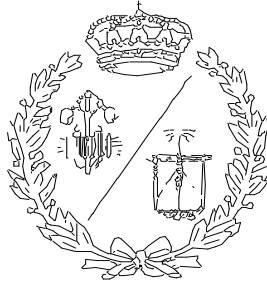


ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS
INDUSTRIALES Y DE TELECOMUNICACIÓN

UNIVERSIDAD DE CANTABRIA



Proyecto Fin de Máster

***ANÁLISIS DE LA ADICIÓN DE FIBRAS DE
POLIPROPILENO EN HORMIGONES
MEDIANTE MÉTODOS
COMPUTACIONALES***

(ANALYSIS OF POLYPROPYLENE FIBRE ADDITION
IN CONCRETES USING COMPUTATIONAL METHODS)

Para acceder al Título de

MÁSTER EN INGENIERÍA INDUSTRIAL

Autor: Angel Luis Serrera Domingo;

Director: Dr. Daniel Alvear Portilla

Octubre - 2013

"A veces la vida te pegará en la cabeza con un ladrillo. Pero no pierdas la fe."

Steve Jobs

Agradecimientos:

A los que ya no están, porque allí estuvieron cuando más los necesite y permanecen en el recuerdo de mi corazón.

A los que están, porque no existen palabras de agradecimiento suficientes.

Al Profesor Daniel Alvear por darme la oportunidad de desarrollar este trabajo, por su apoyo y guía. Agradecer a Eduardo sus continuas indicaciones y paciencia. Además de al resto de los miembros que componen GIDAI, a los que valoro tanto como profesionales como por su calidad humana, gracias por hacerme sentir como en casa.

ÍNDICE GENERAL

ÍNDICE GENERAL

	Pag.
ÍNDICE GENERAL	i
ÍNDICE DE TABLAS Y FIGURAS	vi
CAPÍTULO 1: PLANTEAMIENTO GENERAL Y OBJETIVOS	2
1. Introducción	2
2. Métodos de evaluación del hormigón en caso de incendio planteados en el eurocódigo.	5
2.1. Curvas nominales de incendio	6
2.2. Curvas paramétricas	9
2.3. Modelos de Simulación Computacional	10
3. Ventajas del empleo de hormigones de alta resistencia frente a otro tipo de hormigones	11
4. Inconvenientes del empleo de hormigones de alta resistencia frente a otro tipo de hormigones	13
5. Ventajas del uso de modelos como herramienta de análisis	16
6. Inconvenientes del uso de modelos como herramienta de análisis	17
7. Exposición de objetivos	18
CAPÍTULO 2: PROPIEDADES DE LOS HORMIGONES	21
1. Introducción	21
2. Propiedades mecánicas de los hormigones	22
2.1. Resistencia a la compresión	22
2.2. Resistencia a la tracción	23
2.3. Módulo de elasticidad	27
2.4. Diagramas de tensión-deformación.	28
3. Efecto de las Temperaturas en las propiedades mecánicas del material	29
3.1. Efecto de la temperatura en la resistencia a la compresión.	29
3.2. Efecto de la temperatura en la resistencia a la tracción.	32
3.3. Efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad.	33

3.4. Efecto de la temperatura en la relación tensión-deformación.	35
---	----

CAPÍTULO 3: PROCESOS FISICOS EN EL HORMIGON SOMETIDO A UN INCENDIO. SPALLING 38

1. El proceso termo-hídrico	38
2. El proceso termo-mecánico	41
3. El proceso completo. Fusión de ambas teorías	43
4. El spalling	44
4.1. Spalling producto de la presión de poros	47
4.2. Spalling producto de los esfuerzos térmicos en el hormigón.	49
4.3. Spalling combinado producto de la presión de poros y los esfuerzos térmicos en el hormigón.	49
5. El spalling en ensayos de caracterización	50
6. Factores de diseño para mitigar el efecto spalling	53
7. Propiedades físicas del polipropileno	55
8. Mecanismos de acción de las fibras de polipropileno	57
9. Caracterización de las fibras de polipropileno	61
10. Comprobación experimental. Estudios de Kalifa et al. en 2001	64

CAPÍTULO 4: PRINCIPIOS DE LOS MODELOS ANALITICOS DEL COMPORTAMIENTO DE HORMIGON EN CASO DE INCENDIO 66

1. Introducción	66
2. Principales modelos .Diferencias en los enfoques analíticos	68
3. Elección de un modelo frente a los demás.	77

CAPÍTULO 5: ECUACIONES CONSTITUTIVAS E IMPLEMENTACION COMPUTACIONAL 80

1. Introducción	80
2. Ecuaciones constitutivas	81
2.1. Principio de conservación de la masa	82
2.2. Ecuación de temperaturas	90

2.3. Ecuación de la Presión de los poros	92
3. Implementación computacional del modelo	93
CAPÍTULO 6: ANÁLISIS DE LA SENSIBILIDAD	99
1. Introducción:	99
2. Parámetros de entrada del modelo	100
2.1. Parámetros del Material	100
2.1.1. Propiedades mecánicas y de dosificación	101
2.1.2. Parámetros hidro-térmicos	102
2.2. Geometría	104
2.3. Condiciones de contorno	104
2.4. Parámetros de simulación	107
3. Respuestas que presenta el modelo	107
4. Análisis de sensibilidad previo de los parámetros de entrada del modelo	111
5. Análisis de sensibilidad propuesto para los parámetros de entrada	113
6. Resultados del análisis de sensibilidad de los parámetros de entrada	118
6.1. Conductividad inicial	118
6.2. Contenido de agua	120
6.3. Contenido de cemento	122
6.4. Densidad inicial	125
6.5. Edad inicial	127
6.6. Contenido inicial de fibras	129
6.7. Humedad relativa	131
6.8. Permeabilidad	134
6.9. Porosidad inicial	135
7. Análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación	137
8. Análisis de sensibilidad propuesto para los parámetros de simulación	139
9. Resultados del análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación	140

CAPÍTULO 7 : ADICION DE FIBRAS DE POLIPROPILENO EN HORMIGONES DE 120 Mpa.	148
1. Introducción	148
2. Procedimiento de análisis propuesto	149
3. Resultados del análisis de las presiones máximas en función de la dosificación de fibras	152
3.1. Comparación con los ensayos de Kalifa et al.	152
3.2. Edad de 3650 días para el hormigón 1	155
4. Resultados del análisis de spalling	157
 CAPÍTULO 8 : CONCLUSIONES	 161
 BIBLIOGRAFIA	 166
 ANEXO 1	
1. Resultados de la campaña de simulaciones del análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación	181

ÍNDICE DE TABLAS Y FIGURAS

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla	Páginas
Tabla 1. Economía en el uso de HAR frente a los hormigones convencionales.	12
Tabla 2. Clasificación de los hormigones según su resistencia característica a los 28 días.....	21
Tabla 3. Relación entre la resistencia a la compresión y la resistencia a la tracción del hormigón.....	22
Tabla 4. Efecto del tipo de árido en el módulo de elasticidad.....	28
Tabla 5. Módulos para los distintos tipos de hormigones.	29
Tabla 6. Relación resistencia-temperatura para los hormigones ensayados sin carga aplicada.	30
Tabla 7. Relación resistencia-temperatura para los hormigones ensayados con carga aplicada.	30
Tabla 8. Relación resistencia-temperatura para los hormigones ensayados a resistencia residual.....	31
Tabla 9. Número de fibras en función del diámetro para un contenido de fibras de 1kg/m ³ y fibras de 6 mm de longitud.....	62
Tabla 10. Área total y longitud de fibras en función del diámetro para un contenido de fibras de 1kg/m ³ y fibras de 6 mm de longitud.	63
Tabla 11. Asunciones de los principales modelos matemáticos.....	77
Tabla 12. Condiciones analizadas en el análisis de sensibilidad.....	111
Tabla 13. Parámetros y rangos de las simulaciones del análisis la sensibilidad.	113
Tabla 14. Parámetros base que usamos para analizar la sensibilidad.....	114
Tabla 15. Características hormigón.....	139
Tabla 16. Características del ensayo.....	139

Tabla 17. Valores CFL analizados en las simulaciones	140
Tabla 18. variación de los parámetros tamaño de celda y paso temporal para cada CFL.....	140
Tabla 19. Parámetros de simulación y errores para cfl 2500.....	141
Tabla 20. Parámetros de simulación y errores para cfl 3750.....	141
Tabla 21. Parámetros de simulación y errores para cfl 5000.....	141
Tabla 22. Parámetros de simulación y errores para cfl 6250.....	141
Tabla 23. Parámetros de simulación y errores para cfl 7500.....	141
Tabla 24. Parámetros de simulación y errores para cfl 10000	142
Tabla 25. Parámetros de simulación y errores para cfl 12500	142
Tabla 26. Parámetros de simulación y errores para cfl 15000	142
Tabla 27. Parámetros de simulación y errores para cfl 20000	142
Tabla 28. Parámetros de simulación y errores para cfl 25000	143
Tabla 29. Parámetros de simulación y errores para cfl 30000	143
Tabla 30. Parámetros de simulación y errores para cfl 50000	143
Tabla 31. Clasificación en función del tamaño de celda 0.001 m.	144
Tabla 32. Clasificación en función del tamaño de celda 0.002 m.	144
Tabla 33. Clasificación en función del tamaño de celda 0.003 m.	145
Tabla 34. Clasificación en función del tamaño de celda 0.004 m.	145
Tabla 35. Dosificación y parámetros de resistencia para el Hormigón 1.....	150
Tabla 36. Dosificación y parámetros de resistencia para el Hormigón 2.....	150
Tabla 37. Características del material.....	151
Tabla 38. Parámetros de simulación.....	151
Tabla 39. Dosificaciones de estudio.....	151
Tabla 40. Presiones máximas en el hormigón 90 días para las distintas dosificaciones de fibras.	154

Tabla 41. Presiones máximas en el hormigón 3650 días para las distintas dosificaciones de fibras	156
Tabla 42. Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad $1 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$	157
Tabla 43. Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad $1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$	158
Tabla 44 Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad $1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$	158
Tabla 45 Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad $1 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$	159

ÍNDICE DE FIGURAS

Figuras	Páginas
Figura 1. Curvas estandarizadas Tiempo-Temperatura o.....	9
Figura 2. Curvas paramétricas Tiempo-Temperatura.....	¡Error! Marcador no definido.
Figura 3. Los modelos de zona dividen la geometría en las zonas las representadas en el dibujo: Zona superior, Zona inferior y penacho del incendio.....	11
Figura 4. Desprendimiento en una viga de hormigón debido al spalling.....	14
Figura 5. Esquema del túnel del canal de la mancha.....	15
Figura 6. Esquema de diseño de un modelo computacional.	17
Figura 7. Relación entre la resistencia a la compresión y la resistencia a la tracción del hormigón.....	24
Figura 8. Relaciones entre la resistencia a la compresión y la resistencia a la tracción del hormigón.....	26
Figura 9. Diagrama de tensión-deformación para compresión uniaxial.....	28
Figura 10 Relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos sin carga aplicada.	31
Figura 11 Relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos de resistencia residual..	32
Figura 12. Relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos con carga aplicada..	32
Figura 13 Resistencia residual a la tracción de HAR y HC en función de la temperatura	33
Figura 14 Relaciones del módulo de elasticidad en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos sin carga aplicada..	34
Figura 15 Relaciones del módulo de elasticidad en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos de resistencia residual.	35

Figura 16 Relaciones de tensión deformación para diferentes temperaturas, a) HAR, b) HC.....	36
Figura 17 Migración del vapor de agua en el interior del hormigón.....	38
Figura 18 Gráficas de presión de poros en función del tiempo y en función de la temperatura para un hormigón de alto desempeño.....	39
Figura 19 Gráficas de presión de poros de un hormigón de alto desempeño y un hormigón convencional	40
Figura 20 Asunción de Anderberg 1997.....	41
Figura 21 Asunción de Bazant 1997.	42
Figura 22 Relación entre las tensiones de tracción en el esqueleto sólido del hormigón y la presión de poros, considerando un modelo esférico de poro.....	43
Figura 23. Condensación del vapor en las zonas frías y formación de la moisture clog	44
Figura 24. Proceso de spalling.....	45
Figura 25. Tipos de agua presentes en el hormigón. a) T = 20 °C, b) T= 105 °C, c) T= 850 °C.	48
Figura 26. La inestabilidad térmica ocurre cuando las tensiones generadas por el incremento de la presión de poros superan la resistencia a la tracción del hormigón para una temperatura dada.	48
Figura 27. Efecto combinado de la temperatura y la presión de poros en el spalling explosivo.....	49
Figura 28. Transformaciones principales del polipropileno superpuestas a los patrones de temperaturas generados en el hormigón expuesto por una cara..	57
Figura 29. Representación simplificada del mecanismo de liberación de la presión de vapor mediante PITS	59
Figura 30. Volumen representativo del elemento. Diferencias en los tipos de agua presentes.	69

Figura 31. Variación de la densidad del hormigón en función de la temperatura.	91
Figura 32. Limites superior e inferior de la conductividad térmica.	91
Figura 33. Ejemplo de curva de salida para la distribución de temperaturas para las distintas profundidades del elemento en un instante dado.	108
Figura 34. Ejemplo de curva de salida para la distribución de resistencia a la compresión para las distintas profundidades del elemento en un instante dado.	108
Figura 35. Ejemplo de curva de salida para la distribución de resistencia a la tracción para las distintas profundidades del elemento en un instante dado.	109
Figura 36. Ejemplo de curva de salida para la pérdida de masa del elemento.	109
Figura 37. Ejemplo de curva de salida para la distribución de la presión de poros para las distintas profundidades del elemento en un instante dado.	110
Figura 38. Ejemplo de curva de salida para el criterio de spalling para las distintas profundidades del elemento en un instante dado.	110
Figura 39. Puntos de comparación de las pérdidas de masa.	114
Figura 40. Puntos de comparación de las curvas Temperaturas.	115
Figura 41. Puntos de comparación de las curvas de presión.	116
Figura 42. Sensibilidad de la pérdida de masa a la conductividad inicial.	118
Figura 43. Sensibilidad de la temperatura a la conductividad inicial.	119
Figura 44. Puntos de la presión a la conductividad inicial.	119
Figura 45. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la conductividad inicial.	120
Figura 46. Sensibilidad de la pérdida de masa a la cantidad de agua inicial.	121
Figura 47. Sensibilidad de la temperatura a la cantidad de agua inicial.	121
Figura 48. Sensibilidad de la presión a la cantidad de agua inicial.	122
Figura 49. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la cantidad de agua inicial.	122

Figura 50. Sensibilidad de la pérdida de masa al contenido en cemento inicial.	123
Figura 51. Sensibilidad de la temperatura al contenido en cemento inicial	123
Figura 52. Sensibilidad de la presión al contenido en cemento inicial	124
Figura 53. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico al contenido en cemento inicial.	124
Figura 54. Sensibilidad de la pérdida de masa a la densidad inicial.	125
Figura 55. Sensibilidad de la temperatura a la densidad inicial.	125
Figura 56. Sensibilidad de la presión a la densidad inicial.....	126
Figura 57. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la densidad inicial.	126
Figura 58. Sensibilidad de la pérdida de masa a la edad inicial	127
Figura 59. Sensibilidad de la temperatura a la edad inicial.	127
Figura 60. Sensibilidad de la presión a la edad inicial.	128
Figura 61. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la edad inicial.....	128
Figura 62. Curva de pérdidas de masa que genera inestabilidad en el programa.....	130
Figura 63. Sensibilidad de la presión al contenido inicial de fibras.....	130
Figura 64. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico al contenido inicial de fibras.	131
Figura 65. Sensibilidad de la pérdida de masa a la humedad relativa.	132
Figura 66. Sensibilidad de la temperatura a la humedad relativa.....	132
Figura 67. Sensibilidad de la presión a la humedad relativa.	133
Figura 68. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la humedad relativa.	133
Figura 69. Sensibilidad de la pérdida de masa a la permeabilidad inicial.....	134
Figura 70. Sensibilidad de la presión a la permeabilidad inicial	134

Figura 71. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la permeabilidad inicial	135
Figura 72. Sensibilidad de la pérdida de masa a la porosidad inicial.....	136
Figura 73. Sensibilidad de la presión a la porosidad inicial.	136
Figura 74. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la porosidad inicial.	137
Figura 75. Comparación para el mismo valor cfl de diferentes tamaños de celda respecto a los datos experimentales.....	146
Figura 76. Presiones máximas en los poros $D_f=0 \text{ kg/m}^3$	153
Figura 77. Presiones máximas en los poros $D_f=0.5 \text{ kg/m}^3$	153
Figura 78. Presiones máximas en los poros $D_f=1 \text{ kg/m}^3$	154
Figura 79. Presiones máximas en los poros $D_f=1.5 \text{ kg/m}^3$	154
Figura 80. Presiones máximas en los poros a 3650 días $D_f=0 \text{ kg/m}^3$	155
Figura 81. Presiones máximas en los poros a 3650 días $D_f=1.5 \text{ kg/m}^3$	156
Figura 82. Presiones máximas en los poros a 3650 días $D_f=2 \text{ kg/m}^3$	157

CAPÍTULO 1
PLANTEAMIENTO GENERAL Y
OBJETIVOS

CAPÍTULO 1

PLANTEAMIENTO GENERAL Y OBJETIVOS

1. Introducción

En palabras del arquitecto Alejandro de la Sota *“Los cambios de estilos arquitectónicos fueron siempre culturales. Hoy son materiales; únicamente los nuevos materiales nos permiten hacer nuevas arquitecturas”*

La tecnología del hormigón no es ajena a esta dinámica y en la búsqueda de materiales más eficientes con el propósito de resolver los problemas que surgen a la hora de dar respuesta a las necesidades constructivas del ser humano, se ha convertido en uno de los principales focos de atención en el presente siglo.

En los últimos 50 años se ha diseñado una nueva generación de hormigones denominados avanzados, encaminados a mejorar alguna de las propiedades con las que contaban los hormigones convencionales (resistencia a la compresión, durabilidad, puesta en obra etc.) mediante el uso de dosificaciones que incluyen componentes diferentes a los que se venían utilizando en los hormigones tradicionales (cenizas volantes, superplastificantes, superfluidificantes, fibras, etc.)

Estos avances han procurado al ingeniero una gran variedad de posibilidades de elección a la hora de proyectar, al disponer de una amplia gama de soluciones para dar una respuesta eficiente en sus construcciones (hormigones ligeros, hormigones de altas prestaciones, hormigones con fibras, hormigones reciclados, hormigones poliméricos)

Por sus especiales características en el presente Proyecto de Fin de Máster nos vamos a centrar en una clase dentro de los hormigones de altas prestaciones, los hormigones de alta resistencia, que se presentan como una técnica altamente competitiva y de futuro, pero a la que todavía le quedan aspectos por acometer. En este sentido su comportamiento frente al incendio es uno de los elementos de riesgo más serios a los cuales puede verse sometida una estructura a lo largo de toda su vida útil y será objeto de este trabajo.

En un principio las estructuras metálicas permitían alcanzar mayores alturas en edificios y luces en los puentes al presentar mayores resistencias que se traducían en menores secciones que sus equivalentes en el hormigón.

El avance de la tecnología del hormigón hizo posible alcanzar resistencias competitivas y en caso de incendio el uso de hormigones convencionales (25 MPa-50MPa) presentaba un mejor comportamiento como medida de prevención, por lo que su uso frente a las construcciones metálicas parecía estar justificado.

En la búsqueda de mayores resistencias y luces de cálculo, se desarrollaron paulatinamente los hormigones de alta resistencia, considerando como tales, aquellos que tienen resistencias a compresión mayores de 50 MPa. En la práctica, se pueden fabricar hormigones con resistencias superiores a los 120 MPa y en condiciones ambientales estrictas en el laboratorio se han llegado a superar los 400 MPa.

Sin embargo, en esta clase de hormigones se han encontrado algunas dificultades para enfrentarse al problema del incendio, presentando un peor comportamiento a medida que aumenta su capacidad de resistencia, debido a la especial relevancia de fenómenos nocivos como el desconchamiento explosivo (spalling) producto de las altas presiones que se generan en el material que provocan el “estallido” del mismo reduciendo así su sección resistente.

A pesar de su importancia, queda todavía mucho por mejorar en la comprensión de este fenómeno y es escasa la información. En las especificaciones del Eurocódigo 2 se establece que la probabilidad de ocurrencia de spalling es muy limitada si el

contenido de humedad en el hormigón es inferior al 3%, sin tener en cuenta consideraciones como la permeabilidad del hormigón o la resistencia a la tracción. En otras, como la ACI 216.1, no existe ninguna especificación para predecir este fenómeno en el hormigón.

En la norma E.H.E 2008, de actual vigencia en nuestro país y que se basa en los métodos planteados en el Eurocódigo, recoge en su anejo 6 los métodos simplificados y tablas que permiten determinar, del lado de la seguridad, la resistencia de los elementos estructurales de hormigón ante la acción representada por la curva normalizada tiempo-temperatura, según UNE-EN 1363-1.

Sin embargo esta norma, reconoce en el mismo anejo que quedan fuera de aplicación de los métodos experimentales simplificados los hormigones de resistencia característica superior a 80 N/mm^2 y que debe recurrirse a bibliografía especializada y además que *“Dichos métodos deben considerarse como condición suficiente para establecer la resistencia al fuego de los elementos estructurales de hormigón, pero no como condición necesaria, pudiéndose utilizar siempre métodos más precisos o avanzados de los propuestos, e incluso métodos experimentales, para determinar la resistencia al fuego de tales elementos de hormigón”*.

Como vemos, obtener la respuesta frente al fuego de un elemento de hormigón de alta resistencia fuera de estos márgenes no es tarea sencilla, debido a la falta de metodologías de cálculo para la predicción de la presión de poros y la estimación del desconchamiento explosivo, lo cual se reconoce como uno de los elementos fundamentales para avanzar en el desarrollo de medidas de mitigación efectivas contra el spalling en estructuras de hormigón.

Visto de esta manera tomar la decisión de diseñar con hormigones de resistencias superiores a 80 MPa , representa un problema para el ingeniero desde el punto de vista del incendio y la escasa presencia normativa al alcance de la mano sugiere que los costes experimentales pueden resultar antieconómicos en el empleo de estos hormigones.

Si bien es tarea del científico abordar los problemas en el campo teórico del comportamiento del hormigón en caso de incendio, es obligación del ingeniero abordar aquellos que en la práctica derivaran del empleo de este tipo de hormigón en las construcciones. Por lo tanto, conocer y utilizar las herramientas disponibles al alcance de la mano a la hora de definir en un proyecto la resistencia al fuego es tarea fundamental del ingeniero.

Dentro de las herramientas disponibles los modelos matemáticos se presentan como la mejor de las opciones para evitar la experimentación con el sistema mismo, reduciendo los costos experimentales que el problema del incendio genera a la hora de emplear este tipo de hormigones.

2. Métodos de evaluación del hormigón en caso de incendio planteados en el Eurocódigo

El Eurocódigo plantea tres posibles métodos de evaluación de la resistencia al fuego de los elementos estructurales:

- a. El uso de tablas de resistencia al fuego normalizado de los elementos estructurales, quizás el procedimiento más útil para el proyectista pero con el problema de que no están cubiertos todos los casos y que alguno de estos sea difícilmente asimilable.
- b. Los métodos simplificados de cálculo, que consisten en la estimación de la capacidad resistente de los elementos estructurales por medio de métodos numéricos, aplicados directamente a sus secciones rectas. Su campo de aplicación también está limitado a unas tipologías fijas definidas, las cuales han sido contrastadas por medio de métodos experimentales.
- c. Se plantean las bases de los métodos generales de comprobación, con los que se pretende conseguir una mejor aproximación al comportamiento estructural real en caso de incendio. El empleo de estos métodos requiere de programas sofisticados (modelos computacionales) y un conocimiento de las propiedades mecánicas y térmicas de los materiales a elevadas temperaturas.

Cuando se analiza el comportamiento de una estructura de hormigón en caso de incendio, independientemente de la complejidad del método de evaluación adoptado, resulta necesario determinar, en primer lugar, la evolución de las temperaturas, tanto en la superficie como en el interior del elemento sujeto al análisis.

Estimar la temperatura real en la superficie de los elementos durante un incendio es una tarea extremadamente compleja, debido a que intervienen numerosos factores, que incluyen tanto la geometría del recinto, la carga de fuego, las condiciones de ventilación, entre otros muchos.

En ese sentido, y a modo de simplificación, se recogen en la bibliografía diversos modos para estimar las temperaturas, los cuales pueden ser clasificados en tres categorías:

1. Curvas Nominales de Incendio Estandarizado.
2. Curvas Paramétricas de Incendio.
3. Modelos Computacionales.

2.1. Curvas Nominales de Incendio

Las Curvas Nominales idealizan las condiciones de exposición térmica durante un incendio, sin tener en cuenta factores como la distribución de la temperatura dentro del recinto, la ubicación y cantidad del material combustible, la geometría, condiciones de ventilación, etc. debido a que asumen que el gas dentro del recinto en el cual está produciéndose el incendio presenta una temperatura uniforme, la cual varía en el tiempo según la curva seleccionada.

En función del tipo de escenario de incendio que se esté analizando, se proponen diversos tipos de curvas, las cuales han sido establecidas en base a la experiencia de incendios reales, y son descritas a continuación.

Curva ISO 834

Los ensayos de estandarizados de resistencia al fuego a los cuales se ven sometidos la mayoría de los materiales de construcción, están basados en el uso de curvas de incendios de celulosa (Cellulosic time/temperature curve), tales como la ISO 834 [17], la BS 476: part 18 [37], la DIN 4102 [19], la ASTM E-119 [20], etc.

En el caso de incendios en edificaciones, la curva más comúnmente utilizada para la descripción de la evolución de las temperaturas en el interior del recinto es la ISO 834, la cual presenta un incremento logarítmico siempre creciente de la temperatura, el cual es descrito por la ecuación:

$$T = 20 + 345 \log(8t + 1) \quad (1)$$

Dónde:

- T es la temperatura y t es el tiempo (en minutos)

Sin embargo, para otro tipo de escenarios de incendio como pueden ser túneles, industrias petroquímicas, etc., la agresión térmica que reproduce la curva ISO se considera que pudiera resultar insuficiente, debido a que en este tipo de escenarios es muy usual que se alcancen temperaturas muy elevadas en pequeños intervalos de tiempo, debido a la carga de combustible presente y a la reducida geometría (sección transversal) del recinto en el que se produce. En estos casos es de práctica común utilizar otros tipos de curvas como las Curvas de Hidrocarburos (HC).

Curvas HC y HCM

Las Curvas de Hidrocarburos reproducen una velocidad de combustión y temperaturas superiores a las que son posibles alcanzar con las Curvas de Celulosa (ISO 834, etc.). Las mismas surgen como una exposición alternativa para realizar ensayos de resistencia al fuego en estructuras y materiales utilizados dentro de la industria petroquímica.

Esta curva es aplicable cuando se consideren incendios pequeños de petróleo, como por ejemplo el depósito de combustible de un automóvil, tanques de petróleo o aceite, tanques con ciertos tipos de químicos, etc. De hecho, aunque la curva de hidrocarburos está basada en un tipo de incendio estandarizado, existen numerosos tipos de incendio asociados a los combustibles petroquímicos.

La evolución de las temperaturas de la Curva de Hidrocarburos según UNE-EN 1991-1-2 [21] presenta una temperatura máxima de 1100 °C, y es descrita por la siguiente ecuación:

$$T = 20 + 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) \quad (2)$$

Derivada de la curva anterior, las autoridades francesas propusieron una curva, la cual ha sido denominada como Curva de Hidrocarburos Modificada (HCM), la cual es una versión incrementada de la curva anterior. En este caso, la temperatura máxima de la curva es 1300 °C y su crecimiento es descrito por la ecuación:

$$T = 20 + 1280(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) \quad (3)$$

Existen además de las tres curvas anteriormente mencionadas otros tipos de curvas las cuales son de práctica común. La Figura 1 muestra algunos ejemplos de estas curvas nominales.

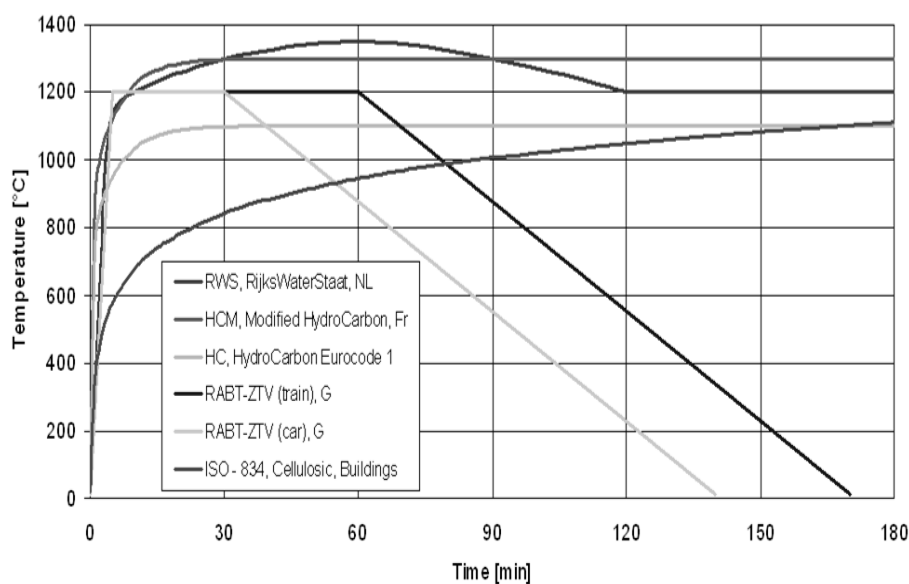


Figura 1. Curvas estandarizadas Tiempo-Temperatura. (fuente: promat-tunnel.com)

2.2. Curvas Paramétricas

Las curvas paramétricas describen un conjunto de curvas tiempo-temperatura para diferentes cargas de incendio y factores de ventilación del recinto. Al igual que en el caso anterior, el análisis parte de considerar que todo el gas dentro del recinto donde ocurre el incendio se encuentra a la misma temperatura, pero se tienen en cuenta factores como la cantidad y tipos de combustibles presentes, ventilación, inercia térmica de suelos y paredes, etc.

Estas curvas, al contrario de la mayoría de las curvas nominales, presentan tanto una rama de calentamiento como una de enfriamiento, lo cual las hace muy apropiadas para el cálculo, debido a que es posible mejorar la precisión en la predicción del comportamiento de los elementos respecto a las Curvas Nominales.

Sin embargo, a pesar de constituir una mejora, no son muy prácticas para su utilización experimental en ensayos de horno debido a que es muy difícil de controlar la rama de enfriamiento. La Figura 2 muestra algunos ejemplos de curvas paramétricas de incendio.

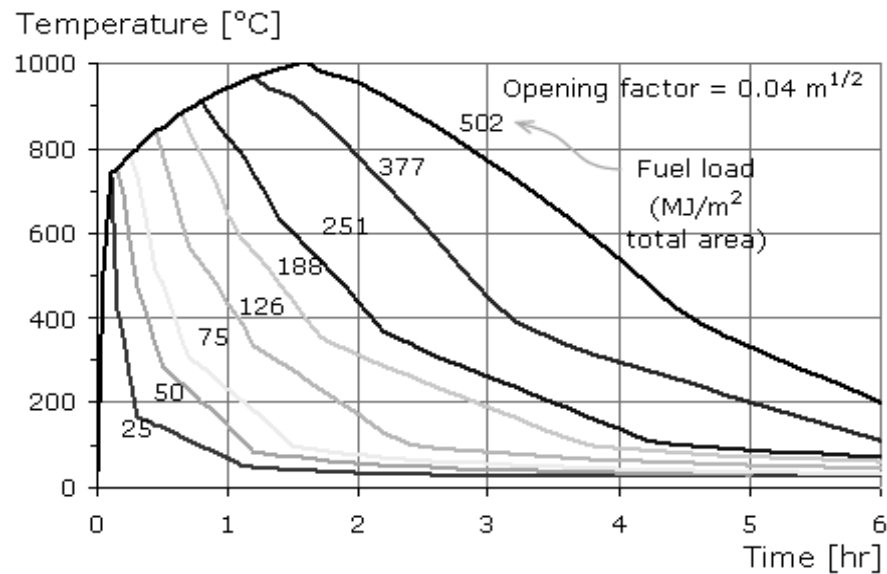


Figura 2. Curvas paramétricas Tiempo-Temperatura. (fuente: mace.manchester.ac.uk)

2.3. Modelos de Simulación Computacional

El Modelado y Simulación Computacional de Incendios (MSCI) constituye la Técnica más avanzada para la determinación de la agresión térmica sobre los elementos componentes de una estructura durante la ocurrencia de un incendio.

Un Modelo de Zona es una herramienta computacional que tiene como propósito predecir los resultados de una combustión dentro de un volumen cerrado

Los modelos analizan sistemas que incluyen movimiento de flujos, transferencia térmica y fenómenos de transporte asociados mediante la resolución de las ecuaciones fundamentales de conservación de la física:

- Leyes de Conservación de la masa.
- Segunda Ley de Newton.
- Primera ley de la Termodinámica.

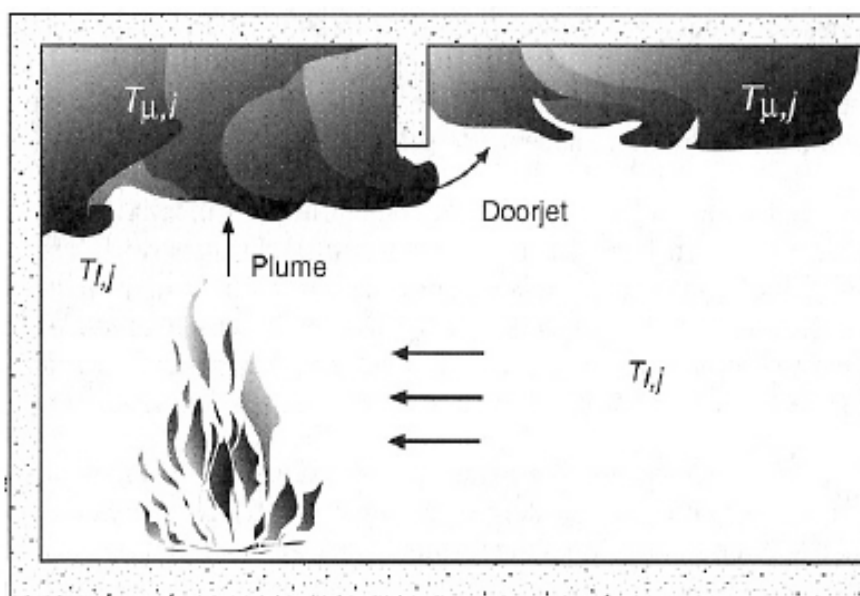


Figura3. Los modelos de zona dividen la geometría en las zonas representadas en el dibujo: Zona superior, Zona inferior y penacho del incendio. (Fuente: NFPA Fire Protection Handbook, ed. 2003[35]).

Aunque mediante estos modelos es posible reproducir la evolución del incendio dentro del recinto con un gran lujo de detalles, posibilitando obtener variables del comportamiento en numerosos puntos del dominio computacional (temperaturas, velocidades de flujo, concentración de especies químicas, etc.), la entrada de datos a los modelos requiere numerosos parámetros, lo cual lo vuelve una tarea muy exigente y se requiere el criterio de expertos en la definición de los mismos y en la evaluación y la factibilidad de uso de los resultados

3. Ventajas del empleo de hormigones de alta resistencia frente a otro tipo de hormigones

El uso cada vez más frecuente de hormigones de alta resistencia demuestra que el campo de aplicación de este tipo de hormigones es muy amplio: edificios de gran altura, puentes de grandes luces, plataformas fuera de la costa, túneles, prefabricados.

Aunque la manufactura de este tipo de hormigones es bastante más costosa que la de los hormigones convencionales (selección de los áridos, grandes dosis de cemento, el empleo de aditivos y de micro sílice) está demostrado ampliamente que las estructuras construidas con este tipo de hormigones son apreciablemente más económicas que las construidas con los hormigones convencionales.

Un ejemplo sencillo se muestra en la Tabla 1, en la cual se realiza una comparación de las cantidades de materiales necesarias para construir un grupo de columnas de una planta baja con hormigón de 25 MPa frente a la misma construcción pero con un hormigón de 75 MPa

En principio la dosificación indica que para el mismo metro cubico de hormigón necesitamos 300 kilos de cemento en el de 25 MPa, y 450 kg, si usamos el de 75MPa pero como vemos en las tres últimas filas de la Tabla 1, los totales finales son menores ya que las secciones necesarias para la construcción de las columnas en el segundo caso se reducen debido al aumento de la resistencia del hormigón empleado.

Tabla 1.Economía en el uso de HAR frente a los hormigones convencionales.

ECONOMIA CON EL USO DE HAR EN COLUMNAS		
RESISTENCIA DEL HORMIGÓN	25MPa.	75MPa.
CEMENTO (kg/m³)	300	450
VOLUMEN DE HORMIGÓN(m³)	300	100
CANTIDAD DE CEMENTO (T)	90	45
ACERO DE VARILLAS(T)	30	20
AGREGADOS(T)	540	180

Este hecho se demuestra fácilmente si tenemos en cuenta la Ecuación 4, manteniendo la cuantía de acero y calculando la resistencia nominal de cada columna (P_n) resultará una la sección de hormigón (A_c) menor y por lo tanto la cantidad de material de hormigón necesario para nuestra construcción será menor.

$$P_n = 0.85(f'_c)A_c + f_s A_s \quad (4)$$

De otro lado, el empleo de los mismos puede reportar ventajas técnicas:

1. Puesta en obra más sencilla, al facilitarse los bombeos a gran altura y el hormigonado dificultoso en zonas de alta densidad de armaduras, gracias a la gran docilidad de estos hormigones.
2. Menores plazos de ejecución (podrían llegar a hormigonarse de uno a dos pisos por semana) gracias a la rapidez con la que desarrollan sus resistencias (en 7 días alcanzan la resistencia del 80% de la resistencia a los 28)
3. Mejor comportamiento en los estados de servicio (fisuración, deformaciones y vibraciones)

En definitiva, podemos asegurar que las obras realizadas con HAR son muy competitivas con respecto a las de hormigón convencional y estructuras metálicas.

4. Inconvenientes del empleo de hormigones de alta resistencia frente a otro tipo de hormigones

Está demostrado, por otro lado que los HAR presentan menor resistencia al fuego que los hormigones convencionales (particularmente importante es el fenómeno del spalling), lo cual representa un peligro en caso de incendio en las estructuras realizadas con este tipo de hormigones.

