle shows a certain level of stability. This conclusion is valid for the examined time interval, up to 120 seconds. The initial contact angles are greater than 90° for mortars produced with both natural and hydrophobised sand, which indicates that these surfaces present a low affinity to water. In general, this behaviour is expected, considering that mortars are durable and have low water absorption. Hence, if the contact angles measured were too small, the water would penetrate more easily into the pore of the mortars and the durability of the material would be decreased, especially in humid environments.

When comparing the results obtained using the SDM and the CRM, a good agreement is achieved. The initial Θ^{SDM} is slightly larger than the Θ^{CRM} ; however, the observed difference is less than 20° and disappears one second after the initial contact.

Finally, it is notable that the contact angles obtained for the hardened mortars are larger than the contact angles obtained for all the individual component granular materials. A possible explanation for this fact might be related to the wetting properties of the hydrated paste because this paste is the main product composing the surface of the mortar specimens. Furthermore, it is important to observe that the glass samples prepared with the granular materials present a surface that is physically very different from the surface of the hardened mortar. The surfaces differ in texture, making it very difficult to accurately compare the results obtained in these two cases.

A2.4 CONCLUSIONS

After carrying out the experimental procedures and analysing the obtained results, we reached the following conclusions:

- All the studied granular materials, which are commonly used for mortar and concrete production, present a good wetting behaviour when the wetting agent is water. This finding is supported because the initial contact angles of the granular materials with water were in the hydrophilic range: they were all less than 30°;
- The chemical agent dichlorodimethylsilane (DCDMS) changed the initial contact angle between 0-1 mm siliceous sand and water from slightly greater than zero to 87.7°, indicating that it was very effective in making the material more hydrophobic;
- A mortar produced with hydrophobised 0-1 mm siliceous sand presents a better workability when fresh than the mortar produced with natural (as received) sand, when the same amount of water is used. This behaviour might be a consequence of an increase in the volume of free water due to both a decrease in the number of water molecules adsorbed on the surface of the hydrophobised sand and a reduction in the amount of absorbed water. Because the volume of water involved in these two phenomena is small, another possible explanation may be the improvement of the dispersion of cement particles by the treated sand particles. This explanation might be relevant when considering the interaction of PDMS with the polar groups on the surface of the particles by electrostatic forces, resulting in permanent charged sand surfaces;
- The use of the hydrophobised sand did not change the wetting properties of the surface of the mortar itself. This is most likely because the surface of the mortar is mainly composed of cement paste with aggregates hidden in the interior of the specimen.

ACKNOWLEDGEMENTS

We thank the Institute of Building Materials at Leibniz Universität Hannover and Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus for the laboratory assistance provided. For financial support, we thank the AGAUR Agència de Gestió d'Ajuts Universitaris i de Recerca (Agency of Scholarship Management and Research) of the government of Catalonia and the Ministry of Science and Innovation of the government of Spain through the project BIA2010-20913-C02-02. A special thank you goes to Susanne Woche and Stephan Sass for their invaluable help.

REFERENCES

- [1] A.W. Adamson, Physical chemistry of surfaces, fifth ed., John Wiley & Sons, 1990.

- [2] I. Tanaka, M. Koishi, K. Shinohara, Evaluation of the wettability of spherical cement particle surfaces using penetration rate method, *Cem. Concr. Res.* 32 (2002) 1161-1168.
- [3] I. Tanaka, N. Suzuki, Y. Ono, M. Koishi, Fluidity of spherical cement and mechanism for creating high fluidity, *Cem. Concr. Res.* 28 (1998) 63-74.
- [4] I. Tanaka, N. Suzuki, Y. Ono, M. Koishi, A comparison of the fluidity of spherical cement with that of broad cement and a study of the properties of fresh concrete using spherical cement, *Cem. Concr. Res.* 29 (1999) 553-560.
- [5] Y. Xu, D.D.L. Chung, Improving the workability and strength of silica fume concrete by using silane-treated silica fume, *Cem. Concr. Res.* 29 (1999) 451-453.
- [6] L. Courard, Evaluation of thermodynamic properties of concrete substrates and cement slurries modified with admixtures, *Mater. Struct.* 35 (2002) 149-155.
- [7] L. Courard, F. Michel, M. Martin, The evaluation of the surface free energy of liquids and solids in concrete technology, *Constr. Build. Mater.* 25 (2011) 260-266.
- [8] P.M. Gea Jódar, Mojado en condiciones de no-equilibrio sobre superficies reales, Ph D thesis, Granada, Spain: Universidad de Granada (2006).
- [9] M. Martin, Étude de la texture de la surface coffrée des parements verticaux en béton, Ph D thesis, Canada: Université Laval and France: Université de Cergy-Pontoise (2007).
- [10] J.K. Mitchell, K. Soga, *Fundamentals of soil behavior*, third ed., John Wiley & Sons, 2005.
- [11] A.M. Alhozaimy, Effect of absorption of limestone aggregates on strength and slump loss of concrete, *Cem. Concr. Comp.* 31 (2009) 470-473.
- [12] J.A. Ortiz, Estudio experimental sobre la influencia de la temperatura ambiental en la resistencia del hormigón preparado, Ph D thesis, Barcelona, Spain: Universitat Politècnica de Catalunya (2005).
- [13] N.S. Klein, El rol físico del agua en las mezclas de cemento Portland, Ph D thesis in progress, Barcelona, Spain: Universitat Politècnica de Catalunya (Unpublished results).
- [14] A. Fadeev, Y.V. Kazakevich, Covalently attached monolayers of oligo(dimethylsiloxane)s on silica: a siloxane chemistry approach for surface modification, *Langmuir* 18 (2002) 2665-2672.

- [15] J. Bachmann, R. Horton, R.R. van der Ploeg, S. Woche, Modified sessile drop method for assessing initial soil-water contact angle of sandy soil, *Soil Sci. Soc. Am. J.* 64 (2000) 564-567.
- [16] DataPhysics Instruments, SCA20 Version 4.1.15 Build 1022, GmbH, Filderstadt. 2002.
- [17] ASTM D4318-10, Standard Test Methods for Liquid Limit, Plastic Limit, and Plasticity Index of Soils 2010.
- [18] DIN ISO 10390 (2005-12), Soil quality - Determination of pH 2005.
- [19] J. Bachmann, S. Woche, M.O. Goebel, M.B. Kirkham, R. Horton, Extended methodology for determining wetting properties of porous media, *Water Resour. Res.* 39 1353 (2003) 1-14.
- [20] J. Bachmann, A. Ellies, K.H. Hartge, Development and application of a new sessile drop contact angle method to assess soil water repellency, *J. Hydrol.* 231-232 (2000) 66-75.
- [21] J.C. Ramírez-Flores, J. Bachmann, A. Marmur, Direct determination of contact angles of model soils in comparison with wettability characterization by capillary rise, *J. Hydrol.* 382 (2010) 10-19.
- [22] R.D. Hazlett, On surface roughness effects in wetting phenomena, *J. Adhes. Sci. Technol.* 6 (1992) 625-633.
- [23] J. Pfeiffer, J. Weis. Silicone - Multitalente aus Sand. Eigenschaften und Anwendungen. *CLB Chem. Biotech.* 53 (2002) 128-135.