El spalling es un término que cubre un fenómeno de desprendimiento, que puede ocurrir a las superficies de las capas de miembros de hormigón cuando son expuestas al fuego y cuya probabilidad de ocurrencia aumenta con la resistencia del material.

Como una primera aproximación, la razón por la que ocurre este fenómeno en la mayoría de los casos está en los fenómenos físico-químicos complejos que se dan debido a la gran densidad de la pasta endurecida que impide la circulación de las masas de vapor y de agua líquida cuando está expuesto a elevadas temperaturas.



Figura 4. Desprendimiento en una viga de hormigón debido al spalling. (Fuente FEBELCEM)

Debido a una combinación de presión de poros generada por la ebullición de un volumen de agua libre y las tensiones térmicas que resultan de los gradientes de temperaturas extremas, se producen fisuraciones y elevadas tensiones internas hasta que finalmente se generan los desprendimientos de material de forma violenta, con bajadas rápidas de las resistencias debido a la pérdida de sección resistente y que evidentemente puede llegar a producir el colapso de la estructura.

Pero sin llegar a alcanzar este último estado, podemos encontrar una serie de problemas que pueden devaluar la capacidad de la estructura, para dar respuesta al servicio para la cual ha sido diseñada.

Sin dudas, uno de los casos más notables y que puso en alerta a la comunidad científica internacional sobre el problema del spalling en estructuras de hormigón de alta resistencia lo constituyó el incendio en uno de los tubos del túnel del Canal de la Mancha o Eurotúnel.

El 18 de noviembre de 1996 un incendio en un camión en la lanzadera Heavy Goods Vehicles (HGV) No 7539, viajando de Francia a Inglaterra hizo detener el tren a 19 Km. de la entrada francesa en el Túnel Sur.

El fuego emitió humo intenso el cual rápidamente se propagó hacia el coche de servicio y la locomotora frontal, por lo que la evacuación de los 31 pasajeros de a bordo, 2 tripulantes y el conductor se produjo 23 minutos después del inicio del incendio.

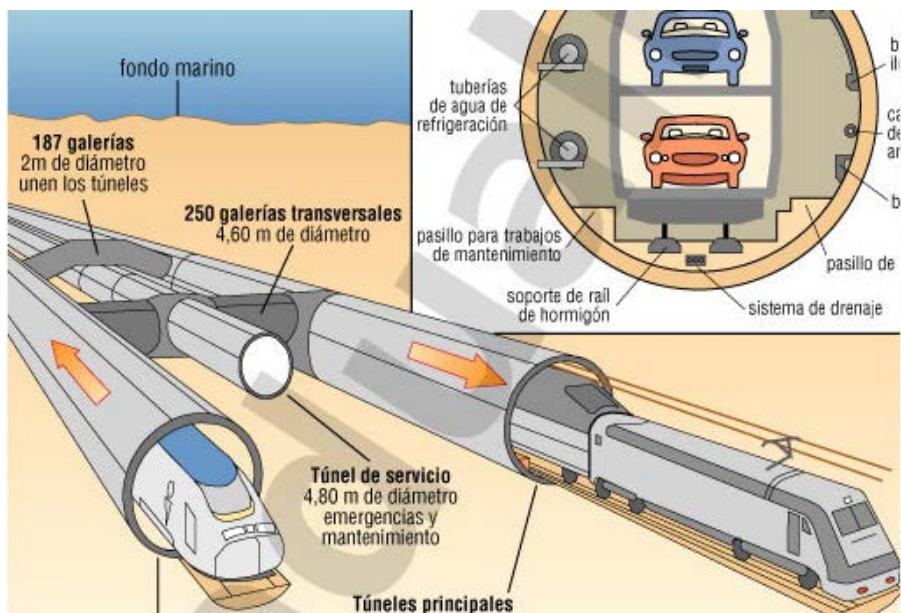


Figura 5. Esquema del túnel del canal de la mancha. (Fuente <http://www.eoi.es/blogs/mirellavaldivieso/2012/05/29/el-caso-del-eurotunnel/>)

El incendio comenzó su desarrollo mientras el tren se encontraba en movimiento. Posteriormente a que el tren se detuvo, el incendio se propagó rápidamente hacia delante debido al efecto pistón en el interior del túnel y posteriormente hacia atrás cuando se activaron los sistemas de ventilación forzada suplementarios del túnel.

Durante el incendio, gran cantidad de hormigón expuesto al fuego se desprendió de las paredes del túnel. El desprendimiento constante de escombros de hormigón caliente puso en riesgo la vida del personal de servicio de emergencia que estaban efectuando las labores de rescate y de extinción del incendio.

La extensión del fenómeno se demostró cuando se produjo el colapso del techo de algunos de los vagones del tren debido al peso de los escombros de hormigón sobre este. Afortunadamente, la magnitud del fenómeno no fue suficiente para que se pusiera en riesgo la estabilidad del Túnel. Además del daño al recubrimiento de hormigón, los conductos de alivio del efecto pistón, los pasadizos y corredores y el apoyo de la vía fueron gravemente afectados.

5. Ventajas del uso de modelos como herramienta de análisis

Para poder decidir correctamente cómo se comporta un sistema (en nuestro caso, hormigón de alta resistencia) ante una determinada acción (proceso de incendio), podría hacerse por experimentación con el sistema mismo; pero factores de costos, seguridad y otros hacen que esta opción generalmente no sea viable.

A fin de superar estos obstáculos, se reemplaza el sistema real por otro sistema que en la mayoría de los casos es una versión simplificada denominada modelo Figura 6, que permite llevar a cabo las experiencias necesarias. Al proceso de experimentar con un modelo se le denomina modelar y es muy útil para el ingeniero en su toma de decisiones poder contar con una representación adecuada, que reproduzca situaciones prácticas de diseño.

Los modelos dependiendo de su concepción pueden ser estáticos o dinámicos, los primeros representan objetos e interpretan la realidad en un instante concreto, mientras que los segundos representan procesos que relacionan objetos entre sí simulan los mecanismos de cambio y puede estudiarse la sucesión temporal.

Los modelos dinámicos pueden ser deterministas y generar los mismos resultados si se parte del mismo escenario (mismos datos y mismos algoritmos) o estocásticos que por el contrario introducen en una o más etapas un ruido en el proceso mediante un generador de datos aleatorios, estos datos aleatorios generan diferentes resultados a partir de un mismo escenario de partida aportando mucha más información que los deterministas.

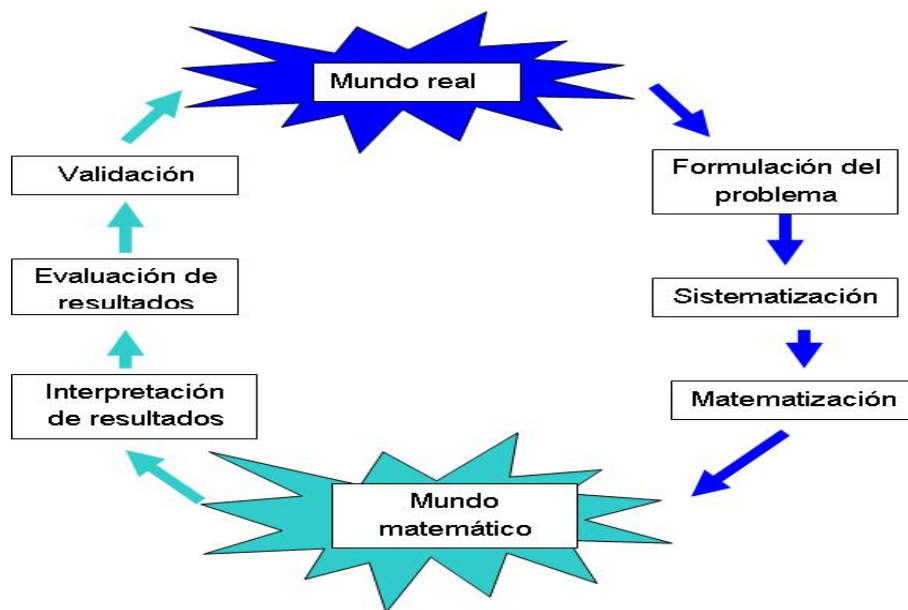


Figura 6. Esquema de diseño de un modelo computacional. (Fuente <http://hezkuntza.blog.euskadi.net/blog/2011/11/03/la-primera-impresion-es-la-que-vale/>)

6. Inconvenientes del uso de modelos como herramienta de análisis

El uso de modelos contiene una serie de riesgos y limitaciones que deberían de quedar claras, puesto que estas, son a su vez claves, para poder definir la calidad del mismo.

No se puede conocer el grado de imprecisión de los resultados, por lo general el modelo se utiliza para experimentar situaciones nunca planteadas en el sistema real, por lo tanto no existe información previa para estimar el grado de correspondencia entre la respuesta del modelo y la del sistema real.

Existe la posibilidad de cometer errores. No se debe olvidar que la experimentación se lleva a cabo con un modelo y no con el sistema real; entonces, si el modelo está mal o se cometen errores en su manejo, los resultados también serán incorrectos.

- Existen errores inherentes al proceso de modelización
- Error de generalización en la medida de los elementos
- Error por la selección de componentes
- Error por propagación

También los modelos tienen sus limitaciones, no es posible diseñar de manera infinita nuestra analogía modelo-realidad, existe un comportamiento discontinuo del modelo que reduce su utilidad a dominios de valores limitados, en cuanto a:

- Validez en un dominio temporal
- Validez en un dominio espacial
- Riesgo de inestabilidad

7. Exposición de Objetivos

Ante el escenario planteado desde todos los puntos de vista posibles el uso de hormigones de alta resistencia es la técnica constructiva que presenta mayores ventajas competitivas de cara a un futuro próximo, siendo el problema principal a resolver la ocurrencia de spalling.

Por otro lado, teniendo en cuenta la necesidad que se plantea desde la misma normativa de realizar una gran cantidad de experimentos para comprobar la resistencia de elementos de hormigón a los ataques térmicos en general y al spalling en particular, plantearse el uso de herramientas computacionales para el análisis experimental de este tipo de elementos de hormigón parece ser el camino más acertado, por lo que serán objetivos del presente Trabajo de Fin de Master:

1. Conocer el comportamiento de hormigones de muy alta resistencia (por encima de 120 MPa) en caso de incendio frente al desconchamiento explosivo o spalling
2. Analizar las posibilidades de usar herramientas de modelado computacional y su aplicación práctica en el estudio del spalling en hormigones de muy altas resistencias con adición de fibras
3. Determinar que herramienta de modelado se adapta mejor a nuestros análisis del spalling en hormigones, que nos permita tener economía en la experimentación necesaria.

4. Realizar en el modelo seleccionado un análisis de su funcionamiento interno con el fin de determinar los parámetros más importantes que requerirán de más atención (mejores datos experimentales)
5. Realizar en el modelo seleccionado un análisis de sus capacidades en relación a sus dominios temporales y espaciales y determinar los posibles errores e inestabilidades.
6. Aplicar el modelo computacional seleccionado para analizar la influencia de utilizar fibras de polipropileno en hormigones de resistencias mayores de 120 MPa. como mecanismos de mitigación del efecto spalling en hormigones
7. Determinar las posibles mejoras a llevar a cabo en el modelo que resulten tanto del estudio como de su aplicación práctica.

CAPÍTULO 2

PROPIEDADES DE LOS

HORMIGONES DE ALTA

RESISTENCIA

CAPÍTULO 2

PROPIEDADES DE LOS HORMIGONES

1. Introducción

Los hormigones de alta resistencia están constituidos básicamente de los mismos materiales que los hormigones convencionales. Esto significa que los métodos utilizados para incrementar la resistencia, son los mismos que para los hormigones convencionales y por consecuencia la influencia en las propiedades de otros materiales siguen el mismo patrón en ambos tipos de hormigón.

Para analizar las propiedades mecánicas de los hormigones de alta resistencia es necesario en primer lugar hacer una clasificación en función de su resistencia y en función de su densidad debido a que los diversos componentes utilizados (tipos de áridos, agregados, etc.), le confieren características diferentes.

Tabla 2. Clasificación de los hormigones según su resistencia característica a los 28 días.

(Fuente: fib Bulletin 42)

CLASIFICACION DE LOS HORMIGONES SEGÚN SU RESISTENCIA												
CLASIFICACION FIB	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C	C
	12	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120
CLASIFICACION EHE	HA	HA	HA	HA	HA	HA	HA	HA	HA	HA	HA	HA
	20	25	30	40	45	50	55	60	70	80	90	100

La Tabla 2 muestra la clasificación de los grados de los hormigones de densidad normal en función de su resistencia a la compresión, según como lo describen en la nueva EHE 2008 y en el bulletin 42 del FIB “*Constitutive modelling of high strength / high performance concrete: State-of-the-art report*”

Evidentemente, existe una relación entre la densidad del hormigón y la resistencia que se pretenda obtener, debido a que, los hormigones de alta resistencia contienen una mayor cantidad de cemento y una menor cantidad de agua que los hormigones convencionales. La Tabla 3 muestra una comparación entre densidades de hormigones convencionales y hormigones de alta resistencia de agregados de peso normal.

Tabla 3. Relación entre la resistencia a la compresión y la resistencia a la tracción del hormigón.

(Fuente: fib Bulletin 42)

DENSIDAD DEL HORMIGON		
PORCENTAJE DE REFUERZO	RESISTENCIA A LA COMPRESION	
	30Mpa. (a/c≈0.65)	80Mpa. (a/c≈0.35)
0.0%	2350	2450
1.0%	2400	2500
2.0%	2450	2550

2. Propiedades mecánicas de los hormigones

2.1. Resistencia a la compresión

La resistencia a la compresión del hormigón es proporcional a la cantidad de pasta de cemento hidratada, por lo que la resistencia dependerá primariamente de las relaciones agua-cemento o agua-binder, del grado de hidratación, así como tipo y resistencia del cemento utilizado.

La resistencia a la compresión característica f_{ck} (MPa) se define como la resistencia por debajo de la cual se espera que falle menos del 5 % de las muestras un hormigón terminado. En el caso algunas verificaciones de diseño, o para estimar algunas propiedades del hormigón, se hace necesario determinar la resistencia media a la compresión del hormigón, asociada a una resistencia característica.

$$f_{cm} = f_{ck} + \Delta f \quad (5)$$

Dónde:

- $\Delta f = 8 \text{ MPa}$.

En el caso de los hormigones de alta resistencia, la cantidad y tipo de adiciones y de agregados tienen un efecto muy pronunciado en la resistencia a compresión y su evolución en el tiempo.

La resistencia a la compresión de los hormigones de alta resistencia se determinará basándose en el ensayo a compresión axial de probetas cilíndricas de 150 mm de diámetro y 300 mm de altura, ensayadas a la edad de 28 días de acuerdo a las normas ISO 1920, ISO 2736/2 e ISO 4012 o EN 12390-1, EN 12390-2 y EN 12390-3.

Para el curado de las muestras estas deberán ser almacenadas en agua a una temperatura de $20 \text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C}$ o alternativamente en una habitación con temperatura y humedad controlada a $20 \text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C}$ y humedad relativa $\geq 95 \%$.

2.2. Resistencia a la tracción.

La resistencia a la tracción del hormigón dependerá fundamentalmente de los mismos parámetros que afectan la resistencia a la compresión. Sin embargo, ambas resistencias no son proporcionales entre sí, y particularmente para los hormigones de alta resistencia, un aumento significativo de la resistencia a la compresión sólo tiene aparejado un ligero incremento en la resistencia a la tracción.

Entre una de las razones de este fenómeno se debe al incremento de fragilidad en la pasta de cemento producto del incremento de la resistencia debido a que la estructura de poros del hormigón de alta resistencia es más fina y densa por lo que la propagación de las fisuras es mayor.

La resistencia a la tracción axial es el parámetro del material que describe de manera más objetiva el comportamiento bajo tensión del hormigón.

Estudios experimentales e investigaciones basadas en métodos numéricos han demostrado que los ensayos a tracción de probetas de hormigón sin muescas son el método más adecuado para determinar la resistencia a la tracción del hormigón.

Tal y como se puede apreciar en la Figura 7 el aumento que se produce en la resistencia a la tracción producto del aumento de la resistencia a la compresión para probetas con muescas es significativamente menor que para las probetas sin muescas. Además si la resistencia a la compresión excede de aproximadamente 80 MPa se puede apreciar que la resistencia a la tensión permanece prácticamente constante a partir de ese valor.

Al ser los hormigones de alta resistencia un material más frágil, la reducción de la resistencia a la tracción producto de las muescas es más pronunciada que para los hormigones ordinarios

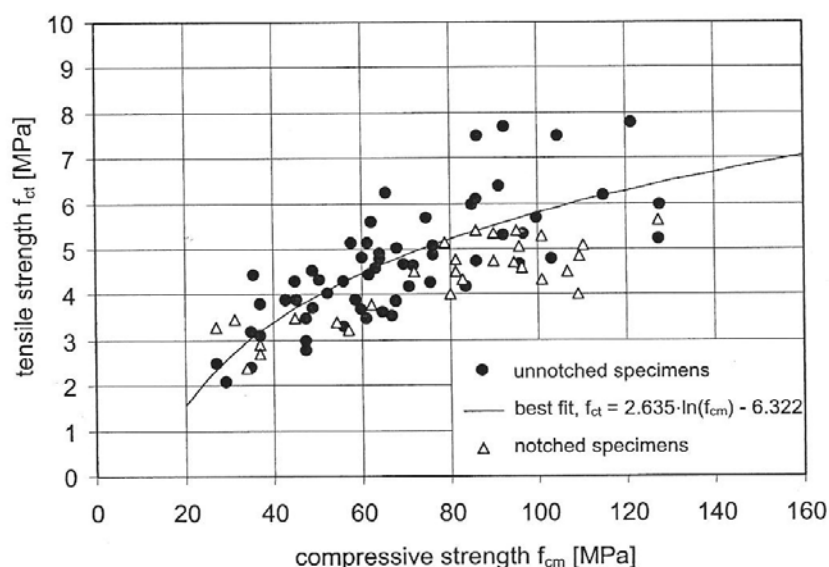


Figura 7. Relación entre la resistencia a la compresión y la resistencia a la tracción del hormigón.

(Fuente: fib Bulletin 42)

Aunque este tipo de ensayo resulta el método más apropiado para determinar las propiedades del hormigón bajo tensión, su uso está reservado casi exclusivamente a fines de investigación producto de las dificultades experimentales que conlleva la realización de tales experimentos.

Como se ha comentado, solamente los ensayos de tensión axial de probetas sin muescas son los que proporcionan datos acertados para la derivación de relaciones entre la resistencia a la tracción y la resistencia a la compresión del hormigón para los distintos grados de hormigón.

El CEB-FIP MC 1990 propuso una fórmula para la estimación de la resistencia a la tracción en función de la resistencia característica a la compresión del hormigón según la siguiente expresión.

$$f_{ctm} = f_{ctko,m} \left(\frac{f_{ck}}{f_{cko}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (6)$$

Dónde:

- f_{ck} es la resistencia característica a la compresión del hormigón
- $f_{ctko,m}=1,40$ MPa
- $f_{cko}=10$ MPa

Las revisiones más recientes, han demostrado que la relación planteada en la Ecuación 6, solamente es válida para hormigones con resistencia a la compresión de hasta 50 MPa, produciéndose una sobreestimación de la resistencia a la tracción cuando el hormigón posee más de 50 MPa. Alternativamente se han desarrollado dos ecuaciones que describen de manera más acertada dicha relación.

Ecuación 1

$$f_{ctm} = f_{ctmo} = \left(\ln \left(\frac{f_{cm}}{f_{cmo}} - 0.1 \right) \right) \quad (7)$$

Dónde:

- $f_{ctmo} = 2,64 \text{ MPa}$
- $f_{cmo} = 10 \text{ MPa}$

Ecuación 2

$$f_{ctm} = f_{ctmo} \left(\frac{f_{cm}}{f_{cmo}} \right)^{0.56} \quad (8)$$

Dónde:

- $f_{ctmo} = 1,61 \text{ MPa}$
- $f_{cmo} = 10 \text{ MPa}$

En la Figura 8 se muestran graficadas las dos expresiones anteriores y las curvas que representan los límites del 5 % y el 95 % de la resistencia a la compresión. Se puede apreciar en la figura que en el rango de 40 MPa a 110 MPa ambas relaciones proporcionan prácticamente los mismos resultados.

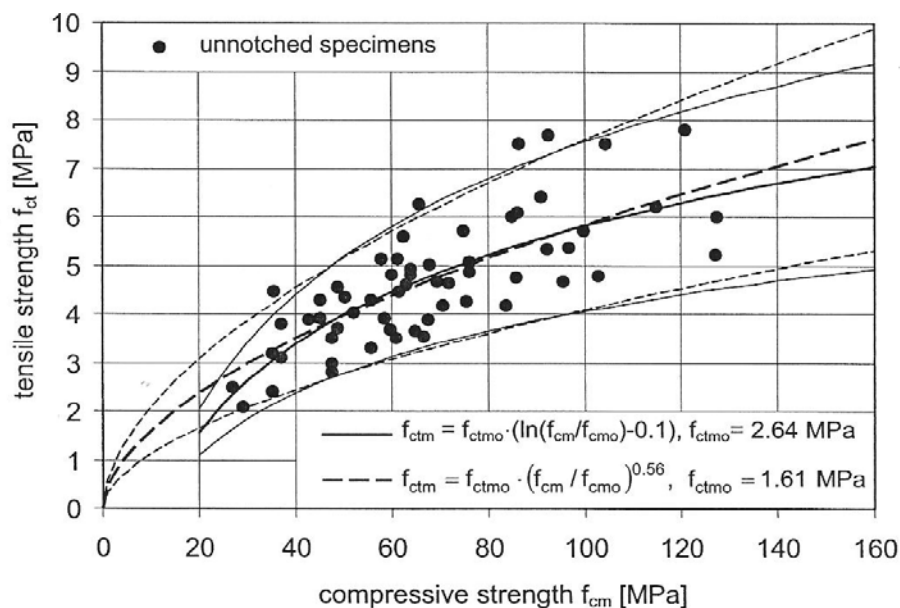


Figura 8. Relaciones entre la resistencia a la compresión y la resistencia a la tracción del hormigón.
(Fuente: fib Bulletin 42)

2.3. Módulo de elasticidad.

El módulo de elasticidad se define como el módulo tangente en el origen del diagrama de tensión-deformación. Es aproximadamente igual a la pendiente de la secante de la curva de descarga rápida y no incluye las deformaciones plásticas iniciales.

El módulo de elasticidad depende de la rigidez de los agregados, de la pasta de cemento y de la zona de contacto intermedia. De forma general, los agregados de diferentes tamaños y la pasta de cemento tienen rigideces distintas por tanto el contenido de cada uno de los diferentes diámetros de partículas tal y como se establecen en la curvas granulométricas tendrán especial importancia en el módulo de elasticidad.

Realizando una comparación de la variación del módulo de elasticidad en función del tipo de agregados con gradación dentro de la zona 3 y tomando como referencia a los agregados de origen silicio se puede apreciar que puede llegar a producirse un aumento del 20 % o una disminución del 30 % solo por cambiar el tipo de agregado. La Ecuación 9 y la Tabla 4 brindan los cambios cuantitativos α_E que se producen en el módulo de elasticidad para diferentes tipos de agregados. Los valores del modulo de elasticidad para los hormigones de áridos normales y con granulometrías dentro de la zona 3 pueden ser estimados a partir de la resistencia a la compresión característica mediante la ecuación:

$$E_{ci} = E_{c0} \alpha_E \left(\frac{f_{ck} + 8 \text{ MPa}}{10 \text{ MPa}} \right) \quad (9)$$

Donde:

- E_{ci} Módulo de elasticidad del hormigón a los 28 días
- f_{ck} Resistencia característica a la compresión del hormigón
- E_{c0} $20,5 \times 10^3$ MPa
- α_E se tomará en función del tipo de áridos de la Tabla 4

Tabla 4. Efecto del tipo de árido en el módulo de elasticidad. (Fuente: fib Bulletin 42)

TIPO DE ARIDO	α_E	$E_{C0} \alpha_E$ (MPa)
Árido Basáltico	1.2	24.6
Árido Silíceo	1	20.5
Árido Calizo	0.9	18.5
Árido Sedimentario	0.7	14.4

Cuando solamente se pretenda realizar un análisis elástico de una estructura de hormigón, se utilizará un módulo de elasticidad reducido E_c de acuerdo con la Ecuación 10 con el objetivo de considerar las deformaciones plásticas iniciales que pueden ser irreversibles.

$$E_c = E_{ci} \cdot \alpha_i \quad (10)$$

Dónde:

$$\alpha_i = 0.8 + 0.2 \frac{f_{cm}}{88 \text{ N/mm}^2} \leq 1.0 \quad (11)$$

2.4. Diagramas de tensión-deformación.

Compresión

Los diagramas de tensión deformación en el hormigón son generalmente de la forma que se muestra en la Figura 9

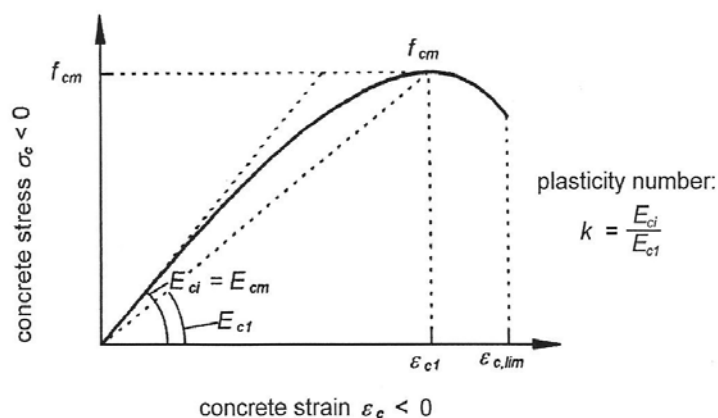


Figura 9. Diagrama de tensión-deformación para compresión uniaxial. (Fuente: fib Bulletin 42)

La relación que existe entre la tensión y la deformación puede ser aproximada por la Ecuación 12. La deformación ε_{c1} a la tensión máxima de compresión se incrementa a medida que aumenta la tensión. En la Tabla 5 se muestran los valores de ε_{c1} bajo cargas de corta duración para hormigones de distinto grado.

$$\frac{\sigma_c}{f_c} = - \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k - 2) \cdot \eta} \quad (12)$$

Dónde:

- $\eta = \varepsilon_c / \varepsilon_{c1}$
- $\varepsilon_{c1} = -1.60(f_{cm}/10 \text{ MPa})^{0.25}/1000$
- $k = E_{ci}/E_{c1}$

Tabla 5. Módulos para los distintos tipos de hormigones (fuente: fib Bulletin 42)

GRADO DEL HORMIGON	HA-20	HA-30	HA-40	HA-50	HA-60	HA-70	HA-80	HA-90	HA-100
E_{ci} (Gpa)	28.9	32	34.6	36.8	38.8	40.7	42.3	43.9	45.3
E_{c1} (Gpa)	13.5	17	20.3	23.4	23.4	29.2	31.9	34.6	37.2
ε_{c1} (Gpa)	-2.07	-2.23	-2.37	-2.48	-2.58	-2.67	-2.76	-2.83	-2.9
ε_{clim} (%)	-3.5	-3.5	-3.5	-3.4	-3.3	-3.2	-3.1	-3	-3
$k = E_{ci} / E_{c1}$	2.14	1.88	1.71	1.58	1.8	1.39	1.33	1.27	1.22

Como se muestra anteriormente, el módulo de elasticidad difiere para los distintos tipos de mezcla de hormigón.

3. Efecto de las Temperaturas en las propiedades mecánicas del material

3.1. Efecto de la temperatura en la resistencia a la compresión.

Uno de los factores determinantes que determina la magnitud del efecto de la temperatura en los HAR está condicionado por el tipo de árido utilizado para la fabricación del hormigón.

Los datos obtenidos de la revisión de los resultados de diversos programas experimentales demuestran las que existen marcadas diferencias entre los hormigones de alta resistencia de agregados ligeros y los hormigones de alta resistencia de agregados convencionales.

En las Tablas 6 a la 8 se muestran una comparación de los parámetros en los estados de pérdida de resistencia inicial, estabilización y recuperación de resistencia y de pérdida permanente de resistencia para ambos tipos de hormigones en función del método de ensayo empleado y el tipo de árido.

Como se puede apreciar, existen diferencias en los resultados producto de las condiciones propias del tipo de ensayo para los hormigones confeccionados con el mismo tipo de árido y que el comportamiento al fuego de los hormigones de alta resistencia de áridos ligeros ofrece un peor desempeño que los hormigones de árido normal.

Tabla 6. Relación resistencia-temperatura para los hormigones ensayados sin carga aplicada.

(fuente: NISTIR 5934)

TIPO DE ENSAYO	ENSAYOS SIN CARGA APLICADA	
TIPO DE HORMIGÓN	ÁRIDOS NORMALES	ÁRIDOS LIGEROS
Pérdida de resistencia inicial	Entre T_{amb} y 200°C	Entre T_{amb} y 250°C
Estabilización y recuperación de resistencia	Entre 100°C Y 450°C	Entre 250°C Y 450°C
Pérdida permanente de resistencia	Empieza entre 400°C Y 450°C	Empieza entre 250°C Y 450°C

Tabla 7. Relación resistencia-temperatura para los hormigones ensayados con carga aplicada.

(fuente: NISTIR 5934)

TIPO DE ENSAYO	ENSAYOS CON CARGA APLICADA	
TIPO DE HORMIGÓN	ÁRIDOS NORMALES	ÁRIDOS LIGEROS
Pérdida de resistencia inicial	Entre T_{amb} y 100°C	No disponible
Estabilización y recuperación de resistencia	Entre 100°C Y 400°C	No disponible
Pérdida permanente de resistencia	Empieza entre 400°C Y 700°C	No disponible

Tabla 8. Relación resistencia-temperatura para los hormigones ensayados a resistencia residual.

(fuente: NISTIR 5934)

TIPO DE ENSAYO	ENSAYOS CON CARGA APLICADA	
TIPO DE HORMIGÓN	ÁRIDOS NORMALES	ÁRIDOS LIGEROS
Pérdida de resistencia inicial	Entre T_{amb} y 200°C	Entre T_{amb} y 200°C
Pérdida permanente de resistencia	Empieza entre 200°C	Empieza entre 200°C

Las Figuras 10 a 12, muestran una comparación de las relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura para muestras de hormigón de alta resistencia de agregados normales y de hormigones convencionales. En línea de puntos se expresan los datos tabulados para los hormigones convencionales, mientras que en línea continua se muestran los valores de los HAR.

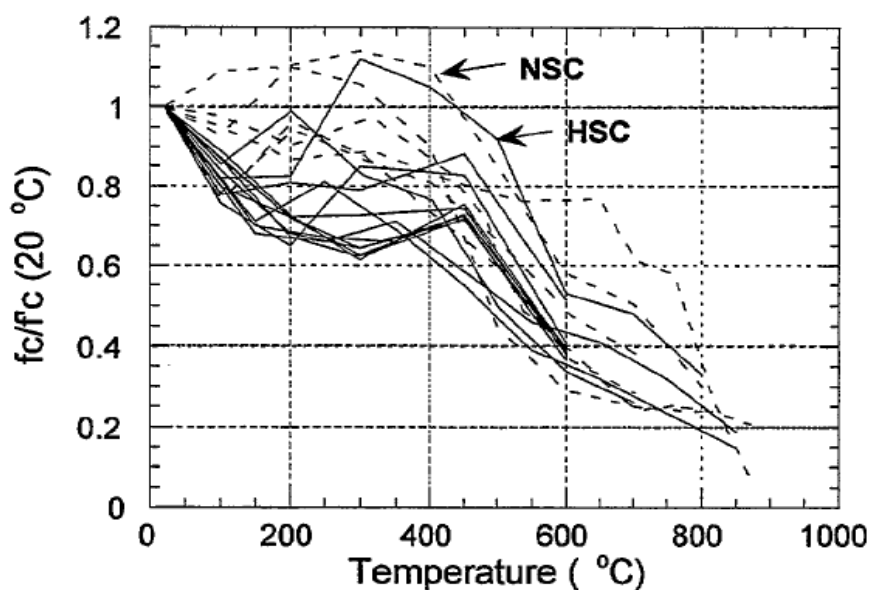


Figura10. Relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos sin carga aplicada. (fuente: NISTIR 5934)

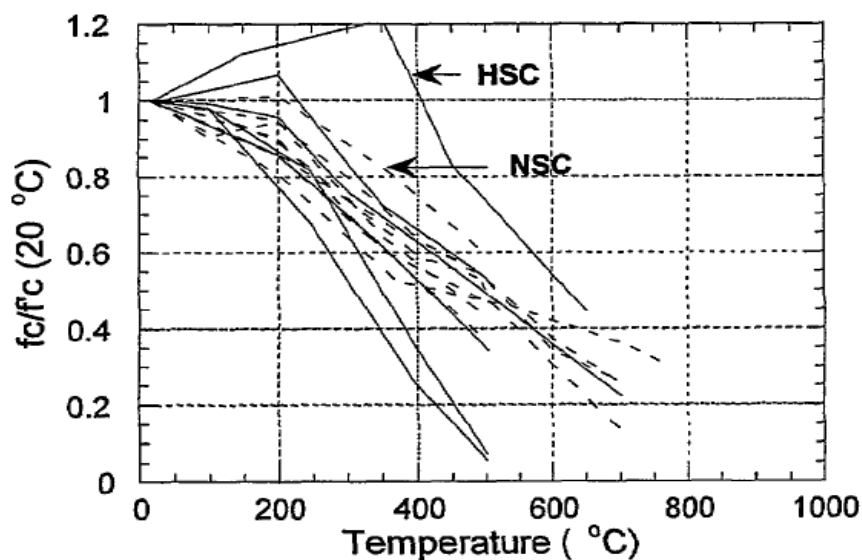


Figura 11. Relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos de resistencia residual. (fuente: NISTIR 5934)

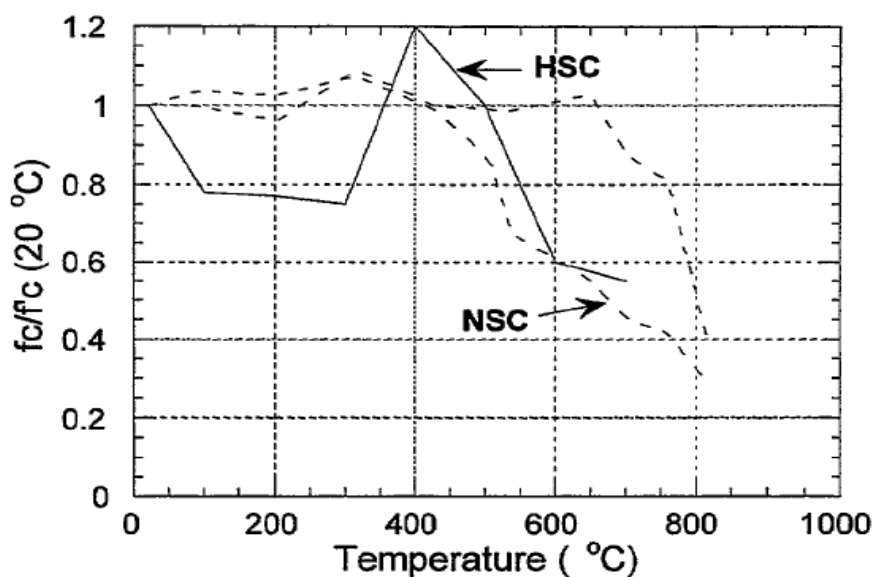


Figura 12. Relaciones de resistencia a la compresión en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos con carga aplicada. (fuente: NISTIR 5934)

3.2. Efecto de la temperatura en la resistencia a la tracción.

Los resultados de los estudios realizados para determinar la influencia de la temperatura en la resistencia a la tracción de los hormigones de alta resistencia demuestran que no existen diferencias de comportamiento entre los dos tipos de

hormigones (HAR y HC), ya que como se puede apreciar en la Figura 13 se muestra un comportamiento paralelo de los valores de la resistencia residual para los hormigones ordinarios y los hormigones de alta resistencia.

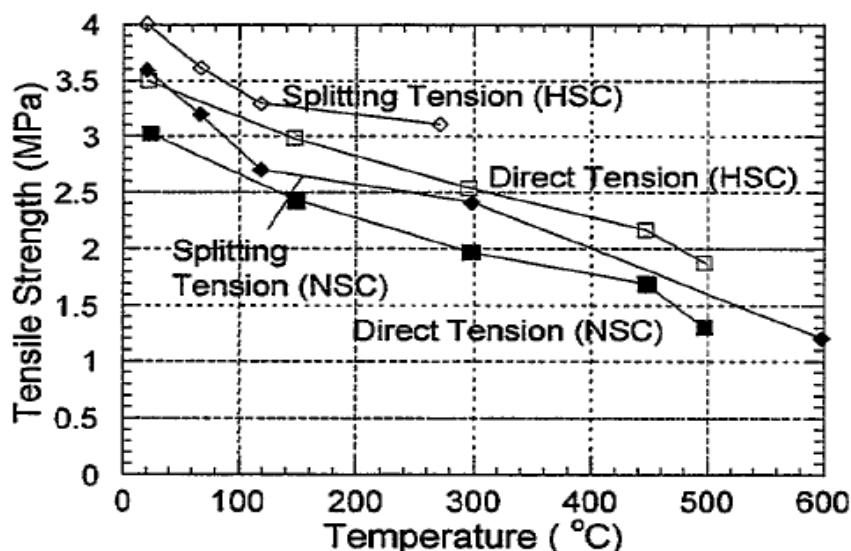


Figura 13 .Resistencia residual a la tracción de HAR y HC en función de la temperatura.
(fuente: NISTIR 5934)

3.3. Efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad.

El análisis de las variaciones en el módulo de elasticidad del hormigón en función de la temperatura ha sido recogido en la bibliografía solamente para ensayos sin carga aplicada o ensayos de resistencia residual, no encontrándose información referente a ensayos con carga aplicada.

Como resultado de los ensayos sin carga aplicada, se ha podido observar que no existen diferencias significativas en las relaciones de módulo de elasticidad en función de la temperatura para los HAR de agregados de peso normal, los HAR de agregados ligeros y los hormigones convencionales.

En la Figura 14 en línea fina continua se muestran los resultados obtenidos para los hormigones de alta resistencia de agregados normales, en línea gruesa continua los resultados obtenidos para los hormigones de alta resistencia de agregados ligeros y en discontinua los valores obtenidos para los hormigones convencionales.

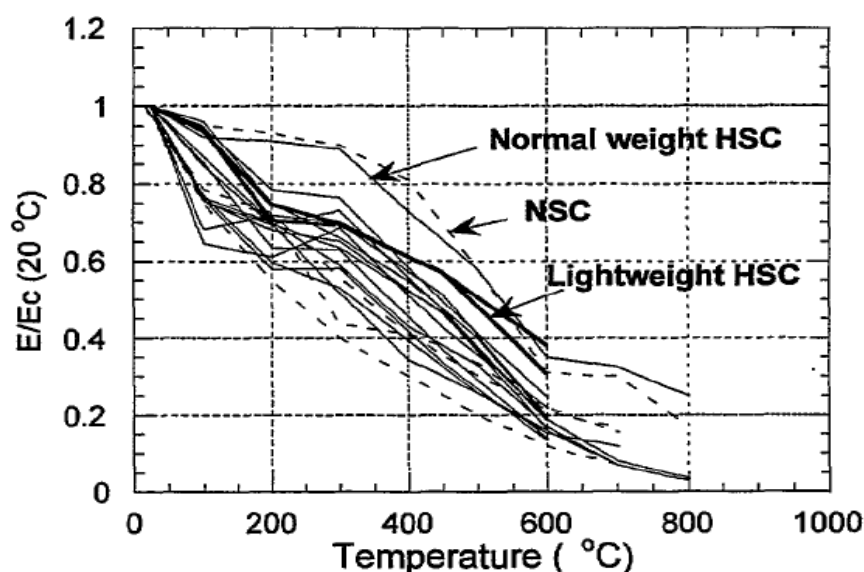


Figura 14. Relaciones del módulo de elasticidad en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos sin carga aplicada. (fuente: NISTIR 5934)

Los resultados obtenidos en los ensayos de resistencia residual reflejan que no existen diferencias notables entre los hormigones de alta resistencia de agregados normales y los hormigones convencionales.

Sin embargo, los resultados de ensayos en hormigones de alta resistencia de agregados ligeros si presentan una diferencia significativa. No obstante, los datos de comparación de los HAR de agregados ligeros han sido obtenidos de ensayos conducidos por Hertz en 1984 y 1991 los cuales utilizaron hormigones de muy alta resistencia (las muestras poseían una resistencia a la compresión de 170 MPa) por lo que no hay certeza del tipo de influencia de esta alta resistencia de las muestras en este comportamiento. La Figura 15 muestra una comparación de los resultados obtenidos.

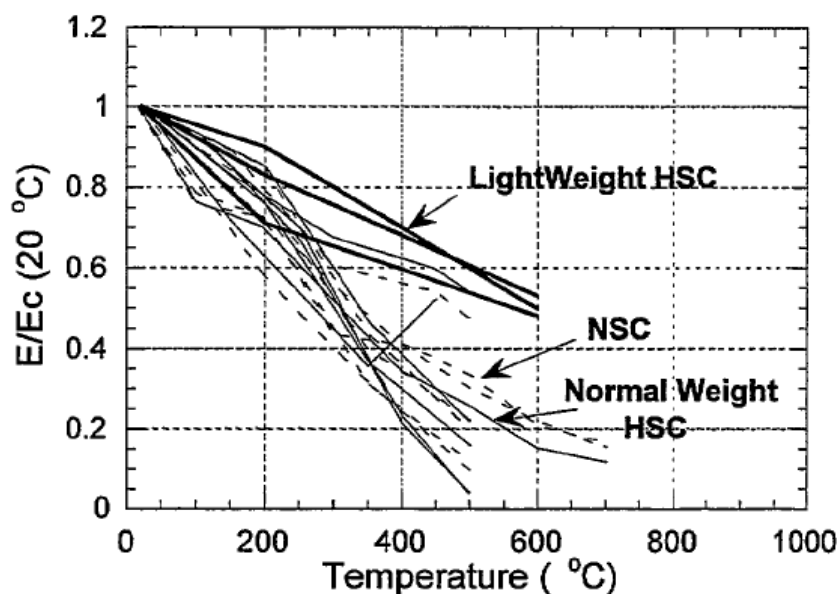


Figura 15 . Relaciones del módulo de elasticidad en función de la temperatura, obtenidas en ensayos para ensayos de resistencia residual. (fuente: NISTIR 5934)

3.4. Efecto de la temperatura en la relación tensión-deformación.

Las relaciones tensión-deformación o esfuerzo-deformación en los hormigones de alta resistencia son necesarias para el desarrollo de modelos constitutivos de los materiales.

En general, se observa que los hormigones de alta resistencia presentan una curva tensión deformación más empinada y lineal que los hormigones de resistencia normal y estas diferencias se mantienen hasta temperaturas de 800 °C.

Una comparación entre las curvas de tensión deformación para hormigones de alta resistencia y hormigones de resistencia normal se presenta en la Figura 16. Se ha podido evidenciar también que el fallo que se produce en los HAR es más frágil que el fallo en los HC indicado por la fuerte caída que presentan las curvas después de alcanzar la carga máxima.

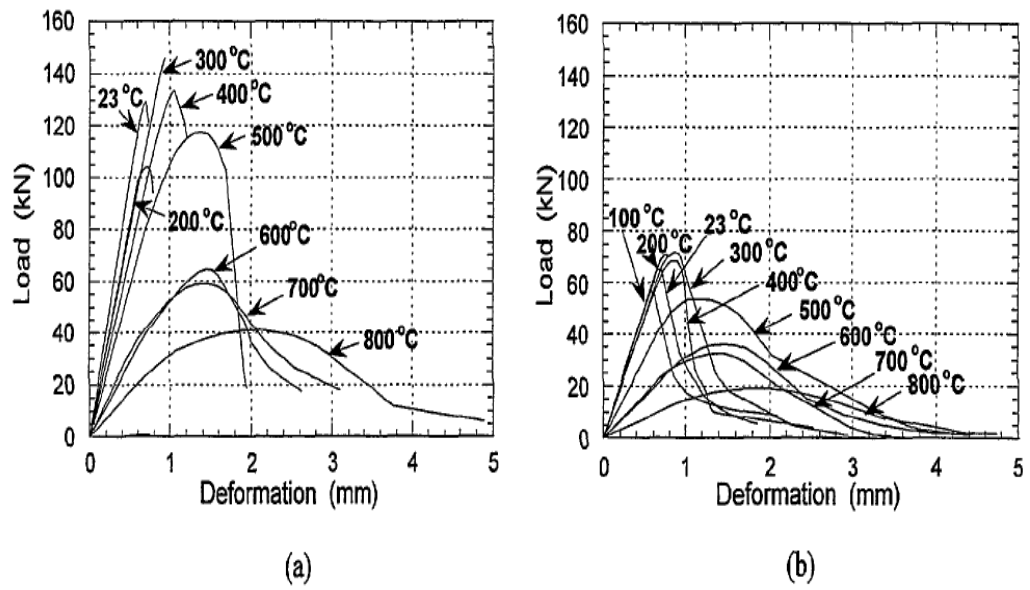


Figura 16. Relaciones de tensión deformación para diferentes temperaturas, a) HAR, b) HC
(fuente: NISTIR 5934)

CAPÍTULO 3

LOS PROCESOS FISICOS EN EL

HORMIGON EN CASO DE

INCENDIO. SPALLING

CAPÍTULO 3

PROCESOS FISICOS EN EL HORMIGON SOMETIDO A UN INCENDIO. SPALLING

Cuando analizamos el comportamiento de un elemento de hormigón sometido a un calentamiento, varios fenómenos físicos complejos e interrelacionados deberían ser tenidos en cuenta, debido a las inestabilidades térmicas que se generan en sus procesos termo-hídrico y termo- mecánico.

1. El proceso termo-hídrico

Este tipo de procesos se refieren a una cinética particular que tiene lugar en el elemento de hormigón cuando se calienta. Está basada en la presencia de la zona casi-saturada por el cual según Anderberg (1997) se presenta un fenómeno de barrera que denominaremos “*moisture-clog*”, la presencia de esta barrera causa el incremento de la presión de vapor de agua en la parte caliente del elemento de hormigón.

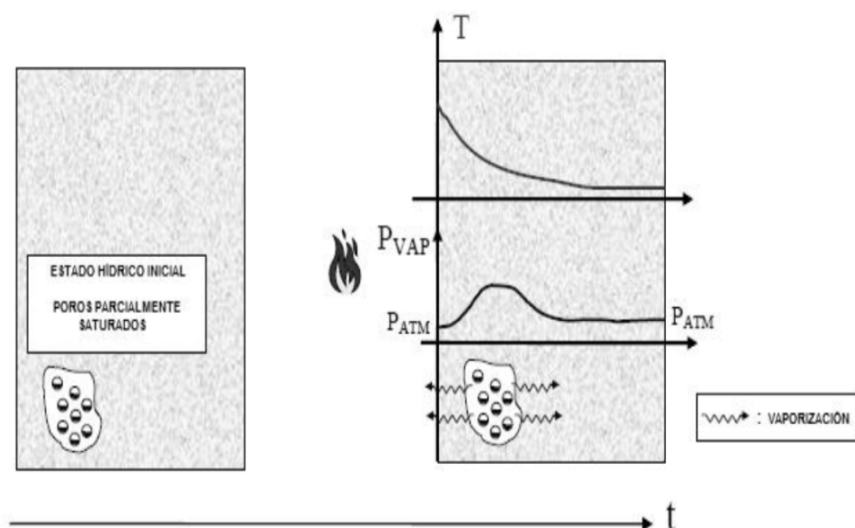


Figura 17 Migración del vapor de agua en el interior del hormigón
(Fuente: Reproducido de Mindeguía [34])

En el interior de los poros, a medida que el flujo de vapor entregado (vapor de los poros vecinos, transporte de agua y deshidratación del CSH) es menor que el flujo de vapor que se entrega a la superficie expuesta, la presión de poros disminuye.

En la Figura 18 podemos comprobar, por medio de resultados experimentales el crecimiento de la presión de los poros con el tiempo y la temperatura

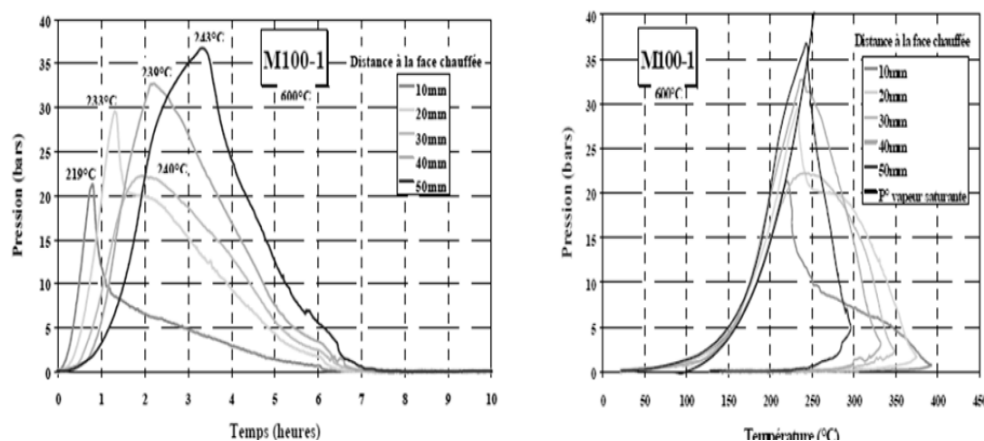


Figura18 Gráficas de presión de poros en función del tiempo y en función de la temperatura para un hormigón de alto desempeño.(Fuente: Kalifa, Chene et al. [25])

El mecanismo termo-hídrico es responsable de la creación de la barrera saturada o “moisture clog” y de la generación de presiones de poros importantes, estando fuertemente influenciado por las propiedades de transferencia del hormigón y en particular por la permeabilidad al gas.

Además, el tamaño de los poros determina la temperatura de evaporación del agua según Thelandersson (1974)

Estos procesos se producen tanto en hormigones normales como en hormigones de alta resistencia, aunque podemos comprobar que los picos de presiones alcanzados por los primeros, como consecuencia de un ataque térmico son menores, debido a que son mucho más permeables que los hormigones de altas prestaciones. Podemos constatarlo con la Figura 19, en la que se muestran los resultados de las mediciones experimentales de presión de poros para un hormigón de alto desempeño y para un hormigón convencional.

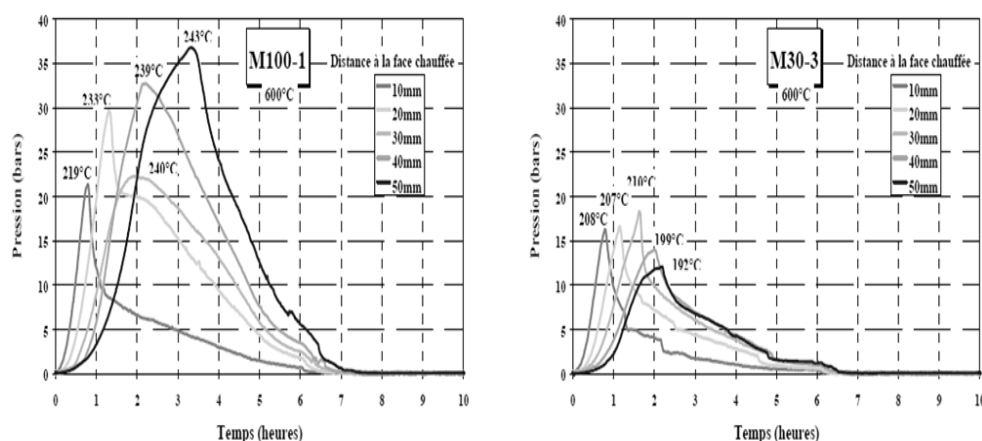


Figura 19 Gráficas de presión de poros de un hormigón de alto desempeño y un hormigón convencional. (fuente: Kalifa, Chene et al. [25])

Si nos fijamos en la Figura 20, podemos distinguir cuatro zonas claramente diferenciadas:

- Zona 1. Cerca de la superficie expuesta, está siempre seca y tiene una temperatura que se incrementa.
- Zona 2. Entre ambas zonas, existe un área con altos gradientes de temperatura y contenido de humedad, que causa flujos de termo-difusión en el agua, resultando en un incremento en el contenido de humedad del elemento, cercano al frente móvil.
- Zona 2-3.-Cuando la temperatura alcanza valores próximos al punto crítico del agua se observa un incremento adicional del grado de saturación, causado por la dilatación térmica del agua líquida
- Zona 3 Estos dos fenómenos causan un efecto, que se denomina en ocasiones “moisture clog” o capa de obstrucción de humedad, que es la responsable de la ocurrencia de esta zona, en donde el contenido de humedad es más alto que el inicial y donde incluso encontramos condiciones de saturación completa
- Zona 4 En la parte interna del elemento calentado hacia la zona no expuesta, tanto el contenido de humedad como la temperatura están como al comienzo, casi inalterados y sus valores se corresponden con el estado inicial del material.

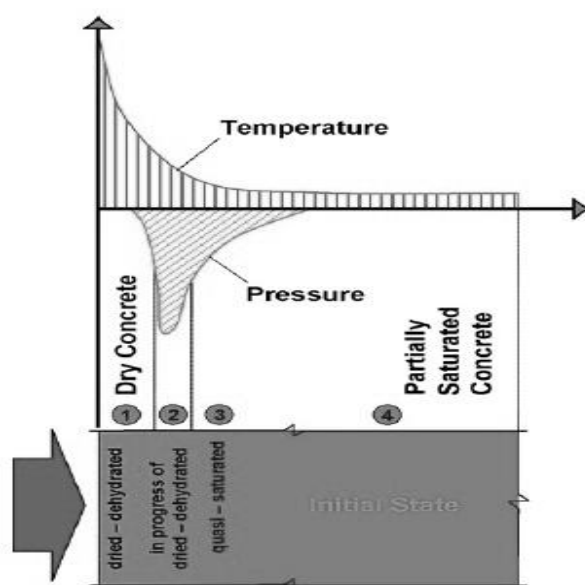


Figura 20. Asunción de Anderberg 1997(fuente: V.G de Morais et al [104])

La existencia de este fenómeno, muy difícil de evidenciar por la dificultad de medir el contenido de humedad, parece mostrarse en los experimentos realizados.

Kalifa et al (2000) y Mindeguia et al. (2010) efectuaron experimentos para comprobar la temperatura y la presión de los poros, observando que la presión de los poros exhibe un pico bien marcado tanto para el hormigón ordinario como para los hormigones de altas prestaciones.

Ambos experimentos se realizaron mediante muestras cúbicas (30 cm. x 30 cm. x 12 cm.) y aunque la geometría del elemento tiene influencia en la mayor o menor intensidad del fenómeno, Dal Pont (2003), estudió el mismo caso para un cilindro hueco a escala real, comprobando la existencia del mismo pico desplazándose por el interior.

2. El proceso termo-mecánico

Se basa en la observación de que el calor genera un gradiente en el elemento de hormigón (Bazant 1997, Ulm et al, 1999a, 1999b). La diferencia de dilataciones debido al gradiente térmico produce esfuerzos de compresión paralelos a la superficie sometida a calentamiento., ver Figura 21.

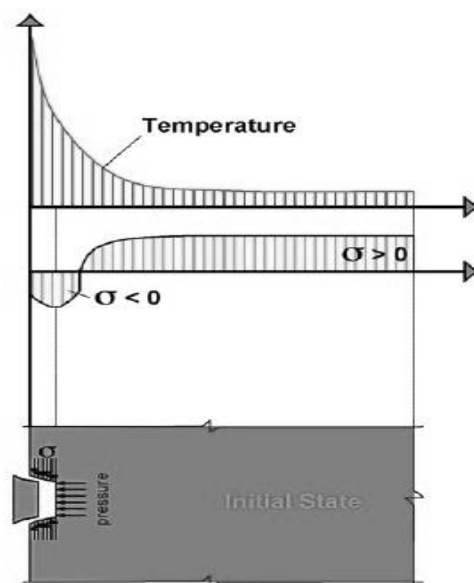


Figura21 .Asunción de Bazant 1997. (fuente: V.G de Morais et al [104])

A este hecho, se suma, que la deshidratación química del hormigón a elevadas temperaturas genera una reducción del módulo de elasticidad del hormigón (reblandecimiento) y de las resistencias a los esfuerzos de tracción y compresión (descohesión), (Ulm et al, 1999a, 1999b).

La zona próxima a la superficie expuesta entra en una fase plástica en la que aparecen fenómenos de spalling más o menos desarrollados en el hormigón. La microfisuración debida a la presión interior del hormigón puede acelerar la disminución de la resistencia mecánica y permitir la aparición del spalling rápidamente (Nechnech, 2000; Nechnech et al.,2002; Menou,2004).

Producto de la presión en los poros, que se transmiten al esqueleto sólido a través de los choques de la molécula de vapor contra la pared de los poros, según Zhukov (1976), se generan tensiones de tracción en el esqueleto sólido del hormigón por lo que algunos autores (Thelandersson, Dwaikat y Kodur, Anderberg, etc.), consideran que las fuerzas de tracción generadas son las responsables del inicio de la inestabilidad térmica del hormigón, cuando estas superan la tracción del material, la cual disminuye con el incremento de la temperatura.

Aproximando mediante un modelo esférico del poro, tendremos una relación entre la presión de los poros y la tracción que genera, tal como se muestra en la Figura 22.

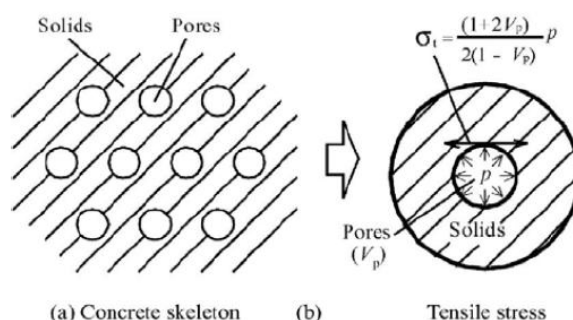


Figura 22 Relación entre las tensiones de tracción en el esqueleto sólido del hormigón y la presión de poros, considerando un modelo esférico de poro. (fuente: Kalifa, Chen et al. [25])

3. El proceso completo. Fusión de ambas teorías

Finalmente, aunando las dos teorías en una sola, podemos explicar el desarrollo temporal del proceso en tres fases:

- Fase1

En el proceso de transmisión de calor hacia el interior del hormigón, el agua presente en el material eleva su temperatura, llegando al punto de vaporización provocando el aumento de la presión de los poros internos. Para restaurar el equilibrio hídrico, se produce el transporte de vapor de agua, que se efectúa a través de las zonas de baja presión (principalmente por un mecanismo de gradiente de presión tipo Darcy), evacuándose el vapor hacia la cara caliente del elemento y migrando hacia el interior del mismo, como se muestra en la Figura 23.

- Fase 2

El vapor de agua que migra hacia el interior del elemento, que está más frío que la superficie, comenzará a condensarse cuando lo permitan las condiciones termodinámicas (Presión, Volumen y Temperatura), formando gradualmente un frente casi saturado de agua líquida en las proximidades de la superficie expuesta (*moisture clog*), que forma una barrera impermeable para cualquier transporte de vapor (Figura 23)

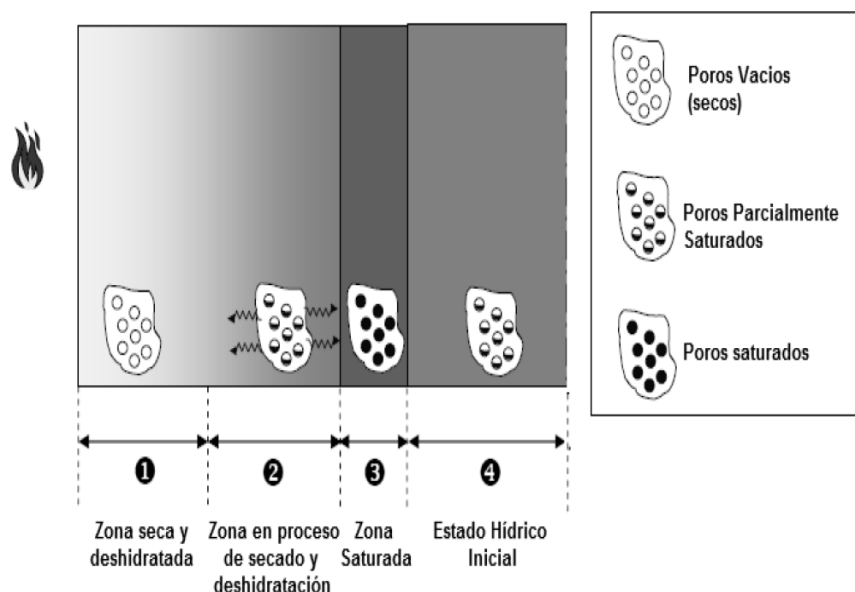


Figura 23. Condensación del vapor en las zonas frías y formación de la moisture clog
(Fuente: Reproducido de Mindeguía [38])

- Fase 3

El vapor de agua de los poros, se encuentra con el frente casi saturado, que le impide pasar hacia la zona fría a través del mismo, produciéndose un aumento significativo de la presión en los poros, debido a que el vapor de agua sólo se puede evacuar por la superficie caliente.

4. El spalling

El spalling en el hormigón puede ser descrito como el desprendimiento de capas o piezas de la superficie del elemento estructural cuando éste se ve sometido a un calentamiento acelerado tras ser expuesto a altas temperaturas como es el caso de lo que ocurre durante un incendio.

Dentro del término spalling se engloban una serie de fenómenos relacionados al daño producido sobre la estructura de hormigón durante el incendio. Estos fenómenos incluyen:

- Spalling violento
- Spalling progresivo

- Spalling de esquina
- Spalling explosivo
- Spalling post-enfriamiento

De todos ellos, se reconoce dentro de la literatura al spalling explosivo como el que más afecta al hormigón en caso de incendio.

El fenómeno del spalling afecta mucho más a los hormigones de alta resistencia que a los hormigones convencionales. Esto está fundamentalmente basado en el hecho que el aumento de la resistencia en este tipo de hormigón se produce por la utilización de relaciones agua/cemento muy pequeñas y la adición de humo de sílice, lo cual disminuye considerablemente la permeabilidad del hormigón.

En los hormigones convencionales, cuando el elemento se ve sometido a un calentamiento rápido, el vapor de agua resultante es capaz de escapar del elemento a través de los poros del material por lo que la presión de vapor raramente supera la tensión de rotura a tracción del hormigón por lo que el spalling es generalmente evitado.

Esquemáticamente el fenómeno del spalling se manifiesta según se muestra en la siguiente figura.

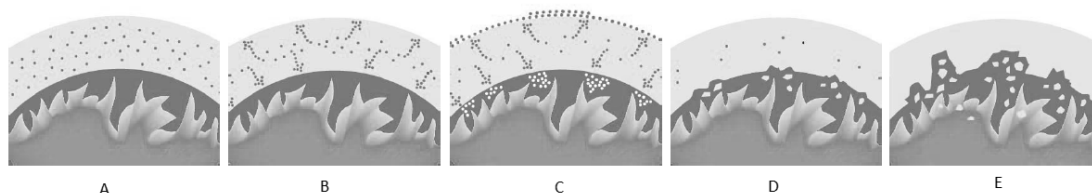


Figura 24. Proceso de spalling (fuente: www.concretebasics.org)

En la Figura 24 A se muestra el vapor de agua intrínseco en el hormigón, que bajo condiciones normales se encuentra estable dentro del elemento. A medida que la pieza se ve afectada por el calor provocado por el incendio, comienza una migración del vapor de agua dentro del elemento por efecto de la capilaridad en el hormigón a través de los poros existentes dentro de la pieza (Figura 24 B). El calentamiento del agua hace que ésta comience a escapar del elemento en forma de vapor por la parte expuesta al fuego y en forma de agua por la cara superior (Figura 24 C).

Como la densidad en los hormigones de alta resistencia es mayor que en los hormigones ordinarios, el vapor de agua no puede escapar eficientemente a través de su matriz por lo que la presión en el interior del elemento aumenta considerablemente, produciéndose así el spalling (Figura 24 D). Este desprendimiento provoca que nuevas capas de hormigón más fresco entren en contacto directo con las elevadas temperaturas, acelerando el proceso de desprendimiento en áreas cada vez mayores. (Figura 24 E).

El efecto del spalling es inmediato, ya que el cambio de estado en el agua intersticial se produce en un rango de temperaturas que varía entre los 100 y 150 °C por lo que es de esperar que la afectación sobre la estructura sea importante.

El *spalling explosivo* se produce en etapas tempranas del incendio mediante dos mecanismos fundamentales: producto de la presión de poros y producto de los esfuerzos térmicos.

La teoría convencional del spalling plantea que dada la baja permeabilidad que presentan los hormigones de alta resistencia, el vapor de agua que se forma en el interior de la pieza producto del calentamiento de la misma no puede ser disipado.

Esto provoca que se produzca un aumento en la presión de poros en el interior del elemento, produciéndose el spalling en el momento donde dicha presión supera la resistencia a la tracción del hormigón.

La teoría científica sin embargo, sostiene que es el calentamiento rápido que sufre el hormigón producto del incendio la causa de que se produzca el spalling y no la exposición sostenida en el tiempo.

Similarmente, hay consenso en que los hormigones confeccionados de agregados calizos, o ligeros son menos propensos al spalling que aquellos confeccionados a base de agregados silicios.

4.1. Spalling Producto de la Presión de Poros

Para entender este mecanismo, primero es necesario analizar cómo se comporta el agua dentro del hormigón a medida que este se calienta.

A temperatura ambiente (Figura 25) se encuentra presente dentro del hormigón agua en forma de vapor, agua en estado líquido, agua en estado gel, agua unida químicamente, y agua formando parte de la masa de cemento hidratado. A medida que aumenta la temperatura dentro del hormigón hasta los 105 °C (Figura 25) se produce una desvinculación del agua que estaba formando parte del gel para convertirse en agua líquida dentro de los poros, que puede posteriormente evaporarse.

A los 850 °C de temperatura (Figura 25), se ha producido la deshidratación total del cemento y toda el agua dentro del hormigón se encuentra en estado libre.

Dada la baja permeabilidad que presentan los hormigones de alta resistencia, el vapor de agua que se forma en el interior del elemento producto del aumento de la temperatura dentro del mismo no puede ser disipado. Esto provoca que se produzca un incremento en la presión de poros en el interior del elemento, produciéndose el spalling en el momento en que dicha presión supera la resistencia a la tracción del hormigón como se muestra en la Figura 26.

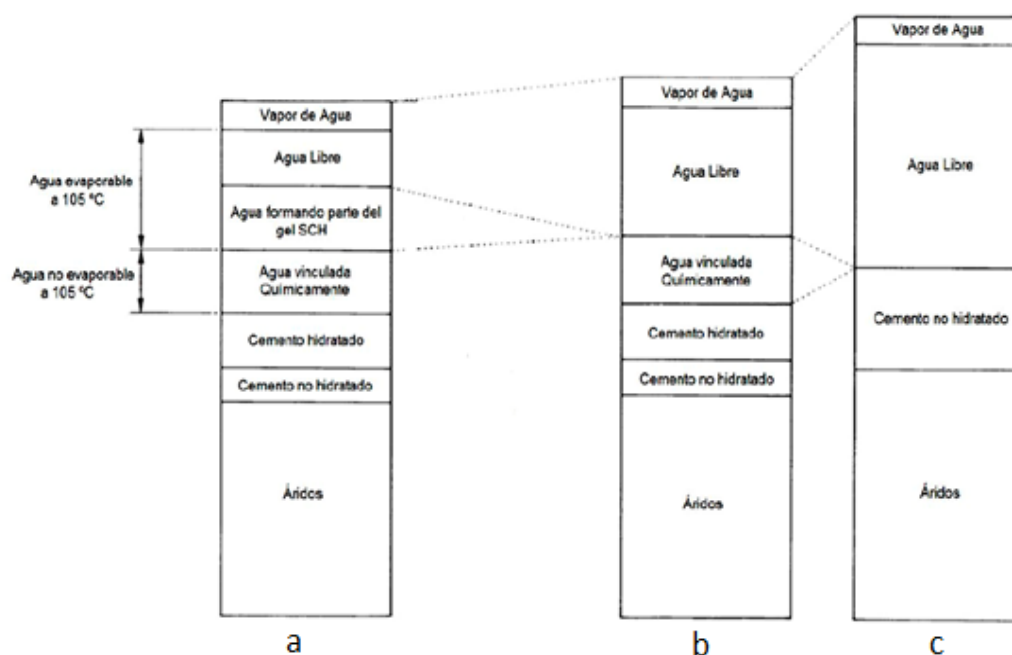


Figura 25. Tipos de agua presentes en el hormigón. a) $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, b) $T = 105\text{ }^{\circ}\text{C}$, c) $T = 850\text{ }^{\circ}\text{C}$. (fuente: Polypropylene Fibres in Heated Concretes: Part 1. Pressure-relief mechanisms and Modelling Criteria. G. A. Khoury [27])

Los factores que influyen en la ocurrencia de este tipo de spalling son la permeabilidad del hormigón, el contenido de saturación de agua inicial, la velocidad de calentamiento del hormigón, la resistencia a la tracción y la sección transversal del elemento.

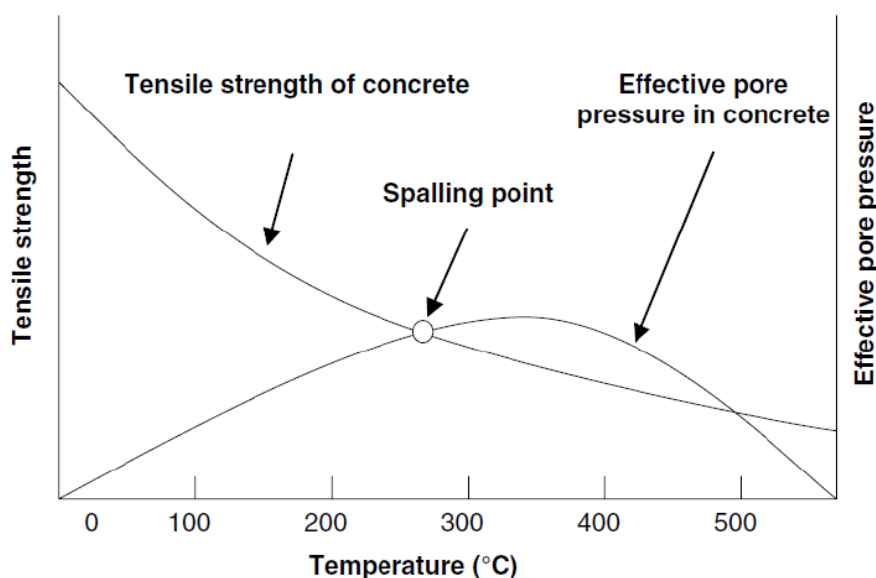


Figura 26. La inestabilidad térmica ocurre cuando las tensiones generadas por el incremento de la presión de poros superan la resistencia a la tracción del hormigón para una temperatura dada. (fuente: Dwaikat y Kodur [2])

4.2. Spalling producto de los Esfuerzos Térmicos en el Hormigón.

Este mecanismo sostiene que el calentamiento del hormigón genera gradientes de temperatura que inducen esfuerzos de compresión cercanos a la cara expuesta y esfuerzos de tracción en la superficie no expuesta. Estos esfuerzos térmicos están relacionados con la expansión térmica del hormigón.

Este tipo de spalling puede ocurrir incluso en hormigones secos lo cual demuestra que existen otros factores además de la presión de poros que contribuyen a la ocurrencia del spalling. De manera general, este tipo de spalling se encuentra influenciado por la expansión térmica de los áridos, el nivel de carga aplicada, la velocidad de calentamiento y la resistencia a la tracción del hormigón.

4.3. Spalling Combinado producto de la Presión de Poros y los Esfuerzos Térmicos en el Hormigón.

En la práctica, el *spalling explosivo* ocurre bajo la acción combinada de la presión de poros y los esfuerzos térmicos.

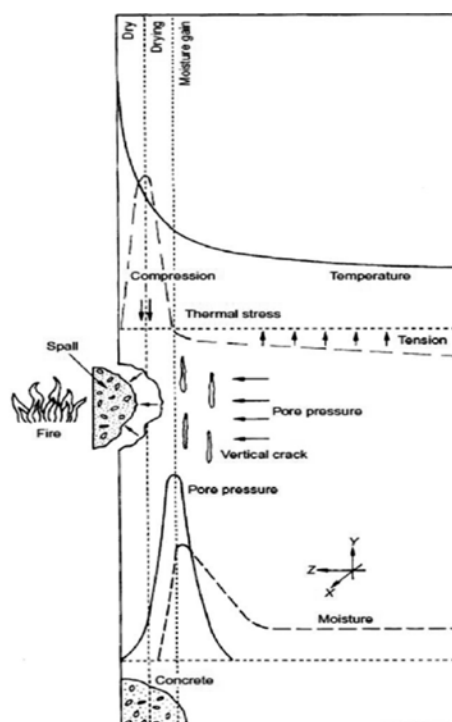


Figura 27. Efecto combinado de la temperatura y la presión de poros en el spalling explosivo
(fuente: Dwaikat y Kodur [2])

Cuando la suma de los esfuerzos en el interior del hormigón supera la resistencia a la tracción del mismo, se produce la formación de fisuras paralelas a la superficie. Este proceso es acompañado de una liberación repentina de energía, seguido del fallo violento de la región calentada, ver Figura 27

5. El spalling en ensayos de caracterización

A pesar de que los ensayos de caracterización del comportamiento del hormigón a elevadas temperaturas reportados en la bibliografía, no están dedicados al estudio concreto del spalling en el hormigón y que no todos reportan la aparición de este fenómeno debido a las grandes diferencias en cuanto a las condiciones de los ensayos, si encontramos algunas conclusiones interesantes que nos van a ayudar a completar nuestro conocimiento sobre la ocurrencia de esta particular afección del hormigón cuando es sometido a un proceso de incendio.

Estudios de Hertz en 1984 y 1991

- El hormigón de alta resistencia elaborado a partir de humos de sílice presenta riesgo de *spalling explosivo* cuando se somete al calentamiento.
- La presencia de fibras de acero no reduce el riesgo de explosión.
- No es recomendado utilizar hormigones ligeros en sustitución de hormigones de áridos de peso normal cuando existe riesgo de spalling.

Estudios de Diederichs et al. en 1988

- No se evidenció el fenómeno del spalling en ninguna de las muestras ensayadas con una razón de incremento de la temperatura de 2 °C/min.

- Se produjeron ligeros spallings en algunas probetas cilíndricas en los ensayos de fluencia y relajación transitoria en los que la razón de incremento de la temperatura fue de 32 °C/min.
- Se produjo el fenómeno del spalling en todas las muestras tipo cubo en los ensayos de fluencia y relajación transitoria en los que la razón de incremento de la temperatura fue de 32 °C/min.

Estudios de Furumura et al. en 1995

- Se observó el fenómeno del spalling en las muestras de hormigón de 60 MPa cuando éstas fueron sometidas a una temperatura de 300 °C.

Estudios de Phan en 2002

- Los rangos de temperatura en los cuales se produce el spalling varían desde los 200 °C hasta los 325 °C a 25 mm de la superficie expuesta y aparece cuando coincide una gran presión interior de poros y un alto gradiente térmico. Esto sugiere que la presión de poros es la causa principal de la ocurrencia del spalling y que los esfuerzos térmicos ocupan un rol secundario en el fallo.
- Se produjo una reducción significativa en la presión de poros producto de la adición de fibras de polipropileno a la mezcla. La reducción en la presión de poros parece incrementarse aumentando la cantidad de fibras hasta 3 kg/m³ aunque 1.5 kg/m³ parece ser suficiente para evitar el spalling.
- Se produjo un aumento del spalling a medida que disminuyó la relación agua-cemento. Esto es consistente con la teoría de que el spalling está relacionado con los fenómenos de transporte del vapor de agua dentro de la muestra durante el calentamiento.

Estudios de Chen y Liu en 2004

- Los hormigones de alta resistencia presentan el fenómeno del spalling cuando son expuestos a altas temperaturas y a medida que la temperatura de exposición es mayor los efectos son mayores.
- Adicionando fibras de carbono o fibras de acero se puede retrasar el tiempo en el cual ocurre el spalling, mientras que la utilización de fibras de polipropileno es capaz de eliminar el fenómeno del spalling bajo altas temperaturas.

Como conclusiones Generales de los diversos Programas de Estudios, podemos extraer:

1. Se ha evidenciado que la ocurrencia del spalling afecta en mayor grado a los hormigones de alta resistencia que a los hormigones convencionales. Sin embargo no se reporta la ocurrencia del spalling por todos los programas de investigación revisados.
2. Los hormigones con adición de microsílíce son más susceptibles al spalling que los hormigones de alta resistencia sin adición de ésta. Así mismo los hormigones de alta resistencia elaborados con áridos ligeros presentan una mayor probabilidad de ocurrencia del spalling en comparación con los hormigones de áridos de peso normal.
3. Los rangos de temperatura en los cuales se produce el spalling varían desde los 200 °C hasta los 325 °C a 25 mm de la superficie expuesta y aparece cuando coincide una gran presión interior de poros y un alto gradiente térmico.
4. Esto sugiere que la presión de poros es la causa principal de la ocurrencia del spalling y que los esfuerzos térmicos ocupan un rol secundario en el fallo.

5. La adición de fibras en el hormigón puede retrasar la ocurrencia del spalling si se trata de fibras de acero o fibras de carbono, e incluso eliminar el riesgo del spalling si se utilizan fibras de polipropileno.
6. Se produce un aumento del spalling a medida que disminuye la relación agua-cemento. Esto es consistente con la teoría de que el spalling está relacionado con los fenómenos de transporte del vapor de agua dentro de la muestra durante el calentamiento.

6. Factores de diseño para mitigar el efecto del spalling

Los factores que afectan el comportamiento al fuego de las estructuras de hormigón de alta resistencia, se deben de tener en cuenta a la hora del diseño de los hormigones, para reducir el impacto del spalling en estructuras debemos de tener en cuenta como precauciones y de forma general, los siguientes aspectos:

1. Resistencia original a la compresión del hormigón

Se ha podido establecer que los hormigones de resistencia mayor de 55 MPa son más susceptibles al fenómeno del spalling. Tomar precauciones para prevenir el spalling cuando el hormigón supere los 55 MPa.

2. Contenido de humedad en el hormigón

La humedad del hormigón expresada en términos de humedad relativa (HR) influye directamente en la probabilidad de ocurrencia del spalling. Los ensayos de resistencia al fuego a gran escala de columnas de HAR han mostrado que el spalling más significativo se produce cuando la HR es mayor del 80 %. El tiempo necesario para alcanzar un nivel de HR aceptable (menos del 75 %) en los HAR es mayor que en los HC debido a la baja permeabilidad de los HAR. Por tanto este es un aspecto necesario a considerar en el diseño.

3. Densidad del Hormigón

El fenómeno del spalling se ha evidenciado mucho más cuando se han utilizado agregados ligeros. Esto está influenciado porque los agregados ligeros contienen más humedad libre, la que crea mayores presiones de vapor bajo exposición al fuego. Utilizar agregados de peso normal (en vez de agregados ligeros) para minimizar el spalling.

4. Intensidad del Incendio

El spalling de los HAR es mucho más severo en incendios caracterizados por gran intensidad del incendio y de rápido desarrollo. Los fuegos de hidrocarburos poseen un especial riesgo en este sentido.

Cuando se utilicen los HAR en construcciones donde exista la presencia de combustibles a base de hidrocarburos, se deberá considerar la probabilidad de ocurrencia del spalling en el diseño.

5. Dimensiones del elemento

El riesgo de spalling explosivo aumenta con las dimensiones de las muestras. Esto es por el hecho que el tamaño de la muestra está directamente relacionada con el transporte de calor y humedad a través de la estructura, así como la capacidad de las grandes estructuras de almacenar más energía

Se deberá tener una cuidadosa atención al tamaño de las muestras cuando se evalúa el problema del spalling; los ensayos generalmente se realizan a pequeñas muestras las cuales pueden ofrecer resultados engañosos.

6. Fibras de polipropileno

Las fibras de polipropileno (PP) contribuyen de manera efectiva a la reducción de la presión de poros en el hormigón durante el calentamiento del mismo y, por tanto, a la reducción de la probabilidad de ocurrencia de desconchamientos explosivos.

La reducción de la presión depende de la estructura molecular de las fibras de PP durante el calentamiento en relación con la microestructura del hormigón, de las propiedades mecánicas de las fibras en función de la temperatura como del tipo, dosis y características dimensionales de las mismas [28].

Las fibras de polipropileno parecen ser la respuesta para mitigar de manera efectiva los fenómenos de spalling en los hormigones de altas resistencias, parece conveniente pues conocer cómo funcionan este tipo de agregados en el hormigón.

7. Propiedades físicas del polipropileno

El polipropileno es un hidrocarburo de alto peso molecular compuesto de una cadena de hasta 2400 monómeros de C_3H_6 con una distancia de repetición de 6.5 Angstroms, que presenta a temperatura ambiente el 55 % de materia en fase cristalina y el 45 % en fase amorfa, con una densidad relativa de 0.91.

Dada la gran viscosidad del polipropileno en la fase fundida, su tamaño molecular relativamente elevado, la afinidad entre las moléculas vecinas, la falta de afinidad con el hormigón y los diámetros relativamente pequeños de los poros en este último hacen que se requiera de un esfuerzo considerable para forzar a las moléculas de polipropileno a fluir a través de los poros del hormigón, incluso para poros de gran diámetro (entre 10-100 nm).

Durante la fase gaseosa, sin embargo, el diámetro efectivo de los productos volátiles está en el orden de 0.68 a 1.08 nm los cuales son lo suficientemente pequeños para penetrar la estructura de poros del hormigón.

El polipropileno presenta una serie de cambios de fase a medida que se calienta, comenzando por la fase de transición cristalina de la molécula ($-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $10\text{ }^{\circ}\text{C}$), seguida de la fase de fundición endotérmica que comienza a partir de los $150\text{ }^{\circ}\text{C}$, con un pico en $165\text{ }^{\circ}\text{C}$ y concluye a los $176\text{ }^{\circ}\text{C}$. Durante este proceso, se destruyen todos los cristales dentro de la molécula para formar un polímero totalmente amorfo.

Esta fase es seguida por un proceso de pirólisis endotérmico que envuelve la rotura del esqueleto de carbono en moléculas de menor tamaño. El fenómeno de la pirólisis comienza a los $325\text{ }^{\circ}\text{C}$ con la liberación de las especies de hidrocarburos en fase gas. El pico en el proceso de pirólisis se encuentra en los $460\text{ }^{\circ}\text{C}$ y el proceso concluye a una temperatura de $475\text{ }^{\circ}\text{C}$.

El aumento de la temperatura tiene una influencia notable en las propiedades mecánicas de las fibras de polipropileno. A temperaturas inferiores de la zona de transición cristalina el módulo de elasticidad del polipropileno cae dentro de la región de los GPa.

A temperatura ambiente el módulo de elasticidad se encuentra entre 1 y 4 GPa y cae de manera pronunciada con el incremento de la temperatura hasta alcanzar a los 80 grados el límite superior de temperatura de servicio para posteriormente colapsar a una temperatura de aproximadamente $150\text{ }^{\circ}\text{C}$.

La resistencia a la tracción de las fibras de polipropileno es muy superior a la resistencia a la tracción del hormigón. En la fase cristalina las fuerzas de atracción intermoleculares están basadas en las interacciones de Van der Waal, brindando resistencias a la tracción que siempre superan los 30 MPa, e incluso, los 560 MPa para algunos tipos de fibras comerciales.

El coeficiente de expansión lineal del polipropileno es anisotrópico y dependiente de la temperatura, y varía desde $100\text{ }\mu\text{ε}/^{\circ}\text{C}$ entre $20 - 60\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $210\text{ }\mu\text{ε}/^{\circ}\text{C}$ entre $100-140\text{ }^{\circ}\text{C}$, en comparación con el coeficiente de expansión térmica del hormigón el cual es $13\text{ }\mu\text{ε}/^{\circ}\text{C}$ a temperatura ambiente.

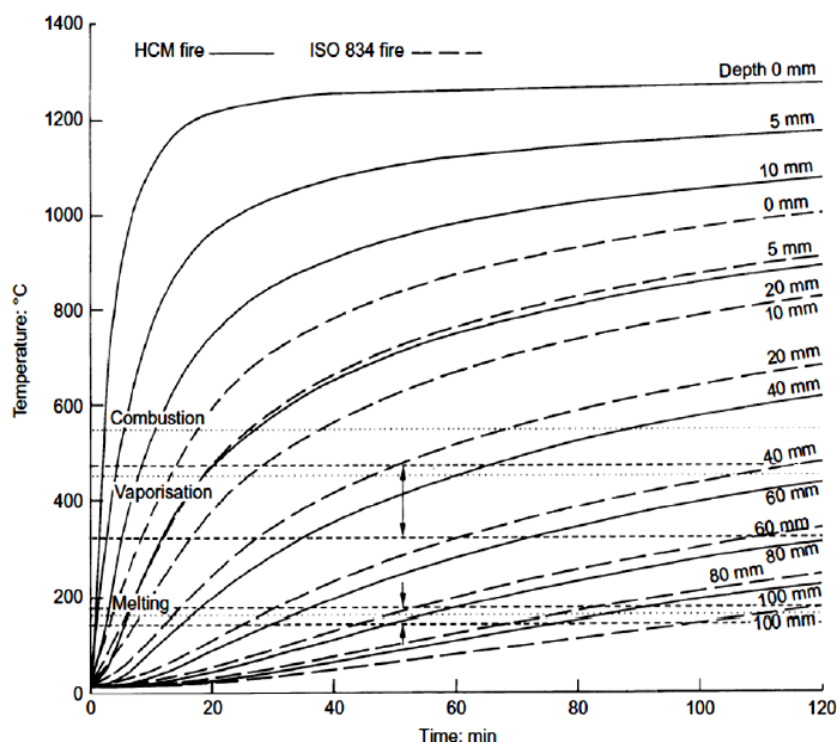


Figura 28. Transformaciones principales del polipropileno superpuestas a los patrones de temperaturas generados en el hormigón expuesto por una cara.
(Fuente: Khoury G.A. et. al. [28])

8. Mecanismos de Acción de las Fibras de Polipropileno

Las fibras de polipropileno juegan un papel importante en la reducción de la presión de poros mediante diferentes mecanismos de acción [28], los cuales incluyen reservorios discontinuos para acomodar el vapor de agua que se expande producto del aumento de la temperatura (ej. burbujas y microfisuras), como mediante la formación de canales continuos para la migración del vapor y la humedad (ej. vía presión tangencial inducida en el espacio de la fibra o a través de los espacios vacíos producto de la vaporización del polipropileno).

1. Reservorios Discontinuos.

Los reservorios discontinuos incluyen burbujas discretas (ej. 1-2 %) que se crean durante el proceso de mezclado del hormigón y las microfisuras alrededor de las fibras de polipropileno que se forman durante el calentamiento del hormigón.

La presencia de estas burbujas implica una pérdida de resistencia de alrededor del 5.5 % por cada 1 % de aire creado. Claramente, el papel de estos reservorios será más efectivo a medida que sea más bajo el contenido de agua en el hormigón.

2. Microfisuras.

Las microfisuras pueden originarse tanto de manera vertical con respecto al eje de la misma o en cualquier otro ángulo, existiendo dos posibles fuentes de formación de microfisuras. Uno de los mecanismos de formación de microfisuras está relacionado con la diferencia de la expansión térmica entre las fibras y la matriz de cemento que la rodea. A temperatura ambiente el coeficiente de expansión térmica del polipropileno es 10 veces superior que el coeficiente de expansión térmica del hormigón.

Considerando un incremento inicial de 30 °C en la temperatura del hormigón (de 20 °C a 50 °C) y asumiendo que los coeficientes de expansión térmica se mantienen constantes dentro de ese rango, se genera una expansión térmica de 2610 μm , la cual genera una tensión axial de 10 MPa a la matriz de pasta de cemento.

Otra posible causa es producto de la expansión volumétrica (7 % en relación al volumen a temperatura ambiente) que experimentan las fibras de polipropileno al fundirse entre los 150 °C y los 176 °C mientras que la densidad global se reduce de 0.91 g/cm^3 a 0.85 g/cm^3 .

Si el incremento de volumen producido no puede ser acomodado dentro del espacio disponible, entonces se impondrá una tensión al hormigón.

La cantidad de microfisuras (sin importar el mecanismo de formación), y por tanto, la efectividad del mecanismo estarán determinadas por el área total acumulativa superficial de las fibras. De manera similar, el papel de estos reservorios resultará más efectivo a medida que se disminuye la relación agua-cemento del hormigón.

3. Espacios Tangenciales Inducidos por la Presión.

Los espacios tangenciales inducidos por la presión (Pressure-Induced Tangential Spaces, PITS) se forman producto de la baja adhesión en la interfase fibra-hormigón y brindan un mecanismo de liberación de las presiones alrededor de las fibras.

Si existe una baja humedad en la interfase, una elevada presión de vapor podría fácilmente superar las fuerzas de compresión originadas por la expansión lateral de las fibras. En presencia de áreas localizadas en las que se mantiene el contacto entre las fibras y el hormigón, estas pueden ser superadas a través de la red de poros del hormigón.

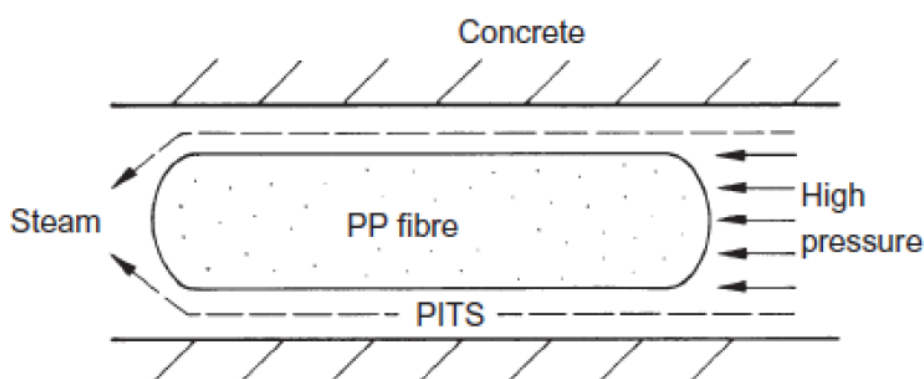


Figura 29. Representación simplificada del mecanismo de liberación de la presión de vapor mediante PITS. (fuente: Khoury G.A. [27])

Este concepto ofrece la posibilidad de que la interface fibra-hormigón puede brindar una vía de alivio de las presiones, incluso antes de que la fibra se funda. También puede ser planteada la conjetura que las fibras sirven como puente entre poros capilares discontinuos

La efectividad del mismo estará en función del área superficial y de la conectividad entre las fibras. Es importante recalcar que el PITS ocurre de manera dinámica durante el calentamiento del elemento y no puede ser detectado mediante el examen microscópico del hormigón una vez enfriado.

4. Canales Vaciados

Esta teoría es la que ha sido más desarrollada, planteando que una vez que se funden las fibras estas fluyen a través de la red de poros del hormigón creando canales por los cuales puede fluir el vapor de agua y escapar la presión.

Actualmente esta teoría se encuentra bajo revisión debido a que estudios recientes [28] han demostrado que producto de la gran viscosidad de las fibras fundidas, la baja afinidad de estas con el hormigón y el pequeño tamaño de la estructura de poros dentro del hormigón es poco probable que las moléculas del polipropileno sean capaces de penetrar la estructura de poros de los hormigones de alta resistencia, los cuales, al poseer bajas relaciones agua-cemento, no poseen poros capilares, sino poros de gel de muy pequeñas dimensiones (1.5-2.0 nm).

Según esta teoría, el polipropileno fundido sólo sería capaz de fluir a través de las canales interconectadas entre sí, a través de los poros capilares y microfisuras y a través de los poros de gel que hayan sido engrosados lo suficiente por el aumento de la temperatura. Sin embargo, producto de la gran fricción interna entre las moléculas de polipropileno y la gran viscosidad, la presión necesaria para forzar un flujo a través de los poros capilares del hormigón considerando un diámetro de 20 μm tendría que ser aproximadamente 68000 MPa. Por tanto resulta muy poco probable que las moléculas de polipropileno fluyan a través de la red de poros solo impulsados por la presión de vapor (que está en el orden de los 3 MPa).

5. Flujos de vapor.

A partir de 350 °C comienza la formación de hidrocarburos volátiles producto de la vaporización de las fibras de polipropileno hasta los 475°C en que se produce la vaporización total de las mismas.

A partir de esta temperatura sólo existen productos en fase gas, en la cual las moléculas interactúan de manera independiente y puede ser considerado que la molécula puede penetrar el hormigón.

El diámetro efectivo de las moléculas de vapor de polipropileno está en el rango de los 0.68–1.08 nm, el cual es mucho menor que el diámetro de los poros del hormigón por lo que se puede concluir que estos vapores son lo suficientemente volátiles y pequeños para penetrar la fina red de poros en el hormigón a esa temperatura.

Los compuestos volátiles de hidrocarburos son conducidos por los gradientes de presión hacia la superficie calentada del elemento de hormigón, y entran en combustión, en presencia del oxígeno, si la temperatura alcanza los 550 °C o entre los 350 y 400 °C en contacto directo con las llamas. Estos mismos gradientes de presión fuerzan al vapor de agua a fluir hacia la superficie del elemento por lo que de esta forma se libera la presión interna.

9. Caracterización de las Fibras de Polipropileno

La efectividad de los mecanismos de liberación de la presión explicados anteriormente dependerá no sólo de las características del material, sino también de las características propias de las fibras de polipropileno.

La inclusión de las fibras en el hormigón persigue el objetivo de reducir la presión de vapor generada durante el calentamiento del elemento y su presencia no altera las propiedades ni el comportamiento del hormigón en una manera apreciable, excepto en la reducción de la probabilidad de spalling.

Teniendo en cuenta los dos tipos de mecanismos a) reservorios y b) canales continuas, es de exigir las siguientes características a las fibras.

- Uso de fibras de tipo monofilamentos en vez del tipo fibrilado.
- Fibras lisas y con poca adhesión al hormigón (mecanismo b)
- Buena dispersión de las fibras dentro de la masa de hormigón (mecanismos a y b)
- Un número elevado de fibras para un contenido de fibras específico (mecanismos a y b)
- Elevada área total para un contenido de fibras específico (mecanismos a y b)

- Elevada longitud total para un contenido de fibras específico (mecanismos a y b)
- Interconectividad de las fibras (mecanismo b)

1. Número de Fibras

El número de fibras presente en el hormigón estará determinado en función del diámetro de fibra utilizado, la longitud de las fibras y el contenido de fibras empleado. En la práctica, es frecuente utilizar fibras que presentan un diámetro en el rango de 6 a 18 mm y un contenido de fibras de 1 a 2 kg/m³.

El número de fibras en el hormigón disminuye de manera no lineal con el incremento del diámetro de la fibra. Utilizando un contenido de fibras 1 kg/m³ de 10 µm de diámetro y 6 mm de longitud se obtiene un número de 2331 millones de fibras por metro cúbico de hormigón. A pesar de este elevado número, las fibras solo constituyen un 0.042 % del peso total del hormigón y un 0.11 % del volumen total. Este número de fibras se reduce críticamente a medida que aumentamos el diámetro de la fibra.

La Tabla 9 muestra el número de fibras por metro cúbico en función del diámetro para un contenido de fibras de 1 kg/m³.

Tabla 9 Número de fibras en función del diámetro para un contenido de fibras de 1kg/m³ y fibras de 6 mm de longitud.

Diámetro(µm)	10	20	30	40	50	100
Número de Fibras (millones)	2331	583	259	146	93	23

Si la longitud de las fibras es 12 mm, los valores brindados en la Tabla anterior deben ser reducidos a la mitad. Por tanto el número de fibras se reduce linealmente con el aumento de la longitud, pero de manera no lineal con el aumento del diámetro.

2. Área superficial total y longitud total de las fibras

El área superficial de las fibras resulta relevante tanto para el mecanismo PITS como para los reservorios. Considerando solo el área de la superficie tangencial al eje de la fibra se produce una reducción del área superficial en función del diámetro como se muestra en la Tabla 10.

Tabla 10. Área total y longitud de fibras en función del diámetro para un contenido de fibras de 1kg/m^3 y fibras de 6 mm de longitud.

Diámetro (μm)	10	20	30	40	50	100
Área(m^2)	440	220	147	110	88	44
Longitud (km)	13992	4318	1555	874	560	140

Si se considera el área de los extremos de las fibras, esto añadiría un 0.1 % de área de superficie para un diámetro de $10\ \mu\text{m}$ y alrededor del 1.0 % para un diámetro de $100\ \mu\text{m}$.

Para que la efectividad del PITS sea mayor, para un mismo contenido de fibras se deberá utilizar el mayor número de fibras con la mayor área acumulada (el menor diámetro de fibra posible).

La longitud total de las fibras resultará relevante para el mecanismo de canales vaciadas y otros mecanismos de liberación de la presión dentro del hormigón. Para este caso específico se alcanzan longitudes de fibras totales que para 1 kg/m^3 superan el diámetro de la tierra.

La Tabla 10 muestra las longitudes totales de fibras en función del diámetro para un contenido de fibras de 1 kg/m^3 . La efectividad del mecanismo será mayor mientras mayor sea la canal, por tanto, para el mismo contenido de fibras se aconseja utilizar las de menor diámetro.

10. Comprobación experimental. Estudios de Kalifa et al. en 2001

Los ensayos realizados han demostrado que las fibras tienen un efecto significativo en la presión de poros en el interior del hormigón durante el calentamiento, produciéndose una reducción de 4 veces en la presión máxima en el interior de las muestras y de 2 veces en los gradientes de presión cuando las dosificaciones variaron de 0 a 3 kg/m³. Este efecto fue mucho más pronunciado en el rango de 0 a 1.75 kg/m³. Este cambio en el efecto de la adición de fibras en el hormigón puede estar relacionado con el hecho de que las fibras alcanzasen el umbral de percolación a esta dosificación.

La medición de la permeabilidad realizada muestra la impresionante contribución que producen las fibras en el rango de temperaturas hasta los 200 °C, produciéndose un aumento de más de 600 veces en la permeabilidad intrínseca para un aumento en la dosificación de 0 a 3 kg/m³ en el rango de 80 °C hasta los 200 °C. Sin embargo este valor disminuye posteriormente hasta 85 veces a consecuencia de que a esa temperatura las fibras fundidas no pueden ser evacuadas y son absorbidas por la matriz circundante. El rápido aumento de la permeabilidad con el aumento de la temperatura permite la evacuación de los vapores y gases y por tanto liberan la presión en el interior de la muestra.

La contribución relativa de las fibras al transporte de la masa disminuye a partir de los 400 °C ya que sólo producen ligeros incrementos en la porosidad y en la permeabilidad hasta los 475 °C.

Las fibras tienen un efecto significativo tanto en la presión de poros como en la permeabilidad aun en dosificaciones menores que el umbral teórico de percolación, lo cual puede ser demostrado mediante simulación numérica.

Como conclusión, parece ser que una dosificación de 2 kg/m³ es una solución eficiente para prevenir el spalling en hormigones de hasta 100 MPa bajo las condiciones de ensayos establecidas en la ISO 834, aunque las mediciones de la presión interna y de la permeabilidad sugieren que una dosificación de alrededor de 1 kg/m³ es suficiente para este tipo de hormigón en este rango de sollicitaciones térmicas. Sin embargo, esta afirmación no puede ser extrapolable a otros tipos de hormigones confeccionados con otro tipo de áridos.

CAPÍTULO 4

PRINCIPIOS DE LOS MODELOS

ANALITICOS DEL COMPORTAMIENTO DE

HORMIGON EN CASO DE INCENDIO

CAPÍTULO 4

PRINCIPIOS DE LOS MODELOS ANALÍTICOS DEL COMPORTAMIENTO DE HORMIGÓN EN CASO DE INCENDIO

1. Introducción

En presencia de humedad, se requiere un análisis muy complejo para lidiar con la acción combinada de la transferencia de masa y de energía que ocurre en el medio poroso, incluyendo la transferencia de masa tanto en estado líquido como gaseoso.

Los avances en el campo teórico del comportamiento del hormigón en caso de incendio y la evolución en las técnicas y métodos numéricos, han permitido el desarrollo de modelos hidro-térmicos para determinar la evolución de la presión de poros y las temperaturas en los hormigones expuestos al ataque térmico, posibilitando minimizar el número y el coste de realización de ensayos.

Sin embargo, se puede afirmar que aún no se han podido alcanzar métodos analíticos consistentes y universalmente confiables para predecir el comportamiento de la transferencia combinada de calor y humedad en el medio poroso.

Otra limitación actual de estos modelos recae en la necesidad de validación de los mismos frente a resultados experimentales para el aumento de la fiabilidad en las predicciones.

Mientras que los enfoques analíticos difieren, en general es habitual escribir un juego de ecuaciones pareadas en las cuales hay tres corrientes tales como el flujo de calor, el flujo de agua líquida y el flujo de vapor de agua.

Cada corriente tiene tres componentes, guiadas por cada una de las tres fuerzas actuantes; el gradiente de temperatura, el gradiente de concentraciones de agua líquida y el gradiente de concentración del vapor de agua. Por tanto existen 9 coeficientes asociados a las 9 conductividades o difusividades relacionadas con las corrientes y las fuerzas, los cuales pueden ser reducidos a 6 mediante relaciones recíprocas.

La mayoría de los modelos para la simulación de procesos de transferencia de calor y masa que tienen lugar en el hormigón expuesto a altas temperaturas están basados en la teoría de los procesos termodinámicos irreversibles, en la que la hipótesis principal es la asunción del “equilibrio local”, la cual postula que las relaciones instantáneas a nivel local entre las propiedades térmicas, hídricas, químicas y mecánicas de un sistema físico son las mismas, formando un sistema uniforme en equilibrio, de tal manera, que la termodinámica de los sistemas irreversibles pueda ser aplicada en situaciones no muy lejanas al equilibrio del sistema.

En el ámbito de trabajo de los procesos termodinámicos irreversibles es posible escribir algunas relaciones explícitas entre los flujos J^α y las fuerzas termodinámicas X^α , cuya relación mediante aproximación lineal puede expresarse de la forma (Kondepudi y Prigogine, 1999):

$$J^\alpha = \sum_{\beta} L^{\alpha\beta} X^\beta \quad (13)$$

En donde:

- $L^{\alpha\beta}$ representan los coeficientes fenomenológicos, generalmente función de las variables de estado, que bajo determinadas circunstancias son simétricos, es decir:

$$L^{\alpha\beta} = L^{\beta\alpha} \quad (14)$$

La mayoría de los modelos para simular la transferencia de calor y masa en el hormigón a elevadas temperaturas están basados en la termodinámica irreversible, la cual fue aplicada por Luikov (1966, 1975) para modelizar materiales porosos a temperaturas normales. El modelo está esencialmente basado en tres ecuaciones parciales que describen la conservación de la masa (vapor y agua en estado líquido) y una ecuación de conservación de la energía.

2. Principales modelos .Diferencias en los enfoques analíticos

Modelo de Abdel-Rahman and Ahmed

El modelo de Abdel-Rahman and Ahmed (1996) está directamente basado la teoría de Luikov y se basa en tres ecuaciones dos para la conservación de la masa (una para el vapor de agua y otra para el vapor más el aire seco) y una ecuación de conservación de la energía. Este modelo tiene en cuenta la advención de la fase gas, la difusión del vapor de agua, los términos de masa correspondientes a los cambios de fase y el proceso de deshidratación.

Además, en la ecuación de conservación de la energía se consideran la convección, la conducción y el calor latente, en los términos relacionados con los cambios de estado y en la reacción química.

Por el contrario, este modelo permite sólo para un análisis del comportamiento termo-hídrico del hormigón ya que el comportamiento mecánico es ignorado.

Modelo de Bazant y Thonguthau

En los últimos 20 años el modelo de Bazant y Thonguthau (1978,1979), Bazant y Kaplan (1996) han sido los más usados. También estos modelos están esencialmente basados en la teoría de Luikov, o al menos, en parte.

Haciendo uso de los datos experimentales simplificaron la expresión del flujo de masa a una función que solo es gradiente de la presión y presenta algunas relaciones semiempíricas para las isothermas de desorción, la dependencia de la permeabilidad con la temperatura, los cambios de porosidad debidos a las deshidrataciones y así sucesivamente.

Por lo tanto, este modelo está basado en una típica aproximación fenomenológica y considera un único flujo de humedad, es decir, una única fase fluida, en la cual se incluyen el agua líquida y el aire húmedo.

De esta manera es imposible distinguir entre los componentes de la fase gas y considerar explícitamente el vapor de difusión. Luego el efecto de los cambios de fase (vaporización/condensación) en la ecuación de balance de la energía puede ser considerado solamente a través de la capacidad térmica, dependiente de la temperatura.

Es más, una de las asunciones básicas en la formulación de isothermas es que el agua evaporable en el hormigón está formado por agua capilar (el agua adsorbida se ignora)., ver Figura 30

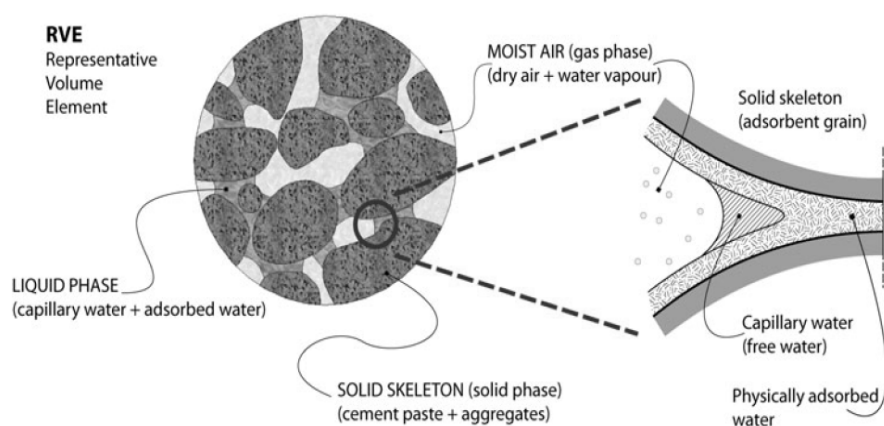


Figura 30. Volumen representativo del elemento. Diferencias en los tipos de agua presentes. (Fuente Gawin et al Fire Technology, 48, 753–793, 2012)

Esta asunción puede no ser aplicable para el HSC a temperatura ambiente, en donde el agua absorbida representa gran proporción del agua en el hormigón.

En su formulación final este modelo no tiene en cuenta el flujo convectivo y se limita a la descripción del comportamiento termo-hídrico del hormigón y no a sus tensiones y esfuerzos.

Modelo de Consolazio et al (1998) y Chung et al. (2006)

Un modelo que considera el hormigón como un material poroso multifase con un comportamiento termodinámico irreversible, es el modelo formulado por Consolazio et al (1998), Chung et al. (2006).

En este caso los poros del material están ocupados por dos fases fluidas: agua líquida y fase gas, esta última se considera como una única fase, es decir, no hay distinción entre los dos componentes del gas, el condensable (vapor por debajo de la temperatura crítica del agua) y el no condensable (aire seco).

La asunción de disponer de una única fase gas, permite omitir la difusión de la fase vapor que puede ser de importancia cuando la mayor parte del agua líquida se evapora y los gradientes de la presión de vapor se pueden desarrollar rápidamente.

Esto también significa que todos los flujos de vapor a través de la parte interior del elemento de hormigón no pueden ser predichos por este modelo, lo cual contrasta con la evidencia experimental.

Es más, en el modelo el proceso de deshidratación se niega completamente, así importantes términos fuente no se consideran en las ecuaciones de conservación de la masa y en la ecuación de conservación de la energía. Esto puede alterar los resultados en términos de presión y de la misma manera en los de temperatura.

England y Khoylou (1995) y Ichikawa e England(2004)

Propusieron un modelo formado por un par de ecuaciones diferenciales para una transferencia de calor y humedad en el hormigón de una dimensión.

Ellos han derivado de la conservación de la energía y la masa y han tenido en cuenta la dependencia con la temperatura relativa al agua gel y el agua química de frontera debido a la deshidratación.

Los flujos de humedad consisten en dos formas diferentes, un flujo de presión inducida, que se derivada de la ley de Darcy y otro flujo basado en el proceso de difusión que se derivada de la ley de Fick.

Esto significa que el modelo es una única fase fluida es decir la fase fluida incluye ambos agua líquida y aire húmedo.

En suma, la transferencia de calor está claramente gobernada solamente por conducción, es decir, el modelo no tiene en cuenta la convección y las fuentes de energía relativas a los cambios de fase y a la deshidratación.

Estos últimos podrían ser considerados a través de la dependencia de la capacidad térmica con la temperatura, pero este caso no fue contemplado por Ichikawa y England (2004).

Tanchev et al. (2001) y Davie et al.(2006)

Tanchev et al. (2001) habían formulado un modelo inicialmente limitado al fenómeno termo-hídrico, y posteriormente lo extendieron al considerar también la respuesta mecánica del material (Tanchev and Purnell, 2005).

El modelo está basado en los procesos termodinámicos irreversibles, es decir, en la teoría de Luikov y es esencialmente una formulación multifase que considera el agua líquida, el vapor de agua y el aire seco separadamente y las relaciona mediante acoplamientos.

Los fenómenos más importantes involucrados en la transferencia de masa y calor aparentemente son tenidos en cuenta (advención, difusión, cambios de fase debidos a

vaporización y deshidratación y las relativas a las fuentes de calor, convección y conducción.

En este modelo, de manera similar al de Bazant el vapor de agua y el agua líquida contenida, se tratan como una variable (humedad), en cuanto a las curvas de adsorción/desorción concierne. El caso $P_v = P_{sat} \geq 1.04$ se refiere a la condición de saturación del hormigón. Cuando la humedad ocupa todo el espacio disponible en los espacios de los poros, por lo tanto la formulación hace uso de la porosidad es decir parte de la información sobre la micro-estructura del material está contenida en la formulación de las isothermas.

El último está analíticamente derivado de la termodinámica del agua a elevadas temperaturas, pero está modificado empíricamente para casar con los datos experimentales.

En ese camino, el equilibrio entre la fase líquida y la fase vapor no está asegurado por mucho tiempo y es posible obtener valores de humedad relativa mayores que el 100 % que son físicamente imposibles. Incluso si el modelo está formulado matemáticamente para tener en cuenta algunos fenómenos físicos en la implementación final Tenchev y Purnell (2005) niegan la convección (es decir transferencia de calor por medio del transporte de masa) y consideran la presión del gas igual a la presión del agua líquida, así que los efectos capilares podrían no estar considerados de manera adecuada.

El modelo de Tenchev se ha extendido a considerar el comportamiento mecánico del hormigón. En particular el modelo de daño propuesto por Ortiz (1985) es extensivamente utilizado para tener en cuenta los efectos de las altas temperaturas.

La deformación transitoria es tomada en cuenta por medio de la modificación del esfuerzo térmico limitado.

El análisis de tensión es acoplado con los análisis hidro-térmicos de transferencia de calor y de masa y crecimiento de la presión de los poros. El efecto de la presión de los poros en la evolución del daño se modela por la aplicación de una fuerza en el cuerpo en el módulo de análisis de tensión proporcional al gradiente de presión.

Recientemente Davie et al. (2006) han extendido el modelo matemático de Tenchev et al (2001), teniendo en cuenta la ecuación de Kelvin y el transporte de agua adsorbida y estudiado los efectos de ignorar las presiones capilares en el modelo.

Dwaikat y Khodur (2009)

Dwaikat y Khodur (2009) formularon un modelo para la predicción de la temperatura y el campo de presión de poros en una estructura de hormigón de 1D (muros, losas). Este es un modelo con dos fases fluidas basada en la teoría de Luikov y formado por tres ecuaciones diferenciales para el análisis de transferencia de calor y masa.

En este modelo las asunciones básicas están en tratar el vapor como un gas ideal (esto es usual en esta clase de modelado), el aire es ignorado así como el flujo de agua líquida (ley de Darcy), el agua es tratada como un fluido incompresible, los calores latentes de vaporización y deshidratación no son considerados y la convección es rechazada.

Estas hipótesis básicas permiten simplificar la descripción de la transferencia de masa y calor en las estructuras de hormigón; la difusión del vapor de agua no puede ser tomada en cuenta, en lo que, a la ecuación de balance de energía se refiere, se trata de un modelo conductivo puro.

Además el modelo de Dwaikat and Kodur considera las isotermas de Bazant para predecir la masa de agua evaporable en el interior de los poros del material, con las mismas limitaciones que se describen en los modelos anteriores. Este modelo no analiza el comportamiento mecánico del hormigón.

Ulm et al (1999 a, b).

Una aproximación ligeramente diferente ha sido adaptada en el modelo de Ulm et al (1999 a, b). Esto es un modelo macroscópico para el calentamiento rápido del hormigón.

Tiene en cuenta explícitamente la deshidratación y los esfuerzos cortantes con las deformaciones del material (acoplamiento químico- mecánicos) y la temperatura (acoplamiento químico- térmicos).

La descohesión térmica se considera como químico-plástica, además la cinética de la deshidratación, el análisis dimensional y las consideraciones sobre el equilibrio termodinámico muestran que existe una única función de deshidratación térmica que relaciona el grado de deshidratación con la tasa de temperatura, se prueba que el tiempo característico de la deshidratación es mucho más bajo que el tiempo característico de la transferencia de calor por conducción estructural.

Este modelo no tiene en cuenta explícitamente la naturaleza de los poros en el hormigón y de las diversas fases fluidas que rellenan los espacios porosos capilares (vapor de agua, aire seco, etc.).

Gawin et al. (1999, 2002, 2003, 2004, 2006), y Schrefler et al. (2002)

Es un modelo que considera la mayoría de los aspectos físicos que ocurren en el hormigón sometido a procesos de altas temperaturas, además de sus interacciones mutuas y acoplamientos.

Para el análisis del comportamiento hidro-térmico se considera al hormigón como un material poroso multifase a elevadas temperaturas, teniendo en cuenta el deterioro del material.

El desarrollo completo de las ecuaciones, comienza con los balances macroscópicos de masa energía y cantidad de movimiento de los constituyentes simples y se modifica la teoría clásica del daño no-local isotrópico se modifica para tener en cuenta el daño térmico y termo mecánico daño en el hormigón a elevadas temperaturas.

La forma final de las ecuaciones de gobierno, se discretizan en forma de elementos finitos y la solución numérica es tomada en cuenta. Es un modelo que está ensayado experimentalmente de manera exitosa, además en sus últimas versiones incorpora los efectos de la adición de fibras de polipropileno.

El principal problema de este modelo es que tiene una forma tan compleja de formular las ecuaciones diferenciales que describen los fenómenos no lineales y acoplados, que necesita una gran cantidad de parámetros de entrada para su funcionamiento.

Esto implica que se encuentra en la paradoja de lo económicamente rentable, puesto que, aunque se trata de un modelo que aproxima un mejor resultado al tener en consideración los fenómenos mecánicos pero al mismo tiempo es costoso, por la cantidad de ensayos necesarios a realizar para implementar los datos de entrada, así como, por el tiempo de simulación necesario para obtener resultados.

Un análisis de la Tabla 11, claramente muestra que las simplificaciones más comúnmente empleadas en los modelos de comportamiento del hormigón en caso de incendio son las siguientes:

- a) El fenómeno de transporte de calor por convección y el calor latente procedente de los procesos de hidratación y evaporación se niegan en la descripción de los procesos térmicos.
- b) Los fenómenos de difusión del vapor de agua y masa fuente/sumidero debido a los procesos de evaporación/condensación del agua son negados en los transportes de masa.
- c) La degradación termo-química y el daño del material, así como los efectos en la permeabilidad del material no son considerados.
- d) La fluencia térmica (relativa a las tensiones de relajación) no son consideradas.

El efecto de estas simplificaciones y la combinación de las mismas influyen en la precisión de los resultados obtenidos en las simulaciones.

Modelo de Jorge Crespo (2011). FISCS

Es un modelo uni-dimensional para el cálculo del hormigón, que en sus principios se asimila al modelo desarrollado por Dwaikat y Kodur, a partir del cual, se realizan una serie de asunciones propias y mejoras.

Se han tenido en cuenta en el cálculo el efecto de los calores latentes de evaporación y deshidratación, incluidos dentro de la expresión del calor específico de forma tal que el modelo térmico se mantenga como un modelo de conducción pura.

De esta forma, es posible tener en cuenta en el modelo el efecto reductor de las temperaturas que produce tanto la evaporación del agua libre como la deshidratación del hormigón de forma simplificada.

Se ha tenido en cuenta tanto el agua capilar como el agua adsorbida dentro de todo el rango de temperaturas presentes en el hormigón, que la porosidad varía con las temperaturas y el grado de hidratación del hormigón en función de la edad. Analiza resultado para el comportamiento del agua por encima del punto crítico.

Y probablemente la mayor de las mejoras desde nuestro punto de vista es que se ha incorporado el efecto que produce la adición de fibras de polipropileno en la porosidad y en la permeabilidad intrínseca del hormigón a elevadas temperaturas.

Tabla 11. Asunciones de los principales modelos matemáticos. (Fuente Gawin et al. *International Journal of Solids and Structures* 48 (2011) 1945–1961)

TIPO	CARACTERÍSTICA	1	2	3	4	5	6	7	8
GENERAL	Fases consideradas	L+G	G	S+G	L+G+S	L+G	L+G	S	L+G+S
	Número de fase gas	1	1	1	2	1	1	-	1
	Número de fases de agua	2	1	1	3	2	2	-	2
TÉRMICO	Calor conducción	+	+	+	+	+	+	+	+
	Calor de convección	+	-	-	-	+	-	-	+
	Calor latente de vaporización/conde.	+	+/-	-	+	+	-	-	+
	Calor latente de deshidratación	+	+	-	+	-	-	+	+
HÍDRICO	Difusión del vapor de agua	+	-	+/-	+	-	-	-	+
	Advención de la fase fluida	+	-	+	+	-	-	-	+
	Agua de frontera unida físicamente	-	-	-	+/-	+	+	-	+
	Fuente masa debida a la deshidratación	+	+	+	+	-	+	-	+
	Fuente de masa debido a los cambios de fase del agua.	+	-	-	+	-	-	-	+
QUÍMICO	Deshidratación	-	-	-	-	+		+	+
MECÁNICO	Degradación de la rigidez	-	-	-	-	-	-		+
	Agrietamiento	-	-	-	+	-	-	+	+
	Tensiones residuales	-	-	-	+	-	-	+	+
	Esfuerzos térmicos transitorios	-	-	-	+	-	-	+	+

1. Abdel-Rahman and Ahmed (1996)
2. Bazant and Thonguthai (1978, 1979).
3. Ichikawa and England (2004).
4. Tenchev et al. (2001, 2005), Davie et al. (2006).
5. Consolazio et al. (1998), Chung et al. (2006).
6. Dwaikat and Kodur (2009)
7. Ulm et al. (1999a,b)
8. Gawin et al. (1999, 2002, 2003, 2004, 2006), Schrefler et al. (2002).

3. Elección de un modelo frente a los demás.

En el presente capítulo hemos contestado comprobando la existencia de modelos matemáticos para representar el comportamiento de los hormigones frente a los ataques térmicos. Dependiendo de su enfoque analítico, existen modelos que estudian únicamente el comportamiento termo-hídrico del agua en el hormigón otros que estudian el comportamiento mecánico y los que podemos considerar modelos más completos y a la vez más complejos que aúnan ambos enfoques y permiten obtener mayores resultados.

Sin embargo, contra más complejo es el modelo mayor cantidad de datos de entrada lo que implica una mayor cantidad de experimentos y mayores tiempos de cómputo en las simulaciones

Elegir un modelo en detrimento de otro no es tarea fácil y depende fundamentalmente de nuestras necesidades, de los recursos disponibles y del grado de exactitud que necesitemos en nuestros resultados.

Desde el punto de vista de nuestro Proyecto de Fin de Master, el modelo de Jorge Crespo es el que mejor se adapta a los objetivos presentados en el presente trabajo

Es un modelo de cómputo que requiere de una cantidad relativamente baja de datos de entrada lo que implica necesariamente una menor carga experimental y es capaz de realizar múltiples simulaciones en breves periodos de tiempo.

Entre todos los modelos estudiados, contempla la adición de fibras de polipropileno en el hormigón con el objetivo de aplicar el programa al estudio del comportamiento de este tipo de adicciones en los hormigones.

Trata el problema del spalling de una manera más directa que el resto de modelos aunque todavía no es del todo preciso en la versión actual y requiere de la búsqueda manual del punto exacto en el tiempo de simulación en el cual se manifiesta.

Otro de los inconvenientes encontrados es que el programa no guarda los datos de salida, implementado por su diseñador de forma consciente, con el fin de no acumular gran cantidad de datos en memoria, debido a esto, el procesamiento de las respuestas vuelve a ser una labor manual que requiere de mucho tiempo de trabajo y que desde el punto de vista del usuario requiere de grandes mejoras.

Pese a esto, es el mejor modelo que se adapta a nuestras necesidades de estudio y recursos disponibles y será la herramienta de análisis seleccionada en el presente Proyecto de Fin de Master.

CAPÍTULO 5
ECUACIONES CONSTITUTIVAS E
IMPLEMENTACION
COMPUTACIONAL

CAPÍTULO 5

ECUACIONES CONSTITUTIVAS E IMPLEMENTACION COMPUTACIONAL

1. Introducción

Un modelo computacional está basado en una interpretación de la realidad física sobre la cual realizamos una serie de asunciones o simplificaciones que expresamos de forma matemática. Para la implementación del modelo se han realizado las siguientes asunciones:

Asunciones sobre el hormigón

- El hormigón en la realidad presenta discontinuidades debido a las heterogeneidades (Escala a la cual el medio cambia de una fase a otra). En el modelo se asume que es un medio continuo, puesto que la escala sobre la cual puede ser observado un cambio en las temperaturas, contenido de humedad o presión es mayor que la escala de las heterogeneidades.
- La masa de aire no se tiene en cuenta en el análisis, debido a que en relación con la de agua es despreciable, por lo que asumimos que es un medio poroso multifase formado por una fase sólida (representada por el esqueleto sólido del hormigón) una fase líquida (agua) y una fase gas (vapor de agua).
- No se tiene en cuenta la deformabilidad de la fase sólida del material debido a que las deformaciones térmicas o mecánicas que se producen son relativamente pequeñas en comparación con los cambios que se producen por ejemplo en los procesos de evaporación

Asunciones sobre vapor de agua

- El vapor de agua lo trata como un gas ideal, esta asunción es válida para la mayoría de las aplicaciones de ingeniería.

Asunciones sobre el agua

- Considera que no hay transporte de agua líquida debido a que el coeficiente de permeabilidad del agua líquida en el hormigón es varios órdenes menor que el de vapor de agua.
- No tiene en cuenta la compresibilidad del agua debido a que los cambios de volumen que experimenta para una misma presión en comparación con otros procesos que se dan son despreciables

Cargas aplicadas

El hormigón suele tener cargas aplicadas, sin embargo no las consideramos en el análisis hidro-térmico, realizando una predicción de la presión de poros conservadora, puesto que estas cargas normalmente incrementan su permeabilidad, aumentando el espacio entre poros.

2. Ecuaciones constitutivas

El modelo es de cálculo unidimensional tiene dos juegos de ecuaciones uno para calcular las temperaturas y el otro para calcular las presiones.

A partir del principio de conservación de la masa y apoyados en la expresiones de los parámetros operando convenientemente obtendremos las expresiones de la temperatura y la presión en el modelo.

2.1.Principio de conservación de la masa

Considerando que el volumen de los poros está formado por una mezcla de agua líquida y vapor de agua se definen los contenidos de agua y vapor de agua pro unidad de volumen como funciones de la porosidad y el grado de saturación de la forma:

Masa líquida:

$$m_L = \phi \rho_L S_L \quad (15)$$

Dónde:

- ϕ es la porosidad del hormigón,
- ρ_L es la densidad del agua líquida,
- S_L es la saturación de líquido

Masa de vapor de agua:

$$m_V = \phi \rho_V (1 - S_L) \quad (16)$$

Dónde:

1. ϕ es la porosidad del hormigón.
2. ρ_V es la densidad del vapor de agua.
3. S_L es la saturación de líquido.

Las cantidades de agua y vapor dependen por lo tanto del grado de saturación del líquido, de la porosidad y de las densidades.

Saturación del líquido

Se considera el efecto del agua adsorbida, la cual tiene carácter predominante en hormigones de alta resistencia. A fin de tener en cuenta este fenómeno, en el presente modelo se ha utilizado la saturación de líquido en función de la presión capilar y la temperatura para estimar el contenido de agua líquida en función del grado de saturación del líquido.

La presión capilar se obtiene mediante la ecuación de Kelvin:

$$P_c = -\psi\rho_L \quad (17)$$

Dónde:

- ψ =potencial del agua
- ρ_L =densidad del agua

Utilizando el potencial del agua como variable de estado es posible describir el comportamiento del agua dentro de todo el rango de temperaturas y presiones presentes en los poros del hormigón, tanto para el agua capilar como para el agua adsorbida según:

$$\psi = \frac{RT}{M_L} \ln \left(\frac{P_V}{P_S} \right) \quad (18)$$

Dónde:

- $P_S = P_{Vsat}$ si $T \leq T_c$
- $P_S = f_{Asat} = f_{Vsat}$ si $T > T_c$
- T_c es la temperatura crítica del agua (647.096 K)
- P_{Vsat} es la presión de saturación de vapor

$$P_{VSat}(T) = 22064000e^{\frac{647.096}{T}}[aV+bV^{1.5}+cV^3+dV^{3.5}+fV^4+gV^{7.5}] \quad (19)$$

Con:

- $V = 1 - \frac{T}{647.096}$
- $a = -7.85951783$
- $b = 1.84408259$
- $c = -11.7866497$
- $d = 22.6807411$
- $f = -15.9618719$
- $g = 1.80122502$
- f_{ASat} es la fugacidad de saturación del agua adsorbida
- f_{VSat} es la fugacidad de saturación del vapor, las cuales pueden entenderse como pseudo-presiones.

$$f_{VSat}(T) = a(T - 647.096)^2 + b(T - 647.096) + 22064000 \quad (20)$$

Con:

- $a = -29.02859099$
- $b = 291309.7697$

Finalmente podemos calcular la saturación de líquido y con ello los contenidos de las masas de agua y vapor de la forma:

$$S_L = e^{-\left(\frac{P_c M_L}{\rho_L R T}\right)} \quad (21)$$

Dónde:

- P_c es la presión capilar
- M_L es la masa molar del agua
- R es la constante universal de los gases
- T es la temperatura.

Porosidad

La porosidad del hormigón es un factor que depende de la naturaleza de los áridos que varía con la temperatura, de la porosidad inicial del material y en este modelo además se ha incluido el efecto de las fibras de polipropileno en el hormigón de la forma:

$$\phi = \phi_0 + \alpha(T - T_0) + \eta_{pp} \quad (22)$$

Dónde:

- ϕ_0 es la porosidad inicial del hormigón
- α es un parámetro que depende de la naturaleza de los áridos ($\alpha = 0.000195$ para árido silíceo, $\alpha = 0.000163$ para árido calizo y $\alpha = 0.00017$ para árido basáltico)
- η_{pp} es el incremento de porosidad producto de la adición de las fibras de polipropileno, el cual depende de la dosis de fibras empleada, el diámetro y la longitud de las fibras.

$$\eta_{pp} = \begin{cases} 0, & T \leq 438.15 \text{ K} \\ 0.00000285714(T - 438.15), & 438.15^\circ\text{K} < T \leq 473.15 \text{ K} \\ 0.0001, & 473.15^\circ\text{K} < T \leq 598.15 \text{ K} \\ A, & 598.15^\circ\text{K} < T \leq 748.15 \text{ K} \\ B, & T > 748.15 \text{ K} \end{cases} \quad (23)$$

Dónde:

- $$A = (0.0000071223D_f - 0.00000022699)(T - 273.15) + (0.0001 - 325(0.0000071223D_f - 0.00000022699))$$
 (24)

- $$B = 475(0.0000071223D_f - 0.00000022699) + (0.0001 - 325(0.0000071223D_f - 0.00000022699))$$
 (25)

- D_f es la dosificación de fibras.

Asumiendo que toda el agua que se evapora se condensa, es posible relacionar las masas de agua que se transforman por evaporación/condensación según:

$$\mu_{L \rightarrow V} = -\mu_{V \rightarrow L}$$
 (26)

Densidades de vapor y agua

Tanto la variación de la densidad del agua como la densidad del vapor de agua tienen un comportamiento extremadamente no-lineal. A la temperatura crítica, $T_c = 647.096$ K, la densidad del agua se iguala a la densidad crítica $\rho_{Crit} = 322$ kg/m³. Por encima del punto crítico, el agua se comporta como un fluido supercrítico, el cual se ha asumido que tiene densidad constante e igual a la densidad crítica.

Para el vapor de agua:

$$\rho_V = \frac{P_V M_L}{RT}$$
 (27)

Para el agua líquida:

$$\rho_L = \begin{cases} aT^4 + bT^3 + cT^2 + dT + e, & 273.16^\circ K \leq T \leq 600.00 K \\ fT^4 + gT^3 + hT^2 + iT + j & 600.00^\circ K < T \leq 647.096 K \\ 322 \text{ kg/m}^3, & T > 647.096 K \end{cases}$$
 (28)

Con:

- $a = -3.352776512 \cdot 10^{-8}$
- $b = 5.54314418 \cdot 10^{-5}$
- $c = -0.03630762438$
- $d = 10.18068742$
- $e = -15.14052738$
- $f = -0.000302180107$
- $g = 0.7468483815$
- $h = -692.1265971$
- $i = 285039.9992$
- $j = -44014486.14$

El cambio en la masa líquida con el tiempo se puede expresar como la suma de la cantidad de agua que se pierde producto de la deshidratación y la cantidad de agua que se evapora:

$$\frac{\partial m_L}{\partial t} = \mu_{L \rightarrow V} + \dot{D} \quad (29)$$

$\dot{D}$ es la variación de la masa de agua producto de la deshidratación del cemento por unidad de volumen y tiempo.

La masa deshidratada puede estimarse en función de las temperaturas a las cuales se produce la hidratación del agua de la pasta de cemento de la forma:

$$m_D = \begin{cases} 0, & T \leq 333.15 \text{ K} \\ m_{hyd}(0.0018518519T - 0.6169444444), & 333.15^\circ K < T \leq 873.15 \text{ K} \\ 0, & T > 873.15 \text{ K} \end{cases} \quad (30)$$

$$m_{hyd} = 0.24 * m_{cem} \left(\frac{Edad}{23 + Edad} \right)^{1/3} \quad (31)$$

Dónde:

- m_{hyd} es la masa de agua hidratada

El cambio de la masa de vapor de agua es la suma de los fenómenos de transporte del vapor de agua por el hormigón y de la cantidad de vapor de agua que se condensa:

$$\frac{\partial m_V}{\partial t} = -\nabla J_V + \mu_{V \rightarrow L} \quad (32)$$

J_V es el flujo de masa de vapor de agua que atraviesa el hormigón y se puede expresar en función del gradiente de la presión de vapor y el coeficiente de permeabilidad de Darcy de la forma:

$$J_V = -\lambda_V \frac{\partial P_V}{\partial x} \quad (33)$$

λ_V es el coeficiente de permeabilidad de Darcy, el cual puede escribirse como:

$$\lambda_V = \rho_V \frac{K_V K_{rV}}{\mu_V} \quad (34)$$

K_{rV} es la permeabilidad relativa al vapor de agua del hormigón

$$K_V = K_0 \left[10^{C_T(T-T_0)} \left(\frac{P_V}{P_0} \right)^{0.368} \right] \beta_{pp} \quad (35)$$

Dónde:

- K_0 es la permeabilidad al gas inicial

- P_0 es la presión atmosférica
- C_T es un coeficiente que tiene en cuenta el incremento de la permeabilidad a elevadas temperaturas y ha sido tomado igual a
 $C_T = 0.0025$
- β_{pp} es un factor que tiene en cuenta el incremento de la permeabilidad producto de la adición de fibras de polipropileno.

$$\beta_{pp} = \begin{cases} 1, & T \leq 353.15 \text{ K} \\ P_1(T - 273.15) + n_1, & 353.15^\circ\text{K} < T \leq 473.15 \text{ K} \\ P_2(T - 273.15) + n_2, & 473.15^\circ\text{K} < T \leq 573.15 \text{ K} \\ P_3(T - 273.15) + n_3, & 573.15^\circ\text{K} < T \leq 673.15 \text{ K} \\ \beta_{673.15}, & T > 673.15 \text{ K} \end{cases} \quad (36)$$

Para una dosificación de fibra D_f dada es posible determinar los valores de β para las temperaturas de 353.15 K, 473.15 K, 573.15 K y 673.15 K

μ_v es el coeficiente de viscosidad cinemática del vapor de agua

$$\mu_v = 8.85 * 10^{-6} + 3.53 * 10^{-8}(T - T_0) \quad (37)$$

Asumiremos que toda el agua que se evapora se condensa de esta forma posible las masas de agua se transforman por evaporación/condensación según la Ecuación 26 y sumando ambas expresiones nos queda para la pérdida de masa:

$$\frac{\partial m_L}{\partial t} + \frac{\partial m_v}{\partial t} = -\nabla J_v + \dot{D} \quad (38)$$

2.2. Ecuación de temperaturas

La ecuación de la conducción del calor es:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (39)$$

Dónde:

- ρ es la densidad del hormigón
- C_p es el calor específico
- K es la conductividad térmica

Densidad del hormigón:

La densidad del hormigón disminuye con el aumento de la temperatura producto de la desecación y la descomposición los materiales constituyentes. En el modelo propuesto en este trabajo, la variación de la densidad con la temperatura se ha asumido según el Eurocódigo 2

$$\rho_{hgon} = \begin{cases} \rho_{hgon}^0, & 293.15^\circ K \leq T \leq 388.15 K \\ \rho_{hgon}^0 \left(1 - \frac{0,02 (T - 388.15)}{85} \right), & 388.15^\circ K \leq T \leq 473.15 K \\ \rho_{hgon}^0 \left(0,98 - \frac{0,03 (T - 473.15)}{200} \right), & 473.15^\circ K \leq T \leq 673.15 K \\ \rho_{hgon}^0 \left(0,95 - \frac{0,07 (T - 673.15)}{800} \right), & T > 673.15 K \end{cases} \quad (40)$$

A fin de proponer una expresión única para estimar la variación de la conductividad térmica del hormigón en función de la temperatura para cualquier conductividad térmica inicial se ha realizado un análisis a partir de la variación propuesta en el Eurocódigo 2 representada en la Figura 31

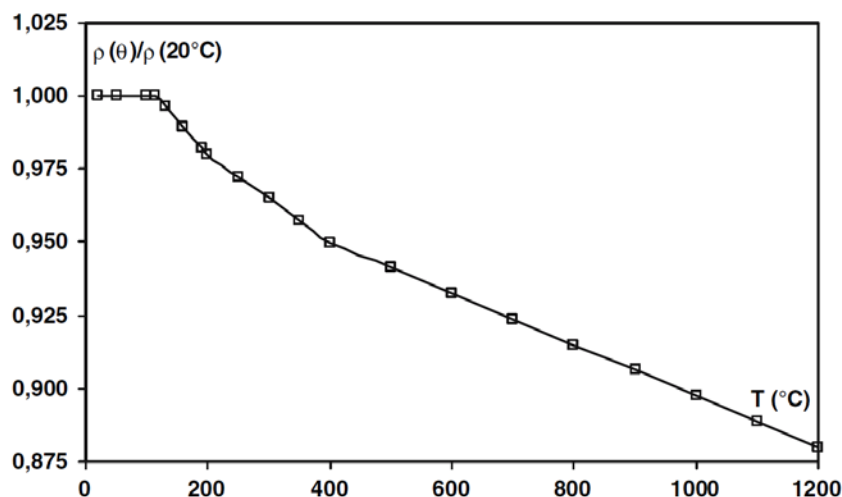


Figura 31 Variación de la densidad del hormigón en función de la temperatura.

.(fuente: EN 1992-1-2 [21])

Conductividad Térmica

A partir de la variación propuesta en el Eurocódigo 2., Según la Figura 32, Se propone para el modelo la Ecuación 41, con el fin de proponer una expresión única para estimar la variación de la conductividad térmica del hormigón en función de la temperatura

$$K_C = k_0 e^{-0,001(T-273.15)} \quad (41)$$

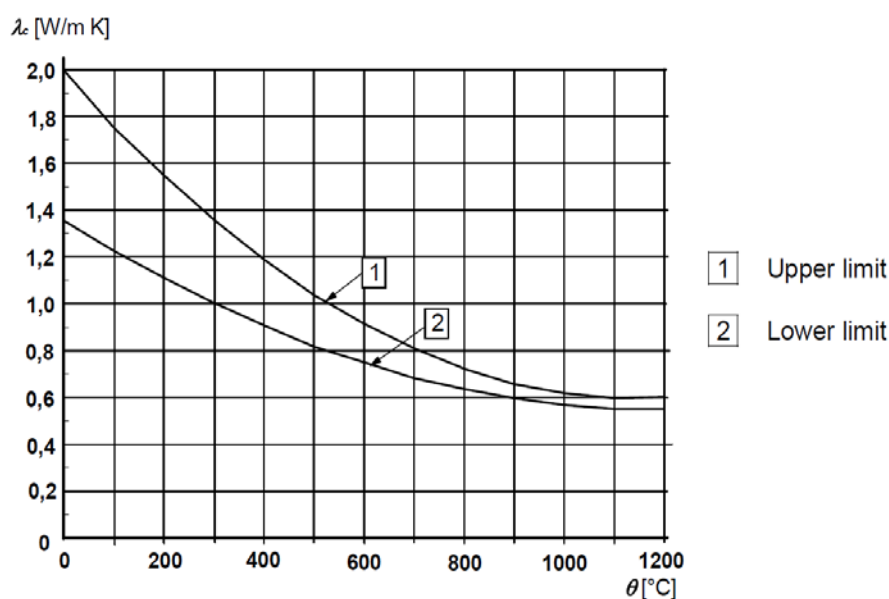


Figura 32. Límites superior e inferior de la conductividad térmica.(fuente: EN 1992-1-2 [21])

Calor específico

El calor específico del hormigón aumenta con el incremento de la temperatura. En el modelo se ha asumido que el calor específico varía en función de UNE-EN 1992-1-2, considerando el pico que se produce entre los 100 °C y los 200 °C por la evaporación del agua en el hormigón.

$$C_p = \begin{cases} 900, & 293.15^\circ K \leq T \leq 373.15 K \\ C_{peak}, & 373.15^\circ K < T \leq 388.15 K \\ C_{ppeak} + \left(\frac{1000 - C_{ppeak}}{85} \right) (T - 388.15), & 388.15^\circ K < T \leq 473.15 K \\ 1000 + \left(\frac{T - 473.15}{2} \right), & 473.15^\circ K < T \leq 673.15 K \\ 1100 + 7.5(T - 673.15), & 673.15^\circ K < T \leq 773.15 K \\ 1850 - 7.5(T - 773.15), & 773.15^\circ K < T \leq 873.15 K \\ 1100, & 873.15^\circ K < T \leq 1473.15 K \end{cases} \quad (42)$$

C_{ppeak} depende del contenido de humedad y se calcula mediante la expresión:

$$C_{ppeak} = 900 - 1,7449(mc)^4 + 26,222(mc)^3 - 94,963(mc)^2 + 469,33(mc) \quad (43)$$

Dónde:

- mc es el contenido de humedad del hormigón expresado porcentualmente.

2.3. Ecuación de la Presión de los poros

Finalmente el modelo calcula la presión de los poros en función de la saturación del líquido, con las ecuaciones descritas anteriormente y colocadas en tendremos:

$$(\rho_L - \rho_V) \phi \frac{\partial S_L}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_V (1 - S_L) \frac{K_V}{\mu_V} \frac{\partial P_V}{\partial S_L} \right) \frac{\partial S_L}{\partial x} + \left[\frac{\partial m_D}{\partial T} - \left((\rho_V (1 - S_L) + \rho_L S_L) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi (1 - S_L) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} + \phi S_L \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \right) \right] \frac{\partial T}{\partial t} \quad (44)$$

3 Implementación computacional del modelo

El modelo de predicción de las temperaturas y la presión de poros está planteado para la solución de problemas unidireccionales, por lo que basado en este criterio y en la facilidad de implementación computacional se ha escogido el método de solución mediante diferencias finitas para la resolución de las ecuaciones de gobierno del problema y la estimación de las temperaturas y la presión de poros.

Los métodos de diferencias finitas aproximan la solución de la ecuación diferencial mediante el remplazo de la expresión de la derivada por un cociente de diferencias equivalentes.

Ecuación de la temperatura

$$\rho C_p \frac{T_i^{j+1} - T_i^j}{\Delta t} = \frac{1}{\Delta x^2} \left(\frac{(k_{i+1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i+1}^j - T_i^j) + \frac{(k_{i-1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i-1}^j - T_i^j) \right) \quad (45)$$

Dónde:

- Δt es la discretización temporal adoptada para la solución
- Δx es la discretización espacial adoptada.

El término T_i^{j+1} representa la temperatura a la profundidad i para el instante de tiempo $j + 1$ y puede ser determinado de manera explícita a partir de la expresión:

$$T_i^{j+1} = \frac{\Delta t}{\rho C_p \Delta x^2} \left(\frac{(k_{i+1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i+1}^j - T_i^j) + \frac{(k_{i-1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i-1}^j - T_i^j) \right) + T_i^j \quad (46)$$

La Ecuación 47 representa el módulo CFL, el cual, juega un papel primordial en la estabilidad del método, ya que este esquema solo es estable y convergente hacia la solución real garantizando que $r \leq \frac{1}{2}$ para todo el intervalo de tiempo considerado.

$$\frac{k\Delta t}{\rho C_p \Delta x^2} = r \quad (47)$$

Conocido el valor de la temperatura para el instante de tiempo j , es posible obtener el valor correspondiente para el instante de tiempo $j + 1$ a partir de la expresión recurrente anterior.

Para el caso de las fronteras $x = 0$ y $x = L$, T_0^j y T_L^j deberán ser calculadas a partir de las condiciones de frontera específicas para el caso que se esté analizando.

1. temperatura conocida en la cara expuesta

$$T_0^j = T(t) \quad (48)$$

Dónde:

- $T(t)$ es la distribución de temperaturas conocida para la cara expuesta.
2. transferencia térmica para un elemento sometido a un régimen de calentamiento según las curvas estandarizadas de incendio

$$T_0^{j+1} = \left(1 - 2r - 2r \frac{h\Delta x}{k^j}\right) T_0^j + 2r T_1^j + \frac{2rh\Delta x}{k^j} T_{fire} \quad (49)$$

Dónde:

- h es un coeficiente de convección efectivo que se puede determinar mediante la expresión:

$$h = e\sigma(T_{fire}^2 + T_0^2)(T_{fire} + T_0) + h_c \quad (50)$$

- T_{fire} es la temperatura considerada dentro del recinto en función de la curva de incendio elegida
- h_c es el coeficiente de convección de la cara expuesta.

3. temperatura en la cara expuesta impuesta por el quemador troncocónico

$$T_0^{j+1} = \frac{2\Delta t}{\rho^j C_p^j \Delta x} \left(e\sigma(T_{cono}^j{}^4 + T_0^j{}^4) + h_c(T_{amb} + T_0^j) + k^j \frac{(T_1^j - T_0^j)}{\Delta x} \right) + T_0^j \quad (51)$$

4. condición de contorno térmica de la cara no expuesta

$$T_L^{j+1} = \frac{2\Delta t}{\rho^j C_p^j \Delta x} \left(e\sigma(T_{cool}^j{}^4 + T_L^j{}^4) + h_{cool}(T_{cool}^j - T_L^j) + k^j \frac{(T_{L-1}^j - T_L^j)}{\Delta x} \right) + T_L^j \quad (52)$$

Dónde:

- T_{cool} es la temperatura del ambiente en el lado frío
- h_{cool} es el coeficiente de convección para el lado frío.

Ecuación de la presión de poros

$$S_{L_i}^{j+1} = \frac{\Delta t}{C} \left(\frac{(A_0 + A_1)}{2\Delta x^2} (P_{Vsat_{i-1}}^j S_{L_{i-1}}^j - 2P_{Vsat_i}^j S_{L_i}^j + P_{Vsat_{i+1}}^j S_{L_{i+1}}^j) + B \frac{T_i^{j+1} - T_i^j}{\Delta t} \right) + S_{L_i}^j \quad (53)$$

Dónde:

$$\bullet \quad C = \phi_i^j (\rho_{L_i}^j - \rho_{V_i}^j) \quad (54)$$

$$\bullet \quad A_0 = \rho_{V_{i-1}}^j (1 - S_{L_{i-1}}^j) \frac{K_{V_{i-1}}^j}{\mu_{V_{i-1}}^j} \quad (55)$$

$$\bullet \quad A_1 = \rho_{V_i}^j (1 - S_{L_i}^j) \frac{K_{V_i}^j}{\mu_{V_i}^j} \quad (56)$$

$$\bullet \quad B = \frac{\partial m_D}{\partial T} - \left((\rho_{V_i}^j (1 - S_{L_i}^j) + \rho_{L_i}^j S_{L_i}^j) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi_i^j (1 - S_{L_i}^j) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} + \phi_i^j S_{L_i}^j \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \right) \quad (57)$$

Sub-ecuaciones necesarias:

1. La solución de la derivada de la masa de agua hidratada

$$\frac{\partial m_D}{\partial T} = \begin{cases} 0, & T \leq 333.15 \text{ K} \\ 0.0018518519 m_{Hyd}, & 333.15^\circ \text{K} < T \leq 873.15 \text{ K} \\ 0, & T > 873.15 \text{ K} \end{cases} \quad (58)$$

2. La derivada de la porosidad respecto a la temperatura

$$\frac{\partial \phi}{\partial T} = \begin{cases} \alpha, & T \leq 438.15 \text{ K} \\ \alpha + 0.00000285714, & 438.15^\circ\text{K} < T \leq 473.15 \text{ K} \\ \alpha + 0.0001, & 473.15^\circ\text{K} < T \leq 598.15 \text{ K} \\ \alpha + A, & 598.15^\circ\text{K} < T \leq 748.15 \text{ K} \\ \alpha, & T > 748.15 \text{ K} \end{cases} \quad (59)$$

Con:

$$A = 0.0000071223D_f - 0.00000022699 \quad (60)$$

3. La derivada de la densidad del agua

$$\frac{\partial \rho_L}{\partial T} = \begin{cases} aT^3 + bT^2 + cT + d, & 273.16^\circ\text{K} \leq T \leq 600.00 \text{ K} \\ fT^3 + gT^2 + hT + i & 600.00^\circ\text{K} < T \leq 647.096 \text{ K} \\ 0, & T > 647.096 \text{ K} \end{cases} \quad (61)$$

Con

$$a = -3.352776512 \cdot 10^{-8}, b = 5.54314418 \cdot 10^{-5}, c = -0.03630762438, d = 10.18068742, f = -0.000302180107, g = 0.7468483815, h = -692.1265971, i = 285039.9992.$$

4. La derivada de la densidad de vapor

$$\frac{\partial \rho_V}{\partial T} = \frac{M_L}{R} \frac{P_{V_i}^{j-1} - P_{V_i}^j}{T_i^{j-1} - T_i^j} \quad (62)$$

CAPÍTULO 6

ANALISIS DE SENSIBILIDAD

CAPÍTULO 6

ANÁLISIS DE LA SENSIBILIDAD

1. Introducción

El análisis de sensibilidad mide cuanto pueden llegar a afectar a los resultados de un modelo, variaciones controladas en los valores de los parámetros. Tiene un gran número de utilidades:

- a. En primer lugar sirve para comprobar la lógica interna de un modelo, ayuda a ver si funciona o no el modelo correctamente y comprender mejor su dinámica. En un modelo con pocos parámetros puede resultar obvio cuáles de sus parámetros van a tener más influencia sobre los resultados del modelo; pero en un modelo complejo esto no será tan obvio y puede resultar imprescindible un análisis de sensibilidad.
- b. Definir la importancia de cada parámetro lo que servirá para determinar el grado de esfuerzo que debe prestarse a su medición o muestreo.
- c. Medir como la incertidumbre en la determinación de un parámetro puede afectar a la certidumbre del modelo. Los pequeños errores en los datos de entrada o en los parámetros del modelo pueden propagarse a lo largo de las sucesivas iteraciones en los cálculos implicados en la ejecución de un modelo
- d. Detectar si el modelo está sobre parametrizado, esto ocurre cuando existen parámetros a los que el modelo resulta insensible, en este caso será necesario eliminar algunos para simplificar el modelo.

Uno de los principios básicos del análisis de sensibilidad, es que el papel que cada parámetro juega en el modelo sea una representación razonable de su papel en el

sistema. De este modo la sensibilidad del modelo al parámetro será equivalente a la sensibilidad del sistema al parámetro.

El análisis de sensibilidad [105] suele hacerse ejecutando el modelo para diversos valores del parámetro cuya sensibilidad quiere analizarse dejando fijos todos los demás. Sin embargo la sensibilidad del sistema a un parámetro puede depender de los valores adoptados por los demás parámetros, por lo que se realiza con respecto a un conjunto de valores inicial. Otra consideración importante es que si el modelo es muy sensible a un parámetro pero este varía muy poco, dicha sensibilidad no va a ser relevante.

En algunos casos puede no ser realista hacer un análisis de sensibilidad ejecutando el modelo para todas las posibles combinaciones de todos los rangos de las variables de interés. En estos casos es preferible utilizar métodos de Montecarlo [106] para hacer unas pocas pruebas con algunos de los posibles valores de las variables a comprobar.

2. Parámetros de entrada del modelo

Los parámetros de entrada son los datos a introducir por parte del usuario del modelo son de cuatro clases diferentes, de material, de geometría, de condiciones de contorno y de simulación.

2.1. Parámetros del Material

Los parámetros de entrada del material son aquellos que sirven caracterizar las propiedades del hormigón de estudio, por lo que muchos de ellos se obtienen como resultado de experimentos de laboratorio que requieren de una mayor exactitud conforme sea la importancia del parámetro cuando se introduce en el modelo.

Dentro de esta consideración incluimos la dosificación del hormigón, las propiedades mecánicas resultantes de la composición del mismo y las propiedades hídricas y térmicas.

2.1.1. Propiedades mecánicas y de dosificación

Resistencia a compresión (N/mm²):

Se introducen en el modelo la resistencia a compresión determinada experimentalmente para la edad de estudio, la resistencia a la tracción se estimada en función de la resistencia a compresión por medio de:

$$f_{tk} = 0.58\sqrt{f_{ck}} \quad (63)$$

Contenido inicial en cemento (Kg/m³):

El contenido en cemento es un parámetro que resulta de la dosificación con la que se elabora el hormigón objeto de estudio, el valor inicial de este parámetro se tiene cuenta en el programa a la hora de determinar la cantidad de masa de agua hidratada m_{hyd}

Contenido inicial de agua (Kg/m³):

El contenido de agua es un parámetro que resulta de la dosificación con la que se elabora el hormigón, su relación con el contenido en cemento (a/c) es de vital importancia para poder determinar la evolución de las pérdidas de masa

Contenido inicial de fibras (Kg/m³):

Representa la cantidad de fibras de polipropileno presentes en una mezcla de hormigón, la contribución de las fibras se tiene en cuenta en el modelo y afecta a la variación de la porosidad y la permeabilidad por medio de dos coeficientes que son función de la temperatura.

- η_{pp} es el incremento de porosidad producto de la adición de las fibras de polipropileno, el cual depende de la dosis de fibras empleada, el diámetro y la longitud de las fibras.

- β_{pp} es un factor que tiene en cuenta el incremento de la permeabilidad producto de la adición de fibras de polipropileno. válidas para cualquier dosificación de fibras que se le dentro del rango de 0 kg/m^3 a 3 kg/m^3

Densidad inicial del hormigón (Kg/m^3)

La densidad inicial del hormigón es un parámetro resultante de la dosificación del hormigón, disminuye con el aumento de la temperatura producto de la desecación y la descomposición los materiales constituyentes.

En el modelo este parámetro forma parte del coeficiente de difusividad del hormigón y tiene gran influencia en la estabilidad del modelo.

Tipo de árido:

La elección de la naturaleza del tipo de árido era importante como habíamos visto en las propiedades del hormigón, puesto que su forma de reaccionar al fuego es completamente diferente si es calizo o silicio, el programa te da la opción de elegir entre áridos calizos y silíceos ya que afectan de forma diferente a la porosidad. y su influencia es tenida en cuenta por medio de un coeficiente multiplicador α que es un parámetro que depende de la naturaleza de los áridos ($\alpha = 0.000195$ para árido silíceo, $\alpha = 0.000163$ para árido calizo).

2.1.2. Parámetros hidro-térmicos

Las propiedades hidro-térmicas iniciales del material engloban aquellos parámetros de entrada que sirve para determinar el estado hídrico inicial del hormigón, su capacidad para transmitir la temperatura y el estado de permisividad inicial del hormigón a la ocurrencia de los fenómenos de transporte en caso de incendio.

Conductividad inicial del hormigón

La conductividad térmica inicial juega un papel determinante, como en el caso de la densidad disminuye con el aumento de la temperatura y forma parte del coeficiente de difusividad, por lo que es importante en la estabilidad del modelo.

Permeabilidad inicial gas

La permeabilidad inicial al gas del hormigón describe la facilidad que presenta el hormigón a la ocurrencia de los fenómenos de transporte antes de ser sometida a solicitaciones térmicas.

En el modelo tenemos en cuenta la permeabilidad en los fenómenos de transporte de masa, determinar la permeabilidad del hormigón no resulta fácil y su valor se obtiene mediante un experimento de laboratorio complicado

Porosidad inicial

El hormigón es un material poroso que contiene huecos en su interior, la determinación del porcentaje de huecos en un volumen de hormigón, estos huecos, de cara al modelo, pueden estar ocupados por agua en estado líquido o vapor y un parámetro importante que determina entre otras cosas, la capacidad inicial del hormigón para facilitar los fenómenos de transporte.

Edad del hormigón

Es un parámetro que caracteriza el tiempo que ha pasado desde que se realizó la mezcla, e influye en las propiedades mecánicas del material y en la cantidad de masa producto de la deshidratación.

Humedad Relativa inicial

Representa el contenido inicial de humedad en el hormigón en %, es un parámetro que influye en calor específico del hormigón (forma parte de la difusividad y es importante para la estabilidad del modelo) y en el grado de saturación inicial.

Tª Inicial

Describe el estado térmico inicial del hormigón, del que se ha supuesto para el modelo una distribución inicial constante para las temperaturas del hormigón $T=T_0$

2.2. Geometría

El programa permite realizar simulaciones para las condiciones geométricas que reporta la bibliografía experimental encontrada, ya que en ellas hacen referencia a experimentos con elementos cilíndricos, prismáticos y elementos planos.

2.3. Condiciones de contorno

El programa permite estudiar para la cara expuesta seis tipos de condiciones de contorno que podremos considerar en los cálculos:

Distribución de temperaturas conocida sobre la cara expuesta.

En esta condición de frontera el usuario introduce directamente en el modelo, mediante una entrada tabular, las variaciones que experimenta la temperatura en la superficie en función del tiempo.

$$T(t) = F(t) \tag{64}$$

Dónde:

$T(t)$ es la temperatura en la frontera para cualquier instante de tiempo y $F(t)$ es la función de distribución de la temperatura la cual es conocida para todo instante de tiempo.

Condición de Contorno de Exposición Térmica según Curva de Exposición Conocida

Exposición Térmica según ISO 834, HC y HCM.

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \varepsilon_s \sigma (T_f^4 - T_s^4) + h(T_f - T_s) \quad (65)$$

Dónde:

$$h = \frac{k}{L} 0,037 Re^{\frac{4}{5}} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (66)$$

El coeficiente de convección h de forma general es variable con el tiempo y se simplifica a una constante, la cual se ha escogido $25 \text{ W/m}^2\text{K}$, aunque esto puede traer algunos problemas cuando se comparan resultados de las simulaciones de incendios con los métodos de cálculo de las temperaturas.

Es importante señalar en la ecuación anterior que Tr y Tg son meras representaciones de la temperatura de radiación y de la temperatura del gas cercana a la superficie expuesta.

En la mayoría de los casos de ingeniería de la seguridad contra incendios, Tr y Tg se asumen que son iguales a Tf que se conoce como temperatura de incendio y es una asunción que se realiza para simplificar los cálculos y posee un valor que siempre se encuentra entre la temperatura de radiación y la temperatura del gas

Curva de Hidrocarburos Modificada.

Da la opción de entrada tabular de una curva de exposición térmica por el usuario, por lo que es posible reproducir en el modelo cualquier condición de evolución de las temperaturas dentro de un recinto.

Exposición Térmica según Usuario.

En esta condición de frontera el programa determina, según un algoritmo matemático, la evolución de la temperatura en la superficie del elemento si este es ensayado según una Curva de Exposición definida por el Usuario.

Exposición Térmica de Radiación a Flujo Constante.

Esta condición de contorno ha sido incorporada a efectos de validación del modelo. Mediante un algoritmo matemático, el programa determina la evolución de las temperaturas en la superficie del material según el ensayo en Cono Calorimétrico para intensidades de flujo de 10 a 100 kW /m².

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \varepsilon_s \sigma (T_{cono}^4 - T_s^4) + h(T_{amb} - T_s) \quad (67)$$

$$h_c = \begin{cases} 11.8 + 0.34 * \dot{q}, & \dot{q} < 50 \text{ kW/m}^2 \\ 25.5 + 0.065 * \dot{q}, & \dot{q} \geq 50 \text{ kW/m}^2 \end{cases} \quad (68)$$

Dónde:

- $\dot{q}$ = flujo del quemador en kW/m².

De la misma manera, para la cara no expuesta se consideran en los cálculos dos tipos de situaciones:

Aislada Térmicamente.

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (69)$$

Enfriamiento por radiación y convección

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \varepsilon_s \sigma (T_s^4 - T_{amb}^4) + h(T_s - T_{amb}) \quad (70)$$

2.4. Parámetros de simulación

Incremento tiempo

Es el parámetro que establece el paso temporal de la simulación, representa el tiempo que pasa entre un punto y el siguiente de la simulación en coordenadas temporales.

Incremento espacial

Es el parámetro que establece el paso geométrico de la simulación, representa la distancia que tenemos entre un punto y el siguiente de la simulación en coordenadas longitudinales.

Tiempo de simulación

Representa el tiempo total que necesitamos para realizar la simulación de nuestro incendio.

3. Respuestas que presenta el modelo

El programa devuelve después del procesado de los parámetros de entrada una serie de respuestas inicialmente se obtienen en pantalla, suponiendo un problema a la hora de analizar los valores, por lo que se implementó en el modelo la salida Excel para las respuestas de la distribución de temperaturas, presiones en los poros y de la pérdida de masa.

Distribución de temperaturas

La temperatura en °C que tenemos en el material en el espesor del elemento.

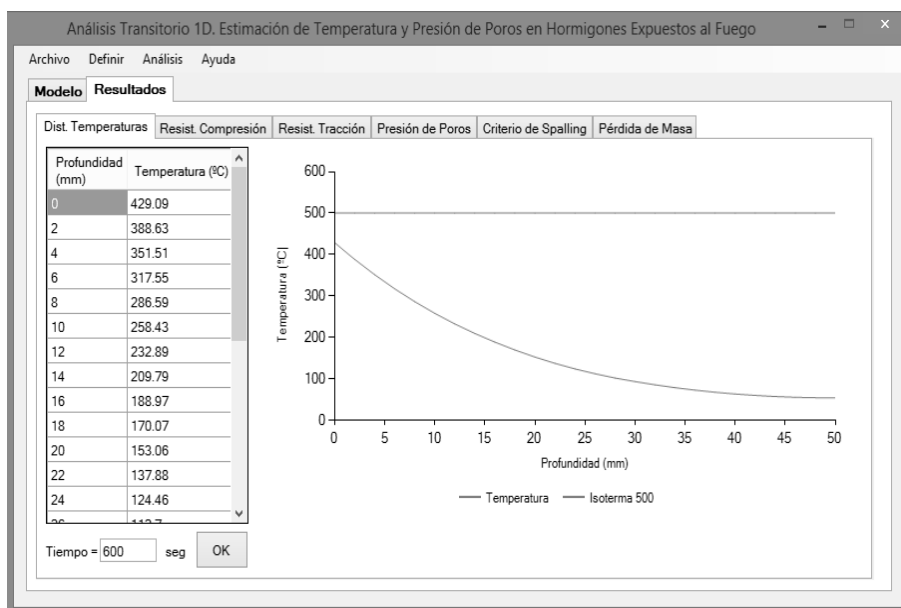


Figura 33. Ejemplo de curva de salida para la distribución de temperaturas para las distintas profundidades del elemento en un instante dado

Resistencia a la compresión

Representa la pérdida de resistencia a compresión con la temperatura

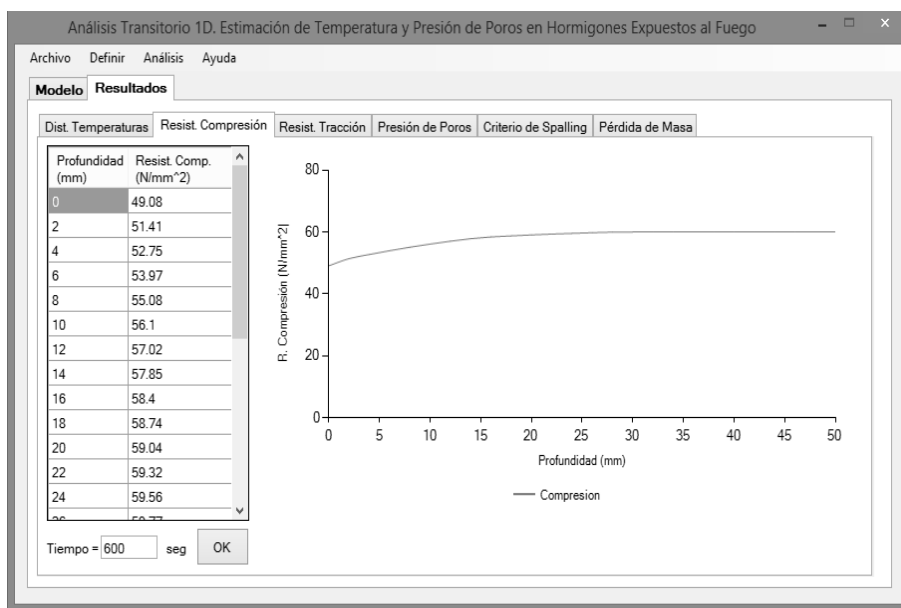


Figura 34. Ejemplo de curva de salida para la distribución de resistencia a la compresión para las distintas profundidades del elemento en un instante dado

Resistencia a la tracción

Representa para cada instante de tiempo la pérdida de resistencia a tracción

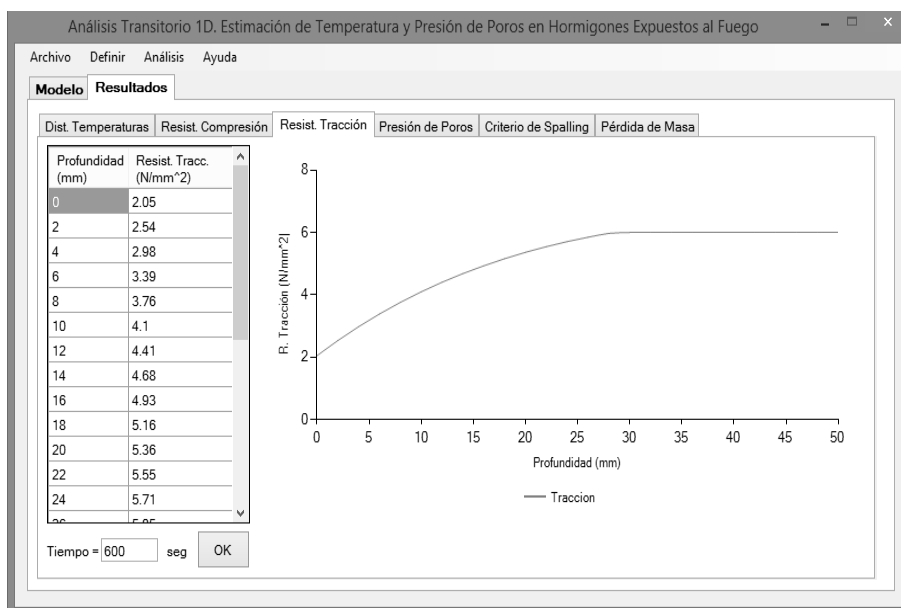


Figura 35. Ejemplo de curva de salida para la distribución de resistencia a la tracción para las distintas profundidades del elemento en un instante dado

Pérdida de masa

Representa la curva de pérdida de masa para el tiempo total de la simulación

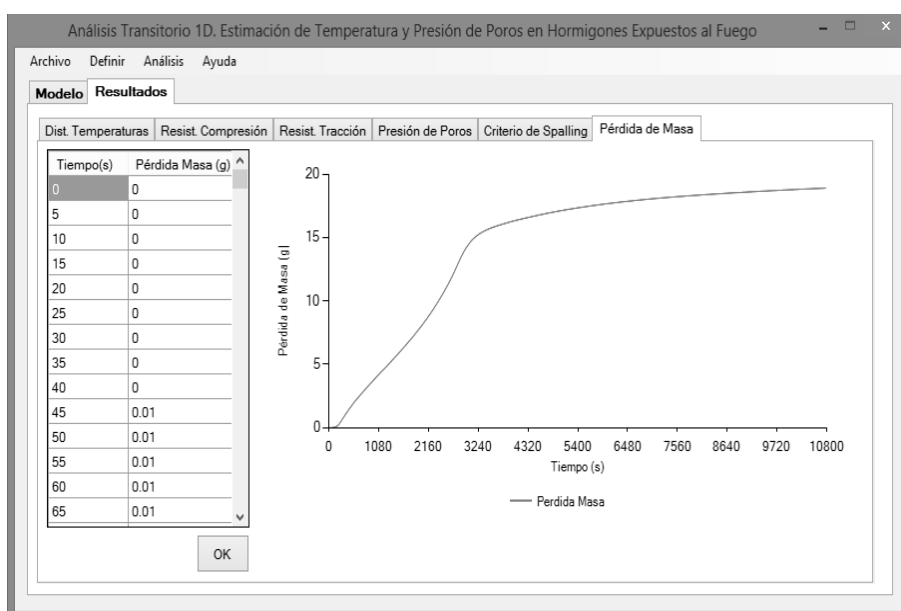


Figura 36. Ejemplo de curva de salida para la pérdida de masa del elemento

Presión de poros

Representa en cada instante la presión en los poros es el espesor del elemento

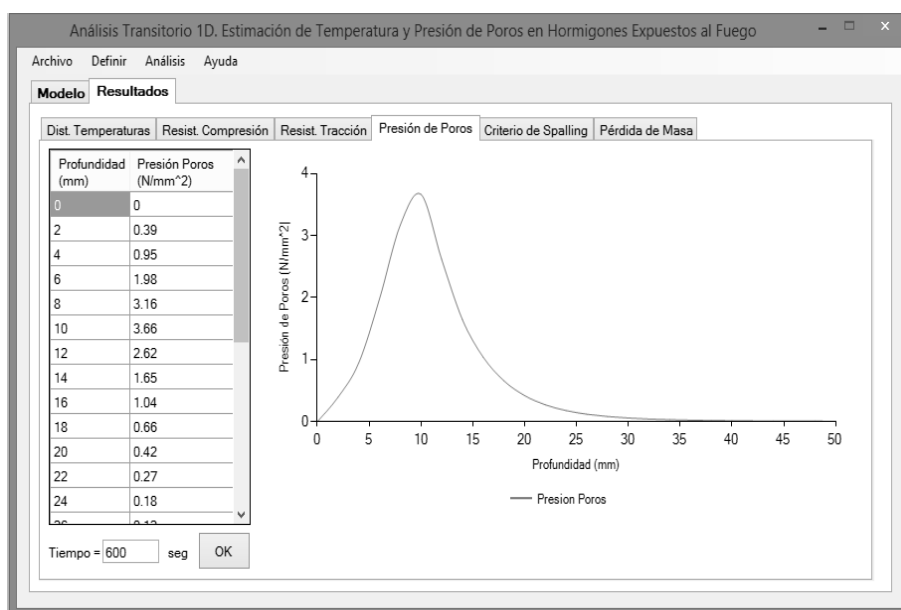


Figura 37. Ejemplo de curva de salida para la distribución de la presión de poros para las distintas profundidades del elemento en un instante dado

Criterio Spalling

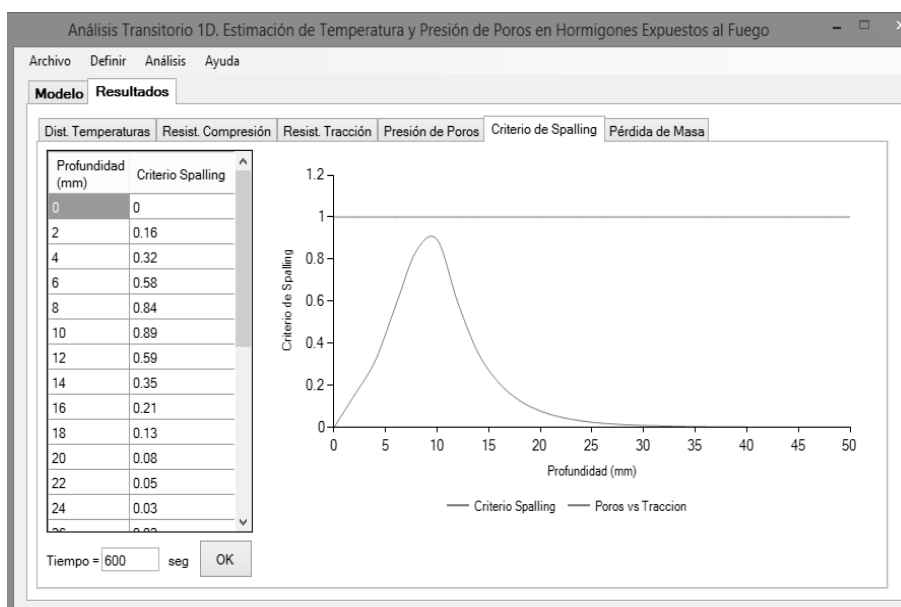


Figura 38. Ejemplo de curva de salida para el criterio de spalling para las distintas profundidades del elemento en un instante dado

Compara la presión de poros en un instante dado, con la resistencia a tracción para ese mismo instante, si el valor es mayor que la unidad entonces se produce el fallo de desconchamiento explosivo superando la onda de presión de poros la línea que representa la resistencia a tracción del hormigón en el instante considerado y por debajo de la cual no se produce spalling [2].

4. Análisis de sensibilidad previo de los parámetros de entrada del modelo

Para el análisis del modelo [79] se utilizaron el mismo conjunto inicial de valores que tomaba como base un hormigón recogido en Kalifa et al. [25] y sometiénolo a la sollicitación térmica definida por la curva normalizada ISO 834 se realizó el estudio de las variables que se resumen en la Tabla 12, presentando como resultados:

Tabla 12. Condiciones analizadas en el análisis de sensibilidad.
(Fuente Tesis doctoral Jorge Crespo)

Variable de Entrada Analizada	Valor	Observaciones
Velocidad de Calentamiento	ISO 834	Tiempo de Exposición:60 min
	2°C/min	Tiempo de Exposición:450 min
	10°C/min	Tiempo de Exposición:90 min
Permeabilidad	10^{-19}	ISO 834 durante 60 min.
	10^{-18}	ISO 834 durante 60 min.
	10^{-17}	ISO 834 durante 60 min.
	10^{-16}	ISO 834 durante 60 min.
Grado de Hidratación Inicial	28 días	ISO 834 durante 60 min.
	90 días	ISO 834 durante 60 min.
	3650 días	ISO 834 durante 60 min.
Grado de Saturación Inicial	77 %	ISO 834 durante 60 min.
	50 %	ISO 834 durante 60 min.
	25 %	ISO 834 durante 60 min.

1. Resultado de la variación de la Velocidad de Calentamiento

El análisis de la variación en la velocidad de calentamiento demostró que a medida que la velocidad de calentamiento es más pequeña se reportan mayores temperaturas en los termopares interiores para una misma temperatura en superficie.

Las mayores presiones en los poros fueron reportadas para la condición de calentamiento lento, resultado que coincide con las observaciones de Mindeguia [96].

2. Resultado de la variación de la Permeabilidad Inicial

Contra mayor es la permeabilidad inicial menor es la presión en los poros, consiguiéndose reducciones en la misma de 3.97MPa a 0.44MPa, cuando se varia la permeabilidad de $10E-19$ a $10E-16$.

3. Resultado de la variación del Grado de Hidratación Inicial del hormigón

La mayor parte de los modelos, considera al hormigón totalmente hidratado, sin embargo, nuestro modelo tiene la capacidad de tener en cuenta el estado de hidratación del hormigón por medio del parámetro edad del hormigón.

Un aumento en la edad del hormigón produce un mayor grado de hidratación, con lo que las presiones en los poros que se obtienen son mayores, reforzando de esta manera la asunción de considerar al hormigón totalmente hidratado.

4. Resultado de la variación del Grado de Saturación Inicial del hormigón

El análisis de sensibilidad del grado de saturación inicial reveló que se produce una menor presión en los poros (reducciones de 3.97MPa a 1.26MPa) al reducir el grado de saturación inicial del 77% al 25%

5. Análisis de sensibilidad propuesto para los parámetros de entrada

Hemos realizado un análisis de sensibilidad tomando como referencia los parámetros de entrada para el hormigón que se recogen en la Tabla 13.

Tabla 13. Parámetros base que usamos para analizar la sensibilidad

PARAMETROS DE MATERIAL		PARAMETROS DE CONTORNO	PARAMETROS DE SIMULACION		
CEMENTO (Kg/m ³)	450	TEMPERATURA INICIAL (°C)	28	ESPESOR (m)	0.005
AGUA (Kg/m ³)	170	EMISIVIDAD	0.94	AREA (m ²)	0.01
DENSIDAD (Kg/m ³)	2293	COEFICIENTE DE CONVECCION CARA EXPUESTA (W/m ² °C)	29	ΔX (m)	0.002
POROSIDAD	0.085	FLUJO DE CALOR (Kw/m ²)	50	ΔT (sg)	0.05 .
HUMEDAD RELATIVA (%)	95	TEMPERATURA AMBIENTE (°C)	28	DURACION DE LA SIMULACION (sg)	3600
PERMEABILIDAD AL GAS (m ²)	3 10 ⁻⁷	HUMEDAD AMBIENTE (%)	65		
CONDUCTIVIDAD (W/mK)	1.36	COEFICIENTE DE CONVECCION CANA NO EXPUESTA (W/m ² °C)	9		
EDAD (Días)	90	TEMPERATURA CARA NO EXPUESTA (°C)	28		
FIBRAS (Kg/m ³)	0				
RESISTENCIA A LA COMPRESION (N/mm ²)	40				

A partir de esta simulación, hemos variado los datos de entrada para los parámetros y valores que se recogen en la Tabla 14

*Tabla 14 Parámetros y rangos de las simulaciones
del análisis la sensibilidad*

PARAMETRO	RANGO
CONTENIDO EN CEMENTO (RELACION A/C)	0.3-0.4-0.5-0.6
CONTENIDO EN AGUA (RELACION A/C)	0.3-0.4-0.5-0.6
CONDUCTIVIDAD (w/m°k)	1.36-1.5-2-2.5-3-3.5
PERMEABILIDAD AL GAS (m ²)	10-40-70-90
POROSIDAD	0.05-0.085-0.1-0.15-0.18
CONTENIDO EN FIBRAS (kg/m ³)	0-0.5-1.5-3-3.5
HUMEDAD RELATIVA (%)	35-55-75-95
EDAD (días)	10-40-70-90

El cambio que se produce en los valores de los parámetros de entrada proporciona una respuesta diferente a la inicial por parte del modelo, con el objeto de analizar las diferentes respuestas de las pérdidas de masa, las temperaturas y presiones, seleccionamos en el dominio temporal un conjunto de puntos de comparación

Puntos de comparación para las pérdidas de masa

Las curvas de la pérdida de masa son de la forma representada en la Figura 40, elegiremos como puntos de comparación para nuestro análisis las pérdidas de masa que se corresponden con los tiempos de simulación $t=900\text{sg}$, $t=1800\text{sg}$ y $t=3540\text{sg}$

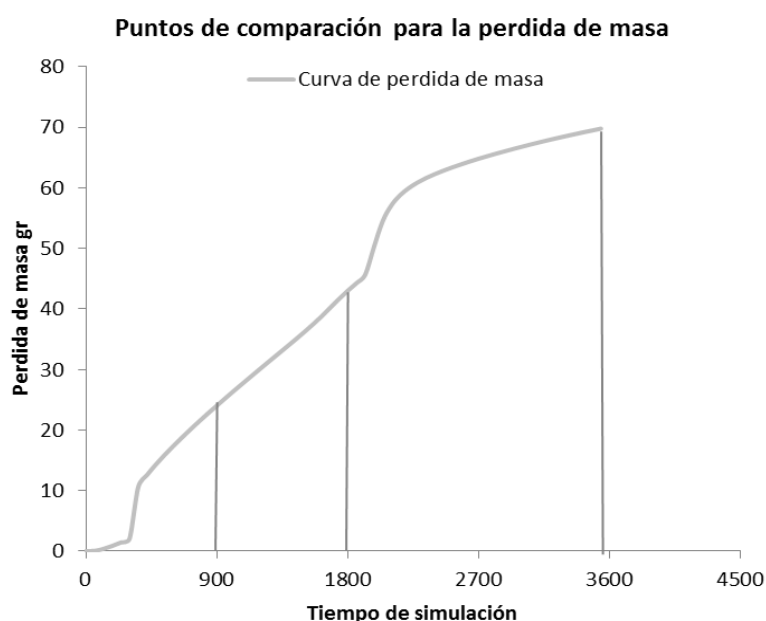


Figura 39. Puntos de comparación de las pérdidas de masa

Puntos de comparación para las Temperaturas

Las curvas de temperatura en los espesores de estudio (cara expuesta, profundidad 10 mm, profundidad 20 mm y profundidad 40 mm) son de la forma representada en la Figura 40, elegimos como puntos de comparación para nuestro análisis, las temperaturas los puntos que se corresponden con los tiempos de simulación $t=900\text{sg}$, $t=1800\text{sg}$ y $t=3540\text{sg}$.

Incluimos el análisis de las temperaturas medias como resultado de integrar el área de la curvas de temperatura $f(T)$ en todo el intervalo de simulación de la forma:

$$T_m = \frac{\int_{0\text{sg}}^{3600\text{sg}} f(t) \cdot dt_s}{T_s} \quad (71)$$

Dónde:

- T_m =Temperatura media
- T_s = Tiempo de simulación

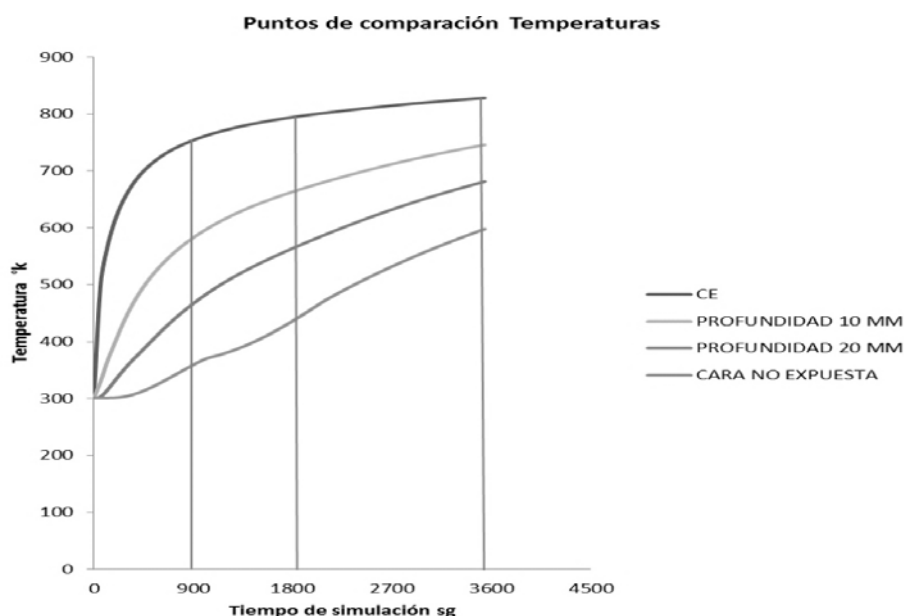


Figura 40 . Puntos de comparación de las curvas Temperaturas

Puntos de comparación de Presiones

Las curvas de presión en los espesores de estudio (profundidad 10 mm, profundidad 20 mm y profundidad 40 mm.) son de la forma representada en la Figura 41.

Elegimos como puntos de comparación para nuestro análisis además de las presiones en los puntos que se corresponden con los tiempos de simulación $t=900\text{sg}$, $t=1800\text{sg}$ y $t=3540\text{sg}$., los puntos de máximas presiones y los tiempos en los cuales estas son alcanzadas, tal como se representa en la Figura 41.

Incluimos como en el caso de las temperaturas el análisis de la presión media resultado, de integrar el área de la curvas de presión $f(P)$ en todo el intervalo de simulación de la forma:

$$P_m = \frac{\int_{0\text{sg}}^{3600\text{sg}} f(P) \cdot dt_s}{T_s} \quad (72)$$

Dónde:

- P_m =Temperatura media
- T_s = Tiempo de simulación

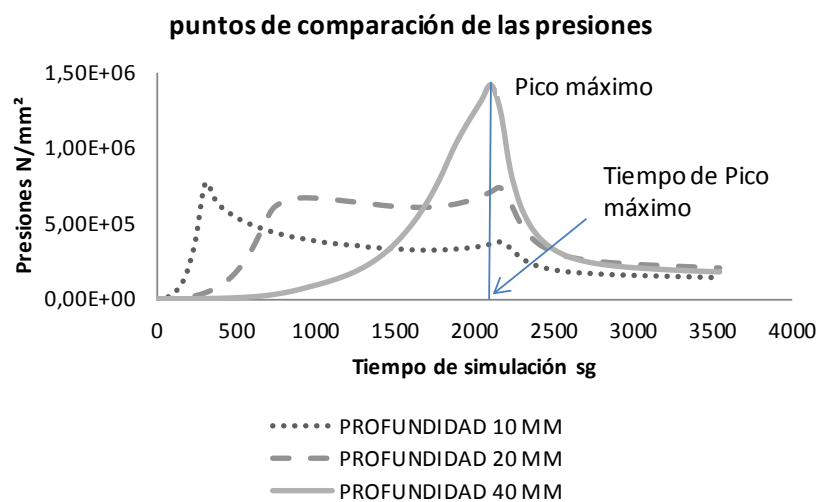


Figura 41. Puntos de comparación de las curvas de presión

Para cada una de los diferentes puntos de comparación hemos obtenido la sensibilidad de la forma:

$$Spi = \frac{\frac{X_{NS} - X_R}{X_R}}{\frac{Y_{NS} - Y_R}{Y_R}} \quad (73)$$

Dónde:

- Spi Sensibilidad al cambio del valor del parámetro
- X_R valor de la respuesta para la simulación de referencia
- X_{NS} valor de la respuesta para la nueva simulación
- Y_R valor del parámetro de entrada para la simulación de referencia
- Y_{NS} valor del parámetro de entrada para la nueva simulación.

Posteriormente hallamos el valor promedio de cada una de las sensibilidades utilizando valor adimensional para comparar los cambios que se producen cuando variamos los parámetros de entrada.

$$S_m = \frac{\sum_{i=0}^{i=n} Spi}{n} \quad (74)$$

Como las sensibilidades de los parámetros de entrada respecto del valor inicial pueden estar muy alejadas respecto de la media esto puede conducir a errores de apreciación a la hora de analizar los resultados, para evitar este problema hemos incluido como medida correctora la desviación típica o varianza de la población de sensibilidades y de esta manera tener una noción de la dispersión de los valores

$$\delta_s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{i=n} (Spi - S_m)^2}{n}} \quad (75)$$

Dónde:

- Sp_i Sensibilidad al cambio del valor del parámetro
- Sm Sensibilidad media
- n_s es el número de sensibilidades analizadas de la muestra
- δ_s desviación de la muestra

6. Resultados del análisis de sensibilidad de los parámetros de entrada

6.1. Conductividad inicial

Las pérdidas de masa son mayores con el incremento de la conductividad inicial, el ritmo de pérdidas para los tiempos intermedios de la simulación es aproximadamente un 60% más alto que en el resto de instantes

La temperatura salvo en la cara expuesta, crece con el espesor y con el tiempo a medida que transcurre el proceso de calentamiento este crecimiento tiende a ser estable.

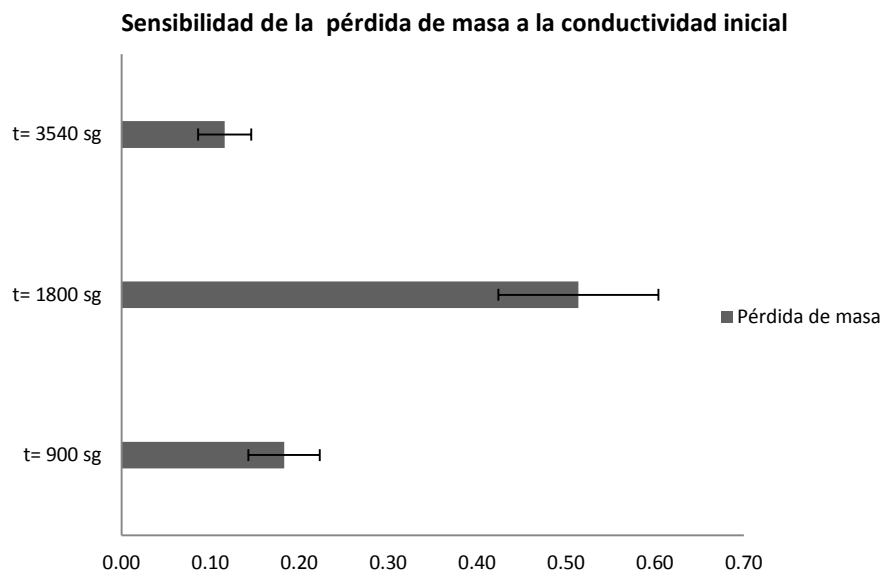


Figura 42. Sensibilidad de la pérdida de masa a la conductividad inicial

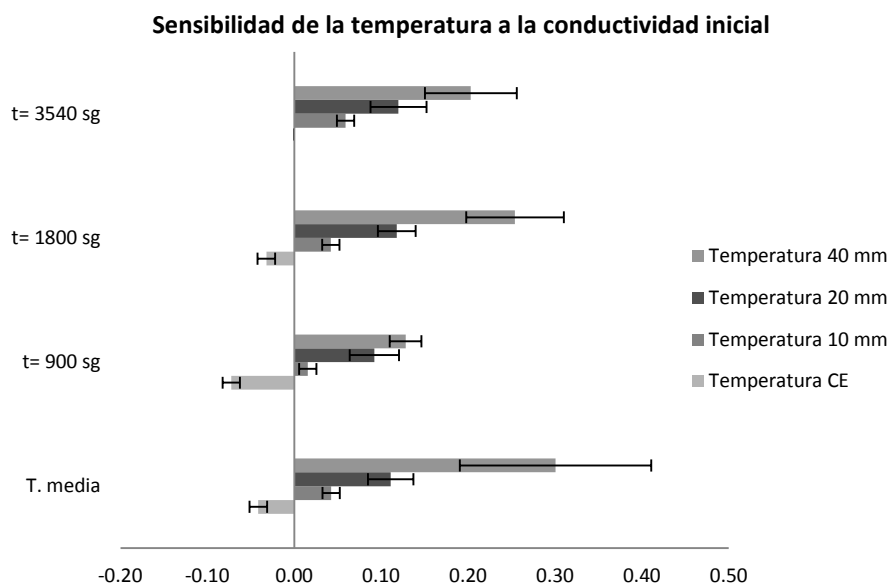


Figura 43. Sensibilidad de la temperatura a la conductividad inicial

El estado energético del elemento crece con el espesor y aumenta cuanto más nos alejamos de la cara expuesta del elemento

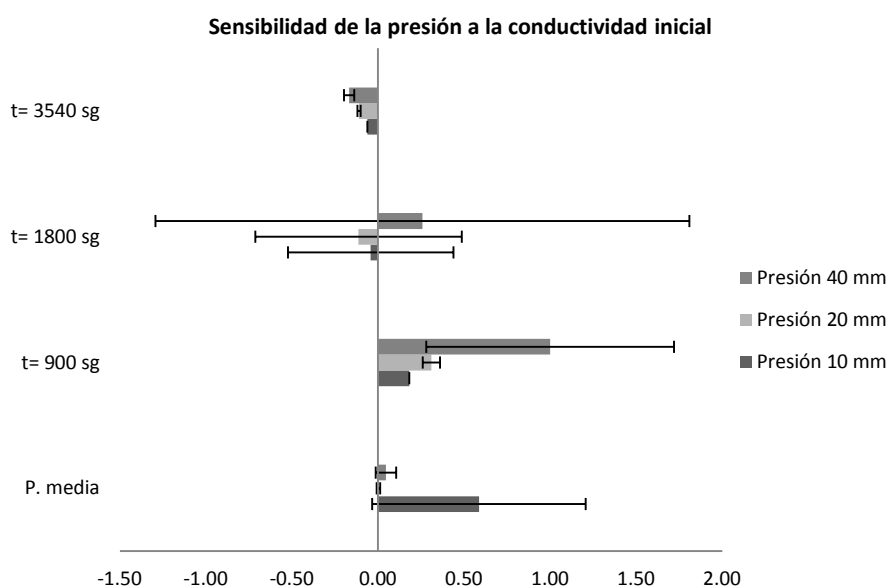


Figura 44. Puntos de la presión a la conductividad inicial

Inicialmente las presiones son mayores en las zonas alejadas a la cara expuesta con el aumento del tiempo de exposición las presiones decrecen debido a que las presiones máximas y los tiempos de pico de las zonas cercanas a la cara expuesta se

alcanzan más tarde y son de 4-5 veces mayores que en el resto de espesores donde se alcanzan rápidamente por que tienen un estado energético menor.

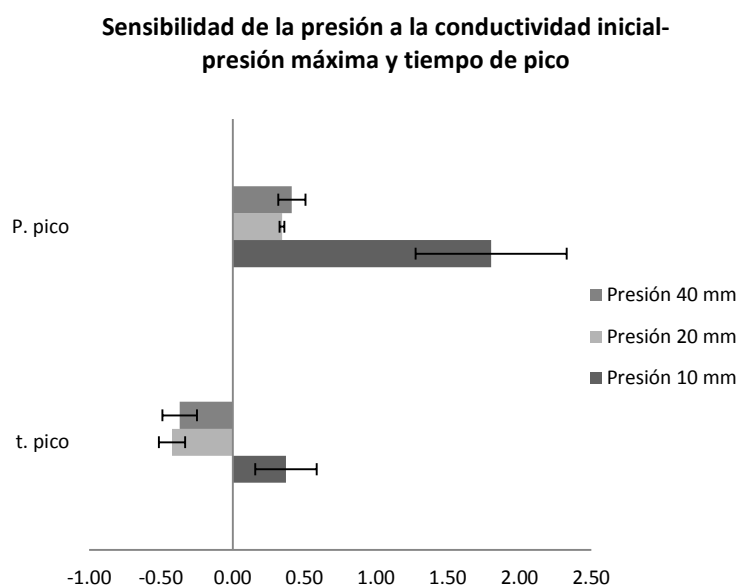


Figura 45. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la conductividad inicial

6.2. Contenido de agua

Un mayor contenido de agua inicial hace que las pérdidas de masa se reduzcan, la cantidad de agua presente en el sistema es cada vez mayor al alcanzarse los procesos de hidratación del cemento, el sistema no tiene el estado energético adecuado para eliminar masa, como demuestra el análisis de las presiones y temperaturas medias.

El sistema requiere de mayor tiempo de exposición, por eso las temperaturas inicialmente decrecen y las presiones máximas se alcanzan más tarde

Con un mayor tiempo de exposición el sistema empieza a tener un estado energético mayor y comienza a perder agua aumentan las presiones y las temperaturas como se demuestra en las Figuras 47-48.

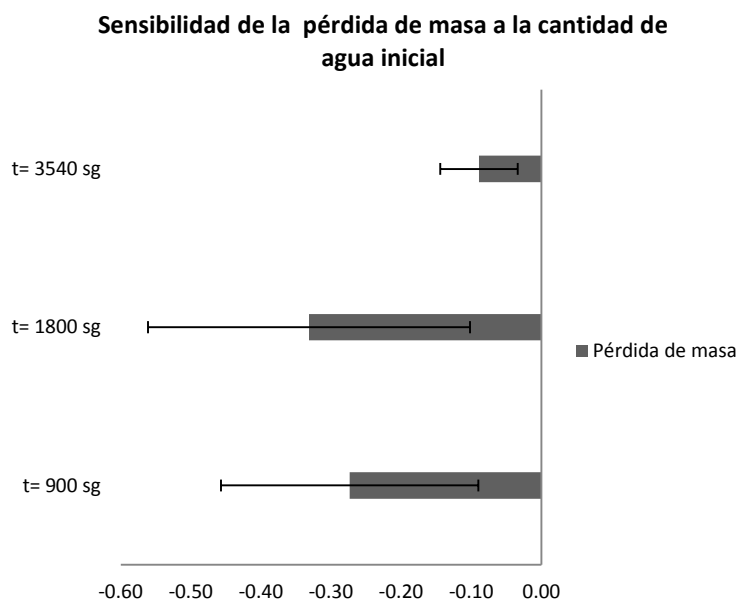


Figura 46. Sensibilidad de la pérdida de masa a la cantidad de agua inicial

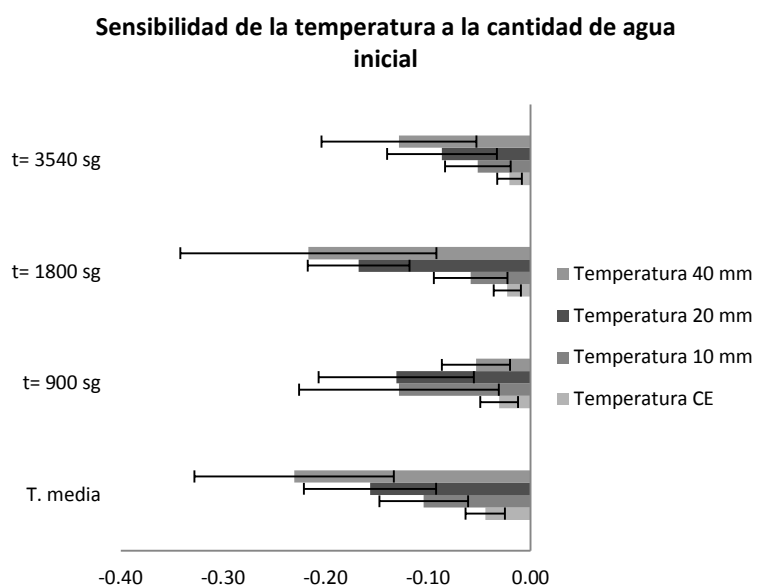


Figura 47 Sensibilidad de la temperatura a la cantidad de agua inicial

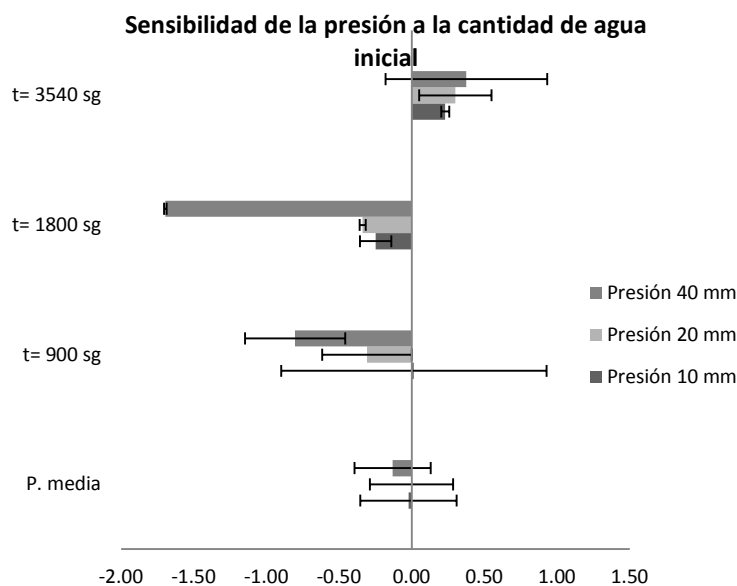


Figura 48. Sensibilidad de la presión a la cantidad de agua inicial

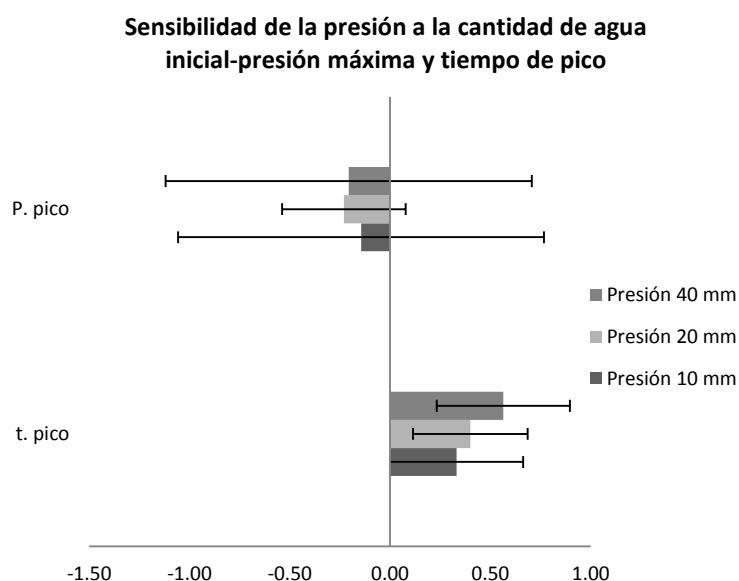


Figura 49 Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la cantidad de agua inicial

6.3. Contenido en cemento

El aumento del contenido en cemento disminuye las pérdidas de masa entorno a un 60 %. Las temperaturas y las presiones aumentas siendo mayores con el espesor del elemento

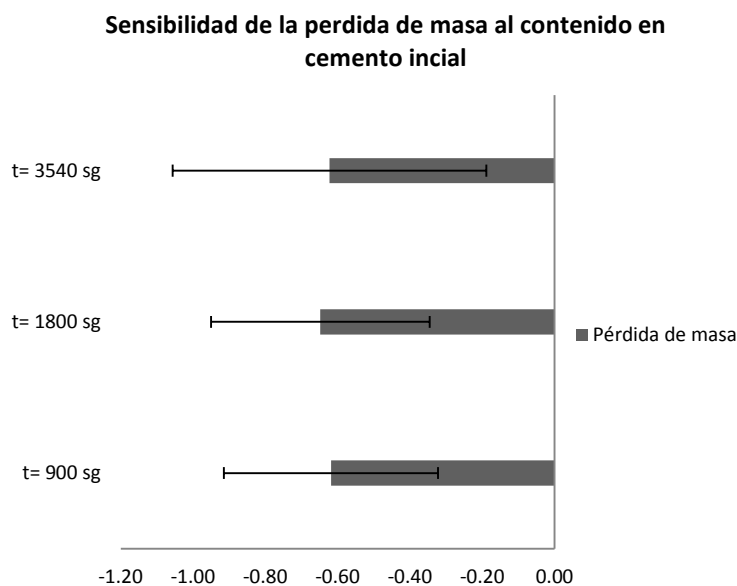


Figura 50. Sensibilidad de la pérdida de masa al contenido en cemento inicial

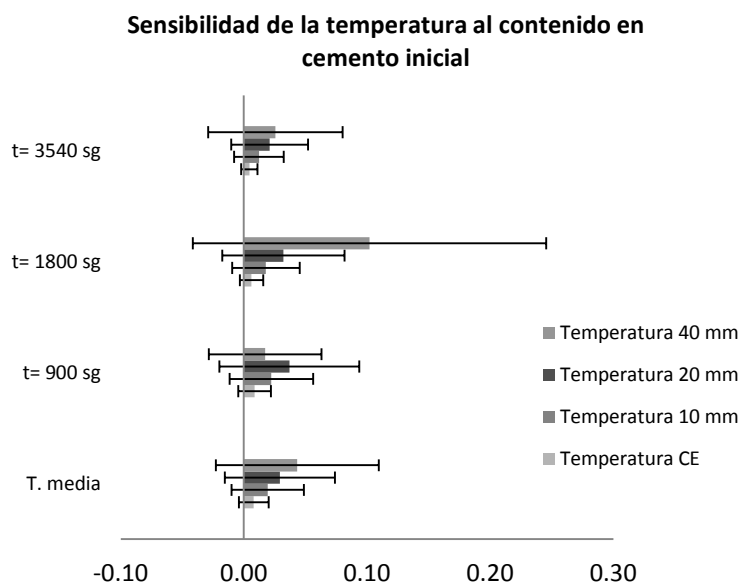


Figura 51. Sensibilidad de la temperatura al contenido en cemento inicial

Destaca que hacia mitad de simulación en la cara más alejada se produce el mayor incremento en la temperatura, entorno a un 10 %, esta zona es la que tiene un mayor estado energético como indica el análisis de la temperatura y presión media, siendo mayor con el aumento de espesor.

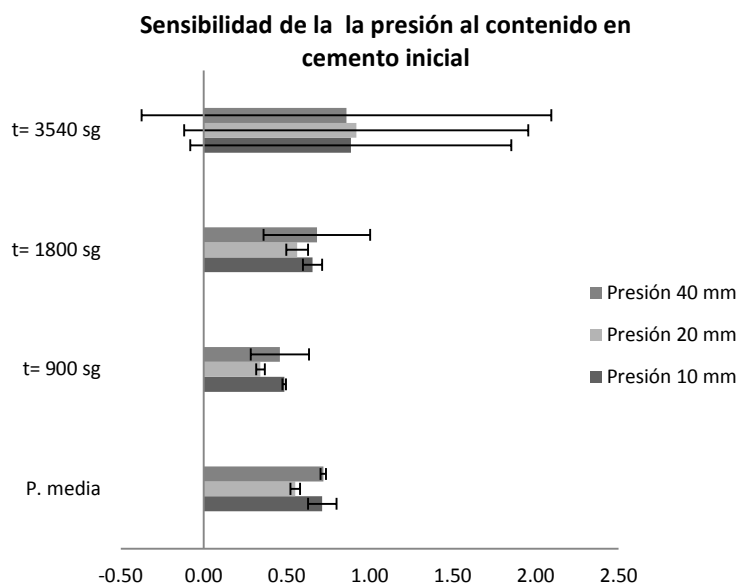


Figura 52. Sensibilidad de la presión al contenido en cemento inicial

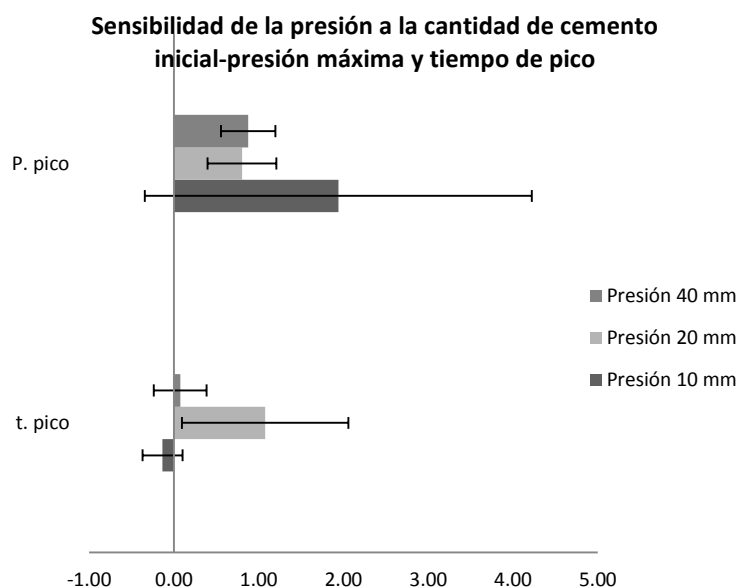


Figura 53 Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico al contenido en cemento inicial

En los espesores cercanos a la cara expuesta del elemento las presiones máximas se alcanzan rápidamente y son mucho mayores que en el resto de espesores, en los cuales requieren de mayores tiempos de exposición para alcanzarlas.

6.4. Densidad inicial

El aumento de la densidad inicial del hormigón produce menores pérdidas de masa, estas son muy grandes desde el principio hasta la mitad de la simulación disminuyendo la velocidad de pérdida de masa en un 40% con el paso del mismo.

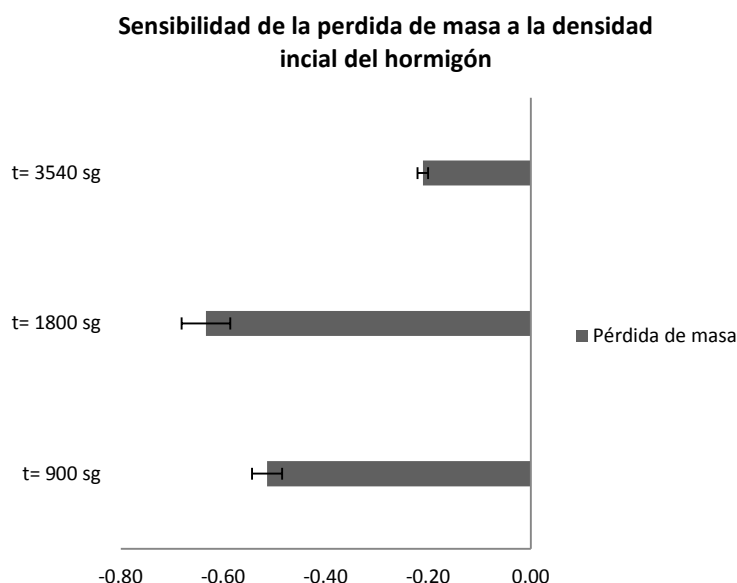


Figura 54 Sensibilidad de la pérdida de masa a la densidad inicial

La temperatura disminuye siendo más sensible cuanto mayor es el espesor.

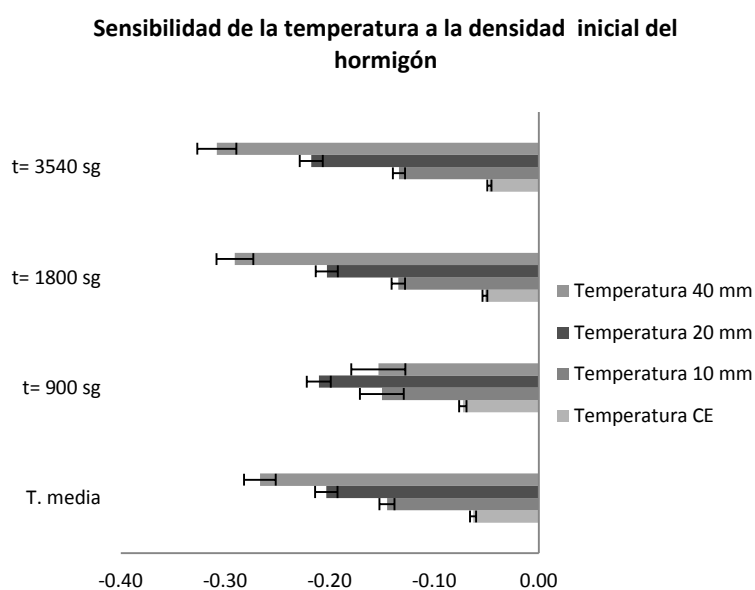


Figura 55. Sensibilidad de la temperatura a la densidad inicial

Para las zonas cercanas a la cara expuesta el estado energético que resulta del estudio de la presión media disminuye y las presiones máximas son menores que en el resto de espesores.

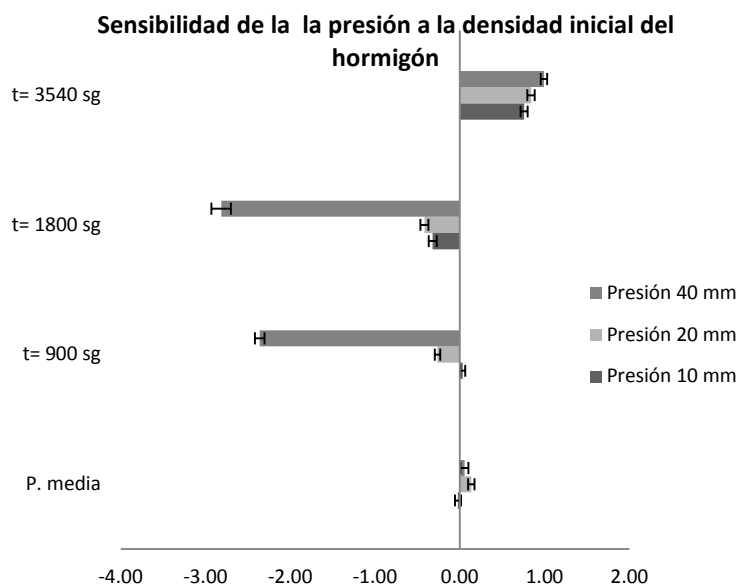


Figura 56. Sensibilidad de la presión a la densidad inicial

En espesores alejados de la cara expuesta el estado energético aumenta, resultando que las presiones máximas sean mayores que en los espesores más alejados de la cara expuesta tardando más tiempo en ser alcanzadas.

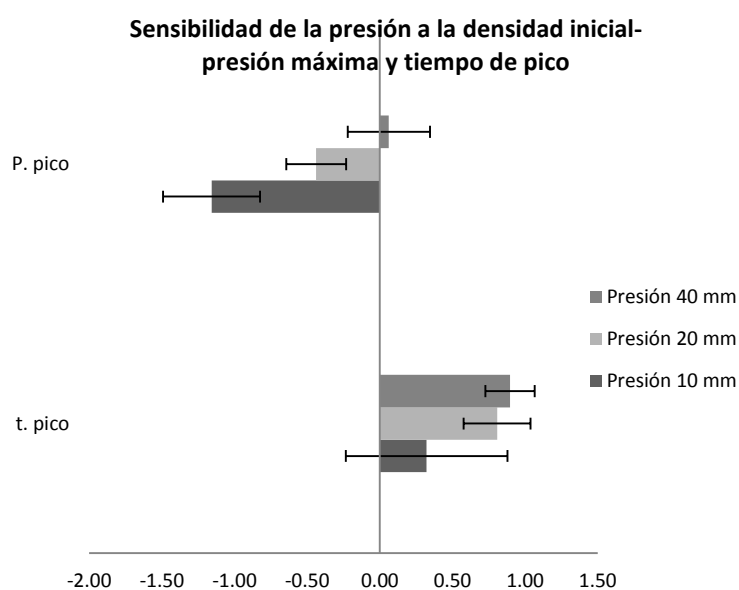


Figura 57 Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la densidad inicial

6.5. Edad inicial

El aumento de la edad del hormigón hace que las pérdidas en el mismo sean mayores, entorno a un 10%. , aunque hacia la mitad de simulación alcanzan hasta un 15%.

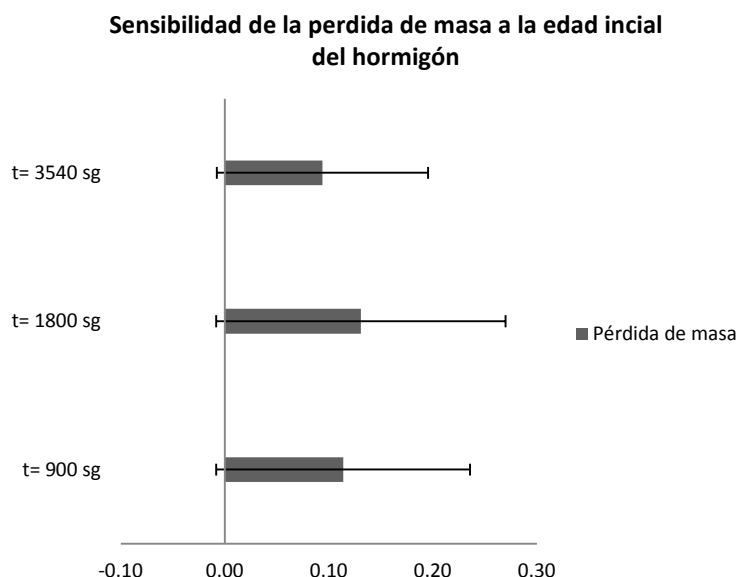


Figura58. Sensibilidad de la pérdida de masa a la edad inicial

La temperatura y el estado energético representado por la temperatura media aumentan entre de1% -3%, incremento sensiblemente mayor con el espesor

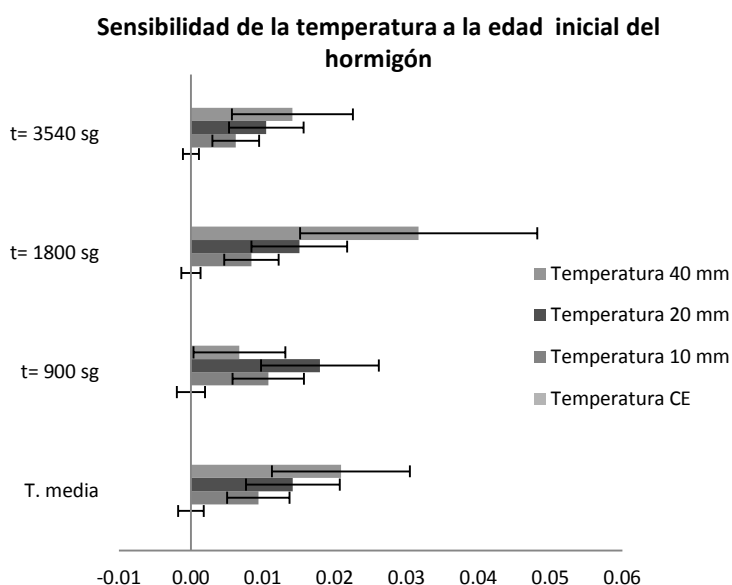


Figura 59. Sensibilidad de la temperatura a la edad inicial

Las presiones se incrementan con la edad, el mayor aumento se produce en los tiempos intermedios al coincidir con el comienzo de los procesos de deshidratación

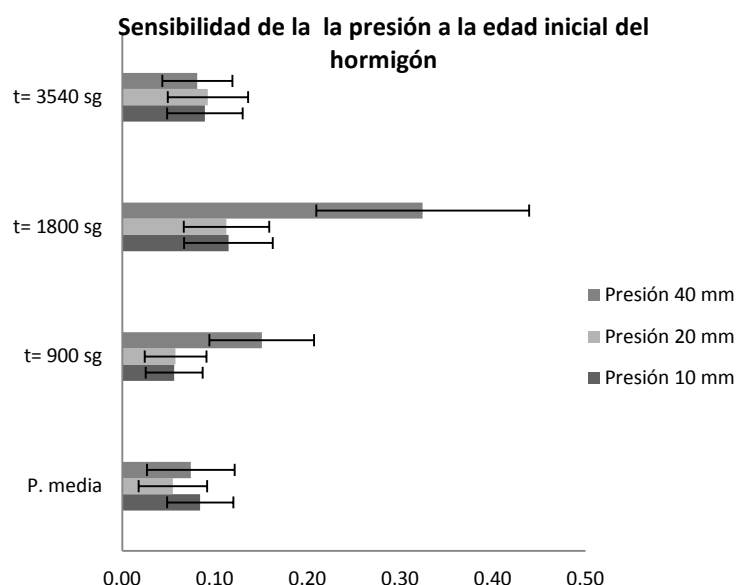


Figura 60 Sensibilidad de la presión a la edad inicial

Las presiones máximas son mayores en los espesores cercanos a la cara expuesta y se alcanzan para tiempos de exposición menores, en los espesores intermedios el tiempo requerido para alcanzar los picos de presión es mayor que para el resto de los espesores.

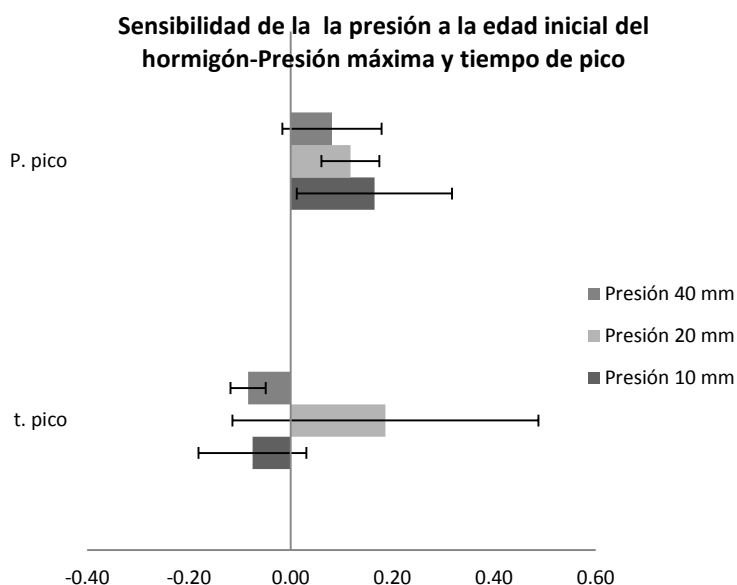


Figura 61. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la edad inicial

6.6. Contenido inicial de fibras

No se tiene en cuenta el contenido de fibras en las asunciones iniciales del principio de conservación de la masa que se tienen para el modelo, por lo que no tiene influencia en las pérdidas de masa

El no considerar las dosificaciones de fibras en el principio de conservación de la masa produce para dosificaciones mayores a 3 kg/m^3 inestabilidades en el programa y afectan a la salida de los resultados no solo de las pérdidas de masa, sino también a las presiones y temperaturas.

Podemos asegurar que para dosificaciones menores de 3 Kg/m^3 el programa acepta como buena la asunción realizada y no parece presentar problemas en el análisis dentro de esas dosificaciones.

En cualquier caso, si podemos asegurar que el programa no está preparado para analizar hormigones con dosificaciones en fibras superiores, limitando de esta manera las posibilidades del mismo.

En el análisis para dosificaciones superiores hemos encontrado que la explicación a las inestabilidades que se generan se puede encontrar si analizamos las curvas de pérdidas de masa de estas dosificaciones, Figura 62, en la que podemos comprobar que se producen ganancias en la masa, este resultado es totalmente contrario al que deberíamos encontrar.

Al no tener en cuenta en el principio de conservación de la masa la contribución que las fibras de polipropileno producen, se añadirá masa líquida en el sistema y no se considera cuenta que a partir de 350°C el polipropileno se encuentra en fase gas y que sus moléculas puede penetrar el hormigón, de manera que contribuyen a las pérdidas.

Perdidas de masa para dosis de fibras de 15 Kg/m³

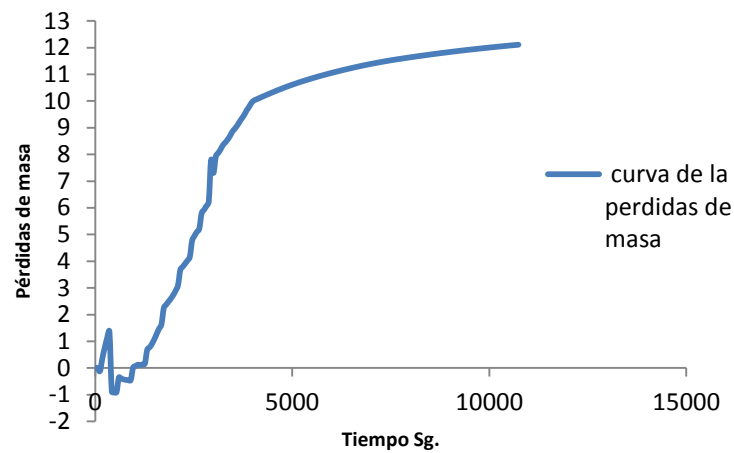


Figura 62. Curva de pérdidas de masa que genera inestabilidad en el programa

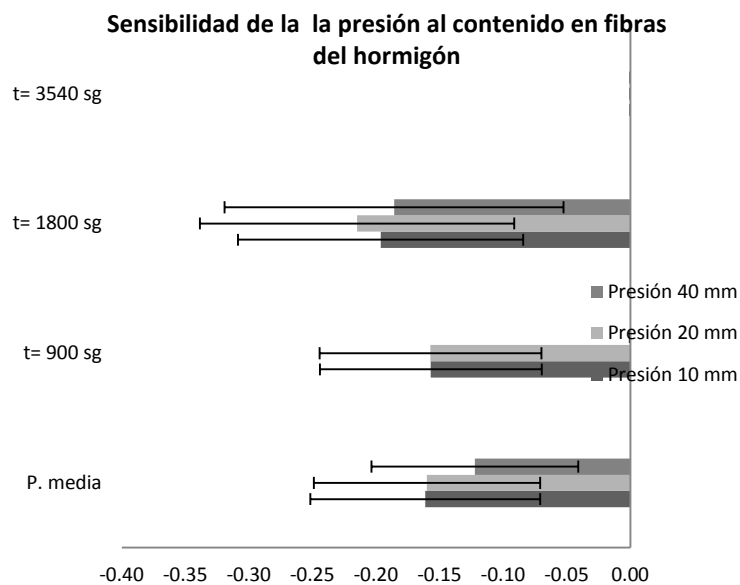


Figura 63. Sensibilidad de la presión al contenido inicial de fibras

Los resultados del análisis de sensibilidad realizado para dosificaciones menores de 3 kg/m³ muestran que una variación en el contenido de fibras no afecta a las temperaturas

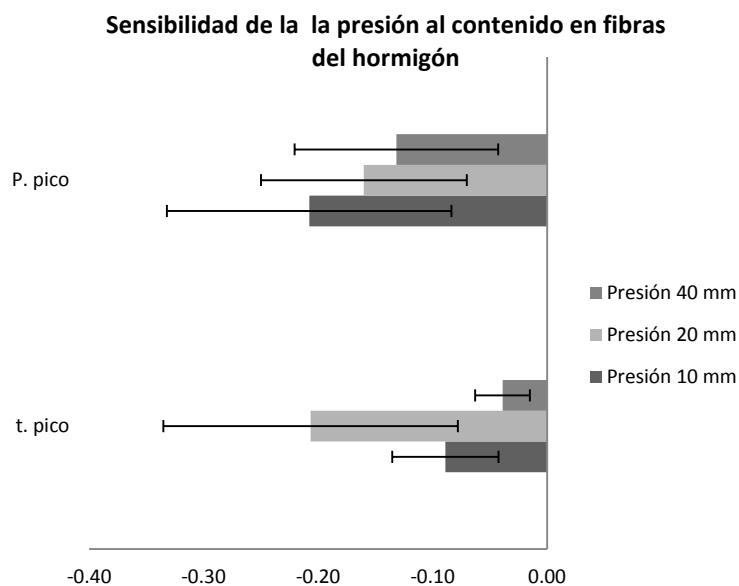


Figura 64 Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico al contenido inicial de fibras

En el caso de las presiones un aumento en el contenido de fibras produce que disminuyan las presiones en los poros y con el aumento del tiempo de exposición dejan de tener influencia.

Así mismo, las presiones máximas son menores y se tardan menos en alcanzarse

Estos resultados coinciden con los resultados físicamente esperables haciendo la distinción de que estamos trabajando con hormigones que poseen dosificaciones de fibras menores de 3 kg/m³ y teniendo en cuenta la incertidumbre que nos provoca la no consideración de las dosificaciones de las fibras en la ecuación de conservación.

6.7. Humedad relativa

Al aumentar la humedad relativa las pérdidas de masa presentan un aumento entorno al 60%, aunque en los tiempos intermedios la velocidad de crecimiento de las pérdidas decrece un 25 %.

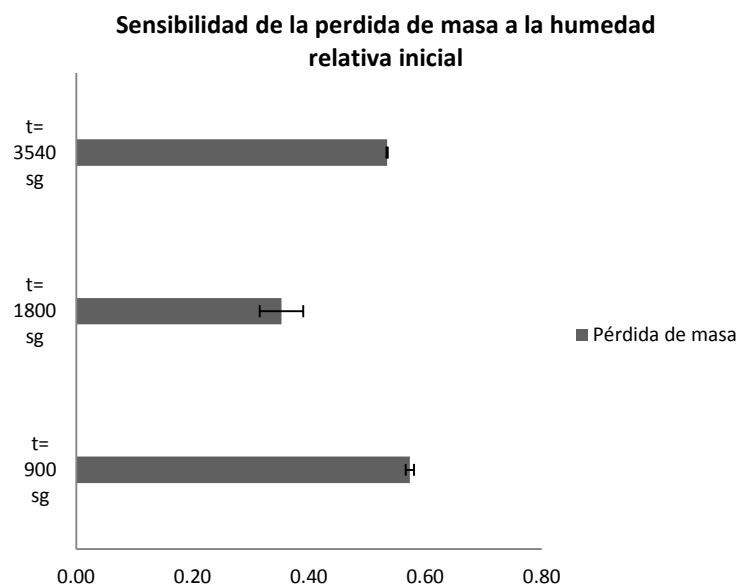


Figura 65. Sensibilidad de la pérdida de masa a la humedad relativa

Las temperaturas disminuyen con el aumento de la humedad relativa inicial aumento que es más sensible en espesores mayores, entorno al 7%.

La presión aumenta con el contenido de humedad y la profundidad del elemento, siendo la velocidad de crecimiento de las presiones sensiblemente más pequeña con el paso del tiempo.

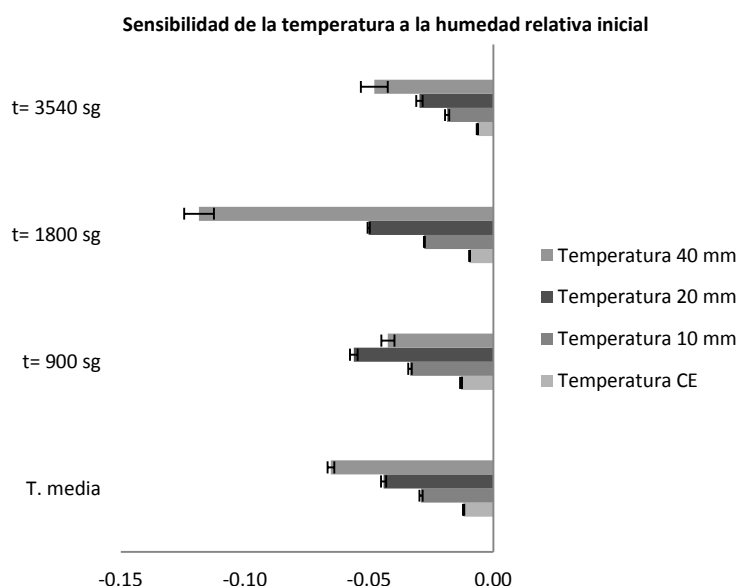


Figura 66. Sensibilidad de la temperatura a la humedad relativa

Las presiones máximas son mayores en zonas cercanas a la cara expuesta y no expuesta del elemento requiriendo de menores tiempos en ser alcanzadas en la cara expuesta y de tiempos mayores para la zona más alejada.

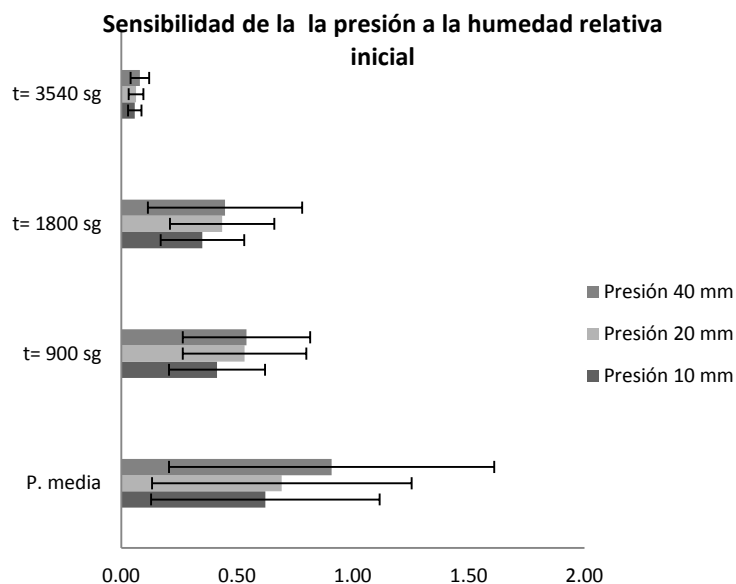


Figura 67. Sensibilidad de la presión a la humedad relativa

Para zonas intermedias se requieren de mayores tiempos para alcanzar los picos de presiones máximas.

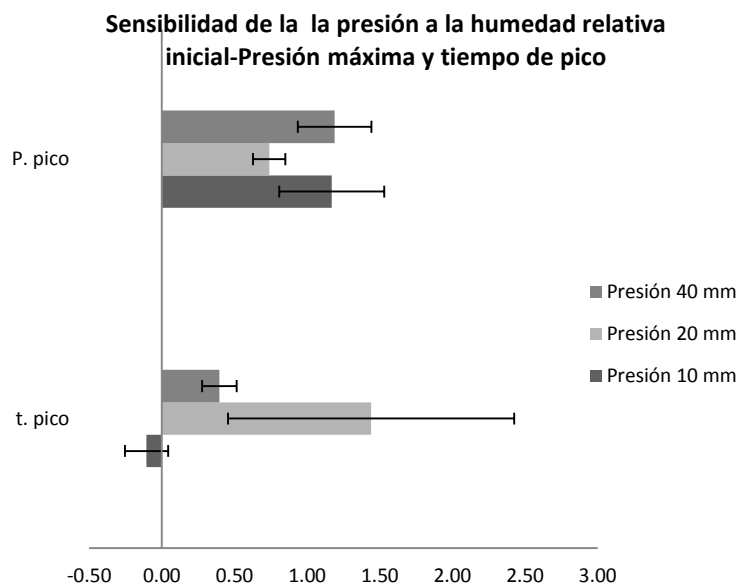


Figura 68. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la humedad relativa

6.8. Permeabilidad

El aumento de la permeabilidad inicial produce una mayor pérdida de masa, entorno a un 4%, este aumento con el paso del tiempo decrece, prácticamente hasta anularse.

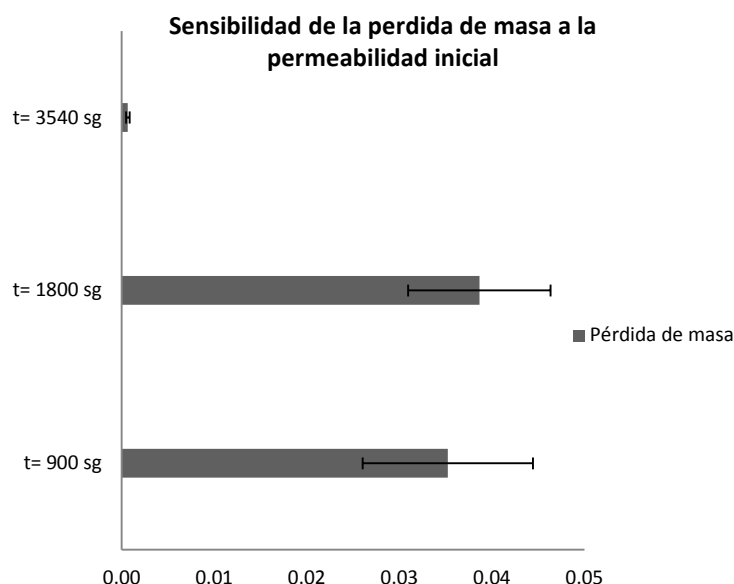


Figura 69 Sensibilidad de la pérdida de masa a la permeabilidad inicial

Las presiones disminuyen entorno al 16 % para profundidades cercanas a la cara expuesta pero con el paso del tiempo la tendencia se invierte y se producen incrementos de presión para la mitad más alejada de la cara expuesta del elemento.

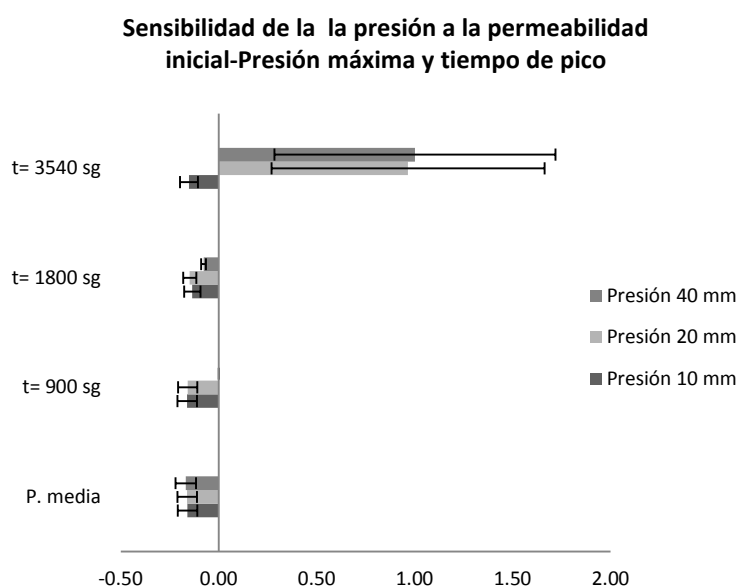


Figura 70. Sensibilidad de la presión a la permeabilidad inicial

Los picos de presión máximo son menores y se alcanzan primero con el aumento de la permeabilidad inicial.

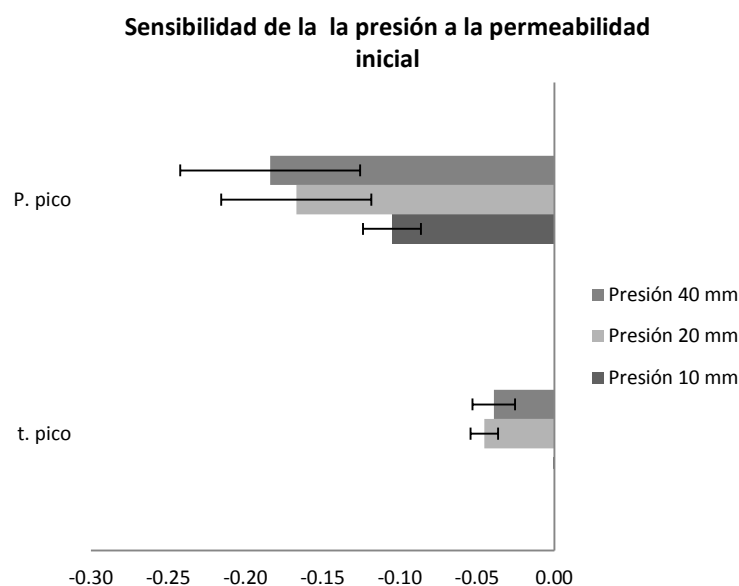


Figura 71. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la permeabilidad inicial

La temperatura no es sensible al aumento de la permeabilidad.

6.9. Porosidad inicial

El aumento de la porosidad inicial aumenta las pérdidas de masa prácticamente en un 50%, este aumento es menor a medida que el tiempo de simulación crece.

Las presiones crecen, particularmente en espesores cercanos a la cara expuesta.

Lo mismo ocurre con las presiones máximas y los tiempos en que se alcanzan, la presión media, indicativa del estado energético, indica que este es tendente a aumentar y sensiblemente mayor con el espesor.

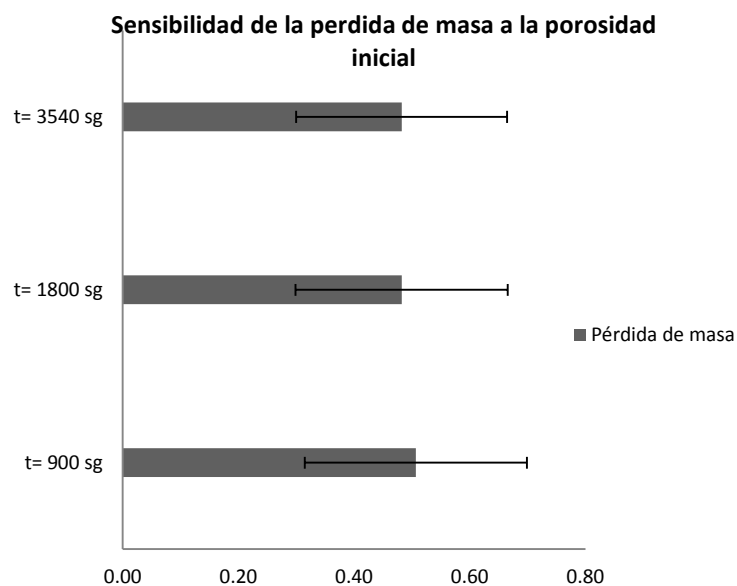


Figura 72. Sensibilidad de la pérdida de masa a la porosidad inicial

Este resultado del programa no tiene lógica física y no es el que se espera obtener si analizamos sus ecuaciones constitutivas en las que se ha asumido que con un aumento de la porosidad debería aumentar el tamaño del volumen de los poros incrementándose, por lo tanto la superficie del poro es mayor y las presiones deberían de disminuir.

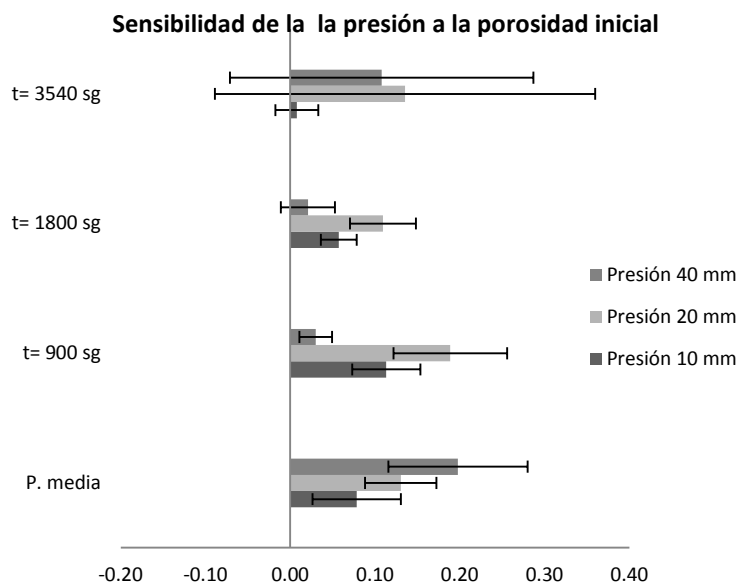


Figura73. Sensibilidad de la presión a la porosidad inicial

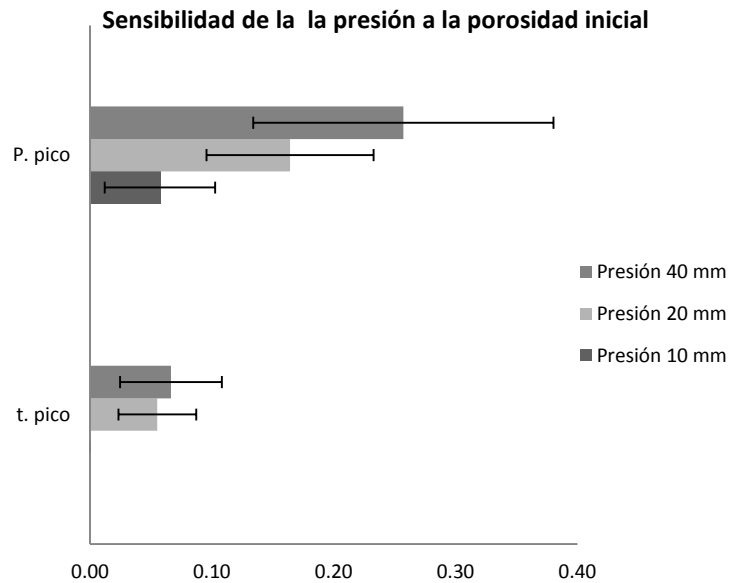


Figura 74. Sensibilidad en los puntos de la presión máxima y tiempo de pico a la porosidad inicial

La temperatura no se ve afectada por la porosidad.

7. Análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación

En el primer capítulo del presente proyecto, comentábamos que todos los modelos tienen sus limitaciones, ya que es imposible diseñar de manera infinita la analogía modelo-realidad, existiendo un comportamiento discontinuo del modelo que reduce su utilidad a dominios de valores limitados:

- Validez en un dominio temporal
- Validez en un dominio espacial
- Riesgo de inestabilidad

En el caso del modelo que nos ocupa esta limitación viene dada por las siguientes consideraciones:

- a. El incremento espacial (Δx) siempre tiene que ser como mínimo 1/10 del espesor de la muestra que estamos analizando.

- b. El incremento temporal de la simulación no será mayor de 1sg
- c. El parámetro α depende de la conductividad de la densidad y del calor específico, parámetros que son variables con la temperatura y tipos de hormigón para nuestro calculo estimaremos un valor de 1E-7.
- d. El módulo CFL(*condición de Courant-Friedrichs-Lewy*),que juega un papel primordial en la estabilidad del método, ya que este esquema solo es estable y convergente hacia la solución real garantizando que para todo el intervalo de tiempo considerado $r \leq 0.5$, siendo:

$$r = \frac{k\Delta t}{\rho C_p \Delta x^2} \quad (76)$$

Dónde:

- r = módulo CFL
- α coeficiente de difusividad que es igual a:

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_p} \quad (77)$$

Por lo que la Ecuación 71, se puede poner:

$$CFL = \alpha \frac{\Delta t}{\Delta x^2} \quad (78)$$

Teniendo en cuenta las condiciones anteriores, el presente capítulo está dedicado a conocer que limitaciones tendremos cuando apliquemos nuestro modelo en la práctica.

8. Análisis de la sensibilidad propuesto para los parámetros de simulación

Disponemos de los datos experimentales de un ensayo a pequeña escala de las pérdidas de masa y de las temperaturas para distintas profundidades de un elemento de hormigón de alta resistencia cuyas características se presentan en las Tablas 15-16.

Tabla15. Características hormigón

CARACTERÍSTICAS DEL HORMIGON	
CONTENIDO CEMENTO (Kg/m ³)	450
CONTENIDO AGUA (Kg/m ³)	170
DENSIDAD (Kg/m ³)	2226
POROSIDAD (%volumen)	0.085
HUMEDAD RELATIVA (%)	25
PERMEABILIDAD AL GAS (m ²)	3 e-17
CONDUCTIVIDAD (W/m°C)	1.36
EDAD (Días)	90
FIBRAS (Kg/m ³)	0
RESISTENCIA A LA COMPRESION (N/mm ²)	40
ESPESOR (m)	0.044
AREA (m ²)	0.01 m ²

Tabla16. Características del ensayo

CARACTERÍSTICAS DEL ENSAYO	
TEMPERATURA INICIAL (°C)	42
EMISIVIDAD	0.94
COEFICIENTE DE CONVECCION CARA EXPUESTA (W/m ² °C)	29
FLUJO DE CALOR (Kw/m ²)	50
TEMPERATURA AMBIENTE (°C)	28°C
HUMEDAD AMBIENTE (%)	65
COEFICIENTE DE CONVECCION CARA NO EXPUESTA (°C)	9
TEMPERATURA CARA NO EXPUESTA (°C)	28

Estos datos nos permitirán comparar el error cuadrático que se comente entre los valores obtenidos en una simulación y los valores procedentes de los resultados experimentales.

$$E.C.M = \sum_{i=1}^{i=N} \sqrt{\frac{(R_S - R_E)^2}{N}}$$

(79)

Dónde:

- R_S es el resultado porcedente de la simulación
- R_E es el resultado procedente de los ensayos
- N es el tamaño de la muestra.

Plantearemos una campaña de simulaciones para distintos valores CFL Tabla 17 y cuantificaremos los errores que se producen al variar los valores de los parámetros Δx e Δt . en las respuestas de salida de la masa y temperatura según .Tabla 18

Tabla17. Valores CFL analizados en las simulaciones

VALORES CFL ANALIZADOS
0,5-0,3-0,2-0,125-0,075-0,05-0,005-0,003-0,0025-0,002-0,0015-0,00125-0,001-0,00075-0,000625-0,0005-0,000375-0,00025

Tabla18.variación de los parámetros tamaño de celda y paso temporal para cada CFL

PARÁMETROS DE SIMULACIÓN	RANGO DE ESTUDIO
Δx (m)	0.004-0.003-0.002-0.001-0.0001
Δt (sg)	1-0.75-0.5-0.5-0.1-0.01

Mediante el análisis de simulaciones que proponemos podemos determinar los valores máximos y mínimos de los tamaños de celda, los tiempos y valores de CFL en los que el programa presenta resultados estables, por medio de la comparación de los errores cuadráticos medios. Este análisis también nos permitirá conocer la combinación de parámetros de simulación más adecuada para el estudio posterior del spalling en hormigones de 120 Mpa.

9. Resultados del análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación

De las 180 simulaciones resultantes de la campaña Anexo 1, encontramos como resultado de nuestro análisis solamente 48 que cumpliesen con todos los criterios para su correcto funcionamiento y que clasificamos a continuación de menor a mayor CFL.

Tabla 19. Parámetros de simulación y errores para cfl 2500

CFL 2500				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
2500	0.004	0.04	SIMULA	22.716	91.379	74.680	95.742	9.668
2500	0.003	0.0225	SIMULA	18.257	61.467	62.053	79.883	10.233

Tabla 20. Parámetros de simulación y errores para cfl 3750

CFL 3750				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
3750	0.004	0.06	SIMULA	22.718	91.379	74.679	95.742	9.941
3750	0.003	0.03375	SIMULA	23.032	84.271	91.739	108.988	10.233

Tabla 21. Parámetros de simulación y errores para cfl 5000

CFL 5000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
5000	0.004	0.08	SIMULA	22.716	91.382	74.681	95.744	9.668
5000	0.003	0.045	SIMULA	23.032	84.271	91.739	108.988	9.887
5000	0.002	0.02	SIMULA	18.257	61.467	62.053	79.883	11.044

Tabla 22. Parámetros de simulación y errores para cfl 6250

CFL 6250				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
6250	0.004	0.1	SIMULA	22.714	91.384	74.683	95.746	9.669
6250	0.003	0.05625	SIMULA	23.031	84.273	91.740	108.990	10.234
6250	0.002	0.025	SIMULA	21.086	70.576	73.158	93.338	11.044

Tabla 23. Parámetros de simulación y errores para cfl 7500

CFL 7500				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
7500	0.004	0.12	SIMULA	22.717	91.381	74.681	95.744	9.668
7500	0.00365148	0.1	SIMULA	19.705	90.483	73.949	87.054	9.883
7500	0.003	0.0675	SIMULA	23.032	84.272	91.739	108.989	10.234
7500	0.002	0.03	SIMULA	21.086	70.575	73.157	93.337	10.898

Tabla 24. Parámetros de simulación y errores para cfl 10000

CFL 10000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
10000	0.004	0.16	SIMULA	22.721	91.381	74.681	95.743	9.668
10000	0.00316228	0.1	SIMULA	20.911	73.150	79.220	103.816	9.802
10000	0.003	0.09	SIMULA	23.035	84.272	91.739	108.989	9.930
10000	0.002	0.04	SIMULA	21.086	70.578	73.159	93.339	11.045

Tabla 25. Parámetros de simulación y errores para cfl 12500

CFL 12500				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
12500	0.004	0.2	SIMULA	19.939	82.905	63.895	82.743	9.669
12500	0.003	0.1125	SIMULA	20.185	75.634	81.043	96.231	10.236
12500	0.00282843	0.1	SIMULA	21.085	70.577	73.159	93.339	10.258
12500	0.002	0.05	SIMULA	18.267	61.459	62.047	79.876	11.045

Tabla 26. Parámetros de simulación y errores para cfl 15000

CFL 15000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
15000	0.004	0.24	SIMULA	22.720	91.383	74.683	95.746	9.668
15000	0.003	0.135	SIMULA	23.034	84.273	91.741	108.991	10.024
15000	0.00258199	0.1	SIMULA	18.759	84.838	74.053	82.746	10.630
15000	0.002	0.06	SIMULA	21.086	70.576	73.158	93.338	11.327

Tabla 27. Parámetros de simulación y errores para cfl 20000

CFL 20000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
20000	0.004	0.32	SIMULA	22.846	91.528	74.816	95.870	9.015
20000	0.003	0.18	SIMULA	23.035	84.272	91.739	108.989	10.916
20000	0.00223607	0.1	SIMULA	19.279	74.583	79.269	92.234	10.686
20000	0.002	0.08	SIMULA	21.086	70.578	73.159	93.339	10.367

Tabla 28. Parámetros de simulación y errores para cfl 25000

CFL 25000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
25000	0.004	0.4	SIMULA	19.945	82.912	63.902	82.751	9.668
25000	0.003	0.225	SIMULA	20.175	75.648	81.055	96.243	10.068
25000	0.002	0.1	SIMULA	21.086	70.578	73.159	93.339	11.045
25000	0.002	0.1	SIMULA	21.086	70.578	73.159	93.339	11.045
25000	0.001	0.025	SIMULA	17.682	60.578	61.054	78.381	11.721

Tabla 29. Parámetros de simulación y errores para cfl 30000

CFL 30000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
30000	0.00408248	0.5	SIMULA	21.962	87.164	96.554	108.438	9.093
30000	0.004	0.48	SIMULA	22.722	91.390	74.689	95.752	9.669
30000	0.003	0.27	SIMULA	23.033	84.276	91.743	108.993	10.068
30000	0.002	0.12	SIMULA	21.087	70.578	73.160	93.340	10.450
30000	0.00182574	0.1	SIMULA	18.565	72.312	65.678	85.324	11.150
30000	0.001	0.03	SIMULA	20.392	69.813	72.323	92.072	11.488

Tabla 30. Parámetros de simulación y errores para cfl 50000

CFL 50000				CUADRO DE ERRORES				
PARAMETROS DE SIMULACION				TEMPERATURA				MASA
CFL	Δx	ΔT	RESULTADO	CE	10	20	CNE	
50000	0.004	0.8	SIMULA	19.956	82.939	63.923	82.773	9.669
50000	0.00387298	0.75	SIMULA	20.549	87.872	72.170	93.334	9.549
50000	0.00316228	0.5	SIMULA	23.769	81.872	89.877	116.526	9.807
50000	0.003	0.45	SIMULA	20.178	75.652	81.058	96.247	10.068
50000	0.002	0.2	SIMULA	18.257	61.467	62.053	79.883	11.045
50000	0.00141	0.1	SIMULA	20.823	71.848	75.011	94.893	11.410
50000	0.001	0.05	SIMULA	17.680	60.581	61.056	78.383	11.721

El análisis de la clasificación en función de los cfls anteriores demuestra que para el espesor analizado el rango de funcionamiento del programa es:

- El mayor CFL que el programa nos permite es 50000 con un máximo de tamaño de celda de 0.04 m y tiempo de simulación 0.8 sg y un mínimo de 0.001 y tiempo de simulación 0.05 sg.

- El menor CFL que el programa nos permite es 2500 con un máximo de tamaño de celda de 0.004 m y tiempo de simulación de 0.04 sg y un mínimo de tamaño de celda de 0.003 m y tiempo de simulación 0.0225 sg.
- El mayor tiempo de simulación que el programa nos permite es 0.8 sg. para un tamaño de celda de 0.004 m. y cfls 5000 y 50000
- El menor tiempo de simulación que el programa nos permite es 0.025 sg. para los tamaños de celdas de 0.001 m y 0.002 m y cfls 25000, 6250 respectivamente.
- El mayor tamaño de celda que el programa nos permite es 0.00408 m. para un tiempo de simulación de 0.5 sg. y cfl 30000
- El menor tamaño de celda que el programa nos permite es 0.001 m. para los tiempos de simulación de 0.05 sg, 0.03sg. 0.025 sg. y cfls 50000,30000 y 25000 respectivamente.

Si realizamos una clasificación en función de los tamaños de celda que nos posibilita el programa de 0.004m. , 0.003m., 0.002m. y 0.001m.y analizamos los errores:

Tabla31 Clasificación en función del tamaño de celda 0.001 m.

PARAMETROS			ERRORES CUADRATICOS				
CFL	ΔX	Δt	CE	10	20	CNE	MASA
50000	0,001	0,05	17,680	60,581	61,056	78,383	11,721
25000	0,001	0,025	17,682	60,578	61,054	78,381	11,721

Tabla 32. Clasificación en función del tamaño de celda 0.002 m.

PARAMETROS			ERRORES CUADRATICOS				
CFL	ΔX	Δt	CE	10	20	CNE	MASA
50000	0,002	0,2	18,257	61,467	62,053	79,883	11,045
25000	0,002	0,1	21,086	70,578	73,159	93,339	11,045
12500	0,002	0,05	18,267	61,459	62,047	79,876	11,045
10000	0,002	0,04	21,086	70,578	73,159	93,339	11,045
6250	0,002	0,025	21,086	70,576	73,158	93,338	11,044
5000	0,002	0,02	18,257	61,467	62,053	79,883	11,044

Tabla 33. Clasificación en función del tamaño de celda 0.003 m.

PARAMETROS			ERRORES CUADRATICOS				
CFL	ΔX	Δt	CE	10	20	CNE	MASA
50000	0,003	0,45	20,178	75,652	81,058	96,247	10,068
25000	0,003	0,225	20,175	75,648	81,055	96,243	10,068
12500	0,003	0,1125	20,185	75,634	81,043	96,231	10,236
10000	0,003	0,09	23,035	84,272	91,739	108,989	9,930
6250	0,003	0,05625	23,031	84,273	91,740	108,990	10,234
5000	0,003	0,045	23,032	84,271	91,739	108,988	9,887
2500	0,003	0,0225	18,257	61,467	62,053	79,883	10,233

Tabla 34. Clasificación en función del tamaño de celda 0.004 m.

PARAMETROS			ERRORES CUADRATICOS				
CFL	ΔX	Δt	CE	10	20	CNE	MASA
50000	0,004	0,8	19,956	82,939	63,923	82,773	9,669
25000	0,004	0,4	19,945	82,912	63,902	82,751	9,668
12500	0,004	0,2	19,939	82,905	63,895	82,743	9,669
10000	0,004	0,16	22,721	91,381	74,681	95,743	9,668
6250	0,004	0,1	22,714	91,384	74,683	95,746	9,669
5000	0,004	0,08	22,716	91,382	74,681	95,744	9,668
2500	0,004	0,04	22,716	91,379	74,680	95,742	9,668

Al analizar el valor de los errores en la clasificación anterior podemos determinar:

- Los menores errores que da el programa se corresponden al menor tamaño de celda analizado posible 0.001 m y para los tiempos de simulación 0.05 sg. y 0.025 sg. con cfl 50000 y 25000.
- Para un tamaño de celda de 0.004 m los menores errores se producen a menor cfl para los valores de 50000, 25000, 12500 con tiempos de simulación múltiplos de 2.
- Para un tamaño de celda de 0.003 m los menores errores se producen a menor cfl para los valores de 50000, 25000, 12500, 2500 con tiempos de simulación múltiplos de 5.

- Para un tamaño de celda de 0.002 m los menores errores se producen a menor cfl para los valores de 50000, 25000, 5000 con tiempos de simulación múltiplos de 2 o de 5.
- Para los tamaños de celda 0.004 m. 0.002 m. y 0.001 m. un menor de tamaño de la celda asegura obtener un error menor, figura () , aunque la disminución del error no es muy significativa en cualquiera de los casos
- Para un tamaño de celda de 0.003 m el error será menor si el valor del cfl es bajo 2500 y tiempo 0.025 sg.
- Para el tamaño de celda 0.002 m. el cfl de 25000 produce mayores errores que el de 50000, sin embargo el tiempo de simulación no es múltiplo de 2 o de 5.

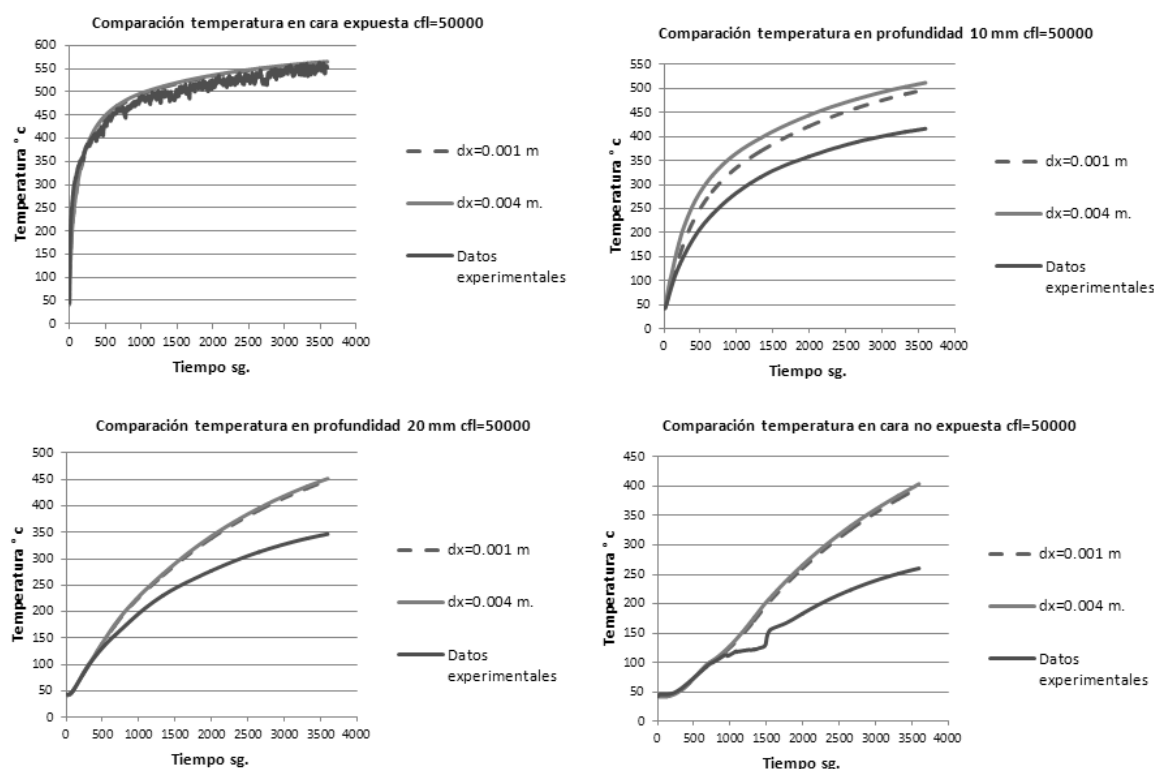


Figura 75. Comparación para el mismo valor cfl de diferentes tamaños de celda respecto a los datos experimentales

CAPÍTULO 7

ADICION DE FIBRAS DE

POLIPROPILENO EN HORMIGONES

DE 120 MPa.

CAPÍTULO 7

ADICION DE FIBRAS DE POLIPROPILENO EN HORMIGONES DE 120 MPa.

1. Introducción

Mediante el análisis de sensibilidad hemos determinado cuales de los parámetros de entrada producen un incremento de la presión en los poros, aumentado de esta manera la probabilidad de ocurrencia del spalling, ver Figura 25.

Por lo tanto deberemos tener en cuenta que las presiones en los poros aumentan si tenemos:

- Un mayor Grado de saturación o humedad relativa inicial.
- Un mayor grado de hidratación del hormigón o edad inicial.
- Una menor permeabilidad inicial
- Un mayor contenido de cemento.
- Un mayor contenido de agua.

Para conseguir que la presión de poros sea menor, podemos hacer uso de adiciones de fibras de polipropileno según demuestran los experimentos realizados por Kalifa et al. [86]

Estos ensayos se realizaron en probetas acondicionadas con unas condiciones de humedad relativa inicial del 75 % para hormigones C-110, los cuales estaban formados por áridos calizos con adición de micro sílice (41.6 kg/m^3) y una relación agua cemento de 0.33.

Estos hormigones, fueron sometidos a calentamiento mediante un flujo de calor de temperatura constante de 600°C durante 6 horas estando las caras laterales del

elemento de hormigón aisladas y por lo tanto considerando que la transmisión de calor fue unidimensional.

Estos ensayos demostraron que la adición de fibras tiene un efecto significativo en la presión de poros que se produce en el interior del hormigón durante el calentamiento al producirse una reducción de hasta 4 veces en la presión máxima en el interior de las muestras y de 2 veces en los gradientes de presión cuando las dosificaciones varían de 0 a 3 kg/m³

Una de sus conclusiones fue determinar por medios numéricos, que una dosificación de 2 kg/m³ es una solución eficiente para prevenir el spalling en hormigones de hasta 100 MPa bajo las condiciones de ensayos establecidas en la ISO 834.

Sugiriendo además que a partir de las mediciones de la presión interna y de la permeabilidad obtenida en el laboratorio la posibilidad de que una dosificación cercana a 1 kg/m³ pueda ser suficiente para este tipo de hormigón en el rango de sollicitaciones térmicas estudiado.

Al no encontrar ninguna referencia bibliográfica sobre el efecto de la adición de fibras de polipropileno en hormigones de resistencias a compresión mayores de 120 MPa. dedicamos la parte final de nuestro Proyecto de Fin de Master al estudio de esta clase de hormigones por medio de la herramienta computacional seleccionada.

Tomaremos en cuenta los resultados obtenidos por Kalifa et al. como una guía de nuestro análisis, pero dado que el programa seleccionado permite tener en cuenta la edad del hormigón en los cálculos, realizamos el estudio del spalling para materiales de 3650 días de edad, al entender que es un cálculo más realista del efecto de la adición de las fibras de polipropileno en el hormigón que los análisis a 90 días con los que se llevan a cabo los experimentos anteriores.

2. Procedimiento de análisis propuesto

Elegimos comparar dos hormigones con la misma relación a/c=0.25, estando el hormigón 2, elaborado con reductores de agua de alto rango que influyen en la dosificación necesaria de agua y cemento para mantener dicha relación y en

consecuencia en las propiedades mecánicas del hormigón, puesto que como podemos comprobar, la resistencia a compresión es mayor para este tipo de hormigones al reducirse la cantidad de agua.

De esta manera hemos tenido en cuenta de forma directa la influencia que tienen las cantidades de agua y cemento en la variación de la presión de poros.

Tabla35. Dosificación y parámetros de resistencia para el Hormigón

HORMIGON 1	
CONTENIDO EN CEMENTO	555 kg/m ³
CONTENIDO DE AGUA	158 kg/m ³
RESISTENCIA A COMPRESION 28 DIAS	119 MPa.
RESISTENCIA A COMPRESION 90 DIAS	124MPa.
DENSIDAD DEL HORMIGON	2608kg/m ³
RELACION A/C	0.25

Tabla36. Dosificación y parámetros de resistencia para el Hormigón 2

HORMIGON 2	
CONTENIDO EN CEMENTO	513 kg/m ³
CONTENIDO DE AGUA	130 kg/m ³
RESISTENCIA A COMPRESION 28 DIAS	117.8 MPa.
RESISTENCIA A COMPRESION 90 DIAS	145 MPa.
DENSIDAD DEL HORMIGON	2451 kg/m ³
RELACION A/C	0.25

Someteremos ambos hormigones al ensayo de la respuesta frente al ataque térmico que produce la curva más comúnmente utilizada en el incendio de edificaciones, la ISO 834, para muestras de hormigón, cuyas características se recogen en la Tabla 36.

Para los parámetros de simulación Tabla 37 hemos optado por utilizar los tamaños de celda y tiempos de simulación que producían el menor error en el análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación, ver Capítulo 6.

Estudiaremos ambos hormigones para las dosificaciones de fibras que se recogen en la Tabla 38

Tabla37. Características del material

CARACTERÍSTICAS DEL MATERIAL	
CONDUCTIVIDAD INICIAL	1.67 W/ m ⁰ k
PERMEABILIDAD INICIAL	1 10 ⁻¹⁹ m ²
TEMPERATURA INICIAL	20 ° C
POROSIDAD INICIAL	0.075
ESPESOR	0.05 m
AREA	0.01 m ²

Tabla38. Parámetros de simulación

PARAMETROS DE SIMULACION	
Δx	0.0025 m.
Δt	0.025 sg.
Tiempo de simulación	3600 sg.

Tabla39. Dosificaciones de estudio

DOSIFICACIONES DE FIBRAS	
Dosis fibras Kg/m ³	0-0.5-1-1.5-2-2.5-3

Tendremos en cuenta que la permeabilidad inicial del hormigón es la característica del material con mayor influencia, no solo por la dificultad para ser determinada experimentalmente, sino también, porque la contribución de las fibras al aumento de la permeabilidad es sensiblemente importante en el rango de temperaturas

que va hasta los 200 °C, al producirse un aumento de la permeabilidad intrínseca en más de 600 veces su valor inicial.

Al influir de manera tan significativa en la presión de los poros, estudiaremos para tres grados de saturación inicial (humedad relativa inicial 75%, 85% y 95%), las dosificaciones de fibras necesarias en ambos tipos de hormigones cuando sus permeabilidades iniciales cambian a los valores $1 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$, $1 \cdot 10^{-19} \text{ m}^2$, $1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ y $1 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$.

La influencia del grado de hidratación o edad del hormigón en la presión de los poros es tenida en cuenta en tres estadios de edad 30 días ,90 días (al igual que Kalifa et al) y 3650 días., para las dosificaciones de fibras recogidas en la Tabla 38

3. Resultados del análisis de las presiones máximas en función de la dosificación de fibras

3.1 Comparación con los ensayos de Kalifa

El punto de partida de los estudios realizados por Kalifa et al [86] se basaba en estudios anteriores que determinaban que una dosificación de fibras de 0.9 kg/m^3 bastaba para evitar el spalling en condiciones de ensayo permanentes con probetas a 90 días, permeabilidad de $1 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ y humedad del 75 %

A pesar de que nuestro estudio está realizado para hormigones con resistencias superiores compararemos el hormigón 1, que es el que peor comportamiento presenta frente al spalling con los resultados que se recogen en Kalifa et al, permitiendo realizar una aproximación de los resultados de las presiones máximas e incidencia de las distintas dosificaciones de fibras en los resultados

En la Tabla 37 y en las Figuras 75-78, se presentan los resultados que se obtienen de la simulación del hormigón 1, resultando unas reducciones en la presión máxima de hasta 3 veces y unos gradientes de presión reducidos en cerca de 1.5 veces, por lo que podemos concluir que los datos obtenidos se aproximan bastante bien a los obtenidos por Kalifa et al. a pesar de que la resistencia a compresión es 10 MPa. mayor

en nuestro caso, las presiones siguen un comportamiento similar cuando añadimos fibras.

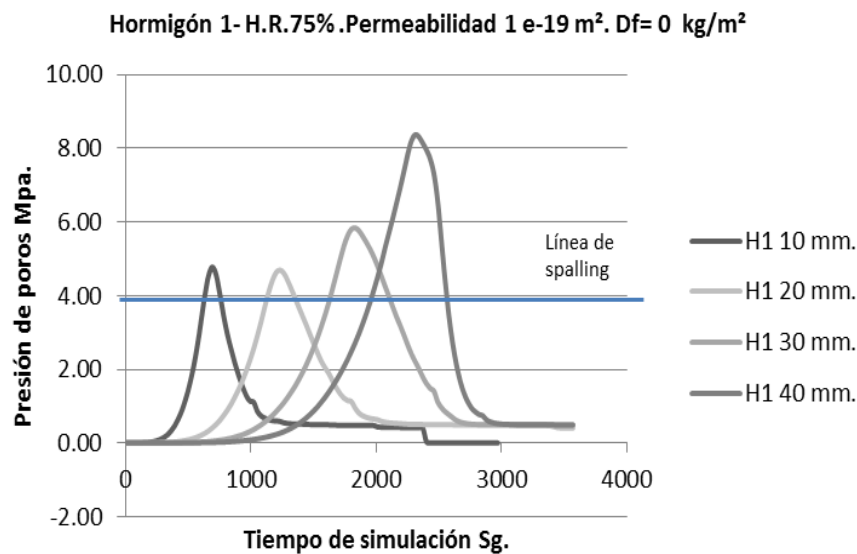


Figura 76. Presiones máximas en los poros $D_f = 0 \text{ kg/m}^3$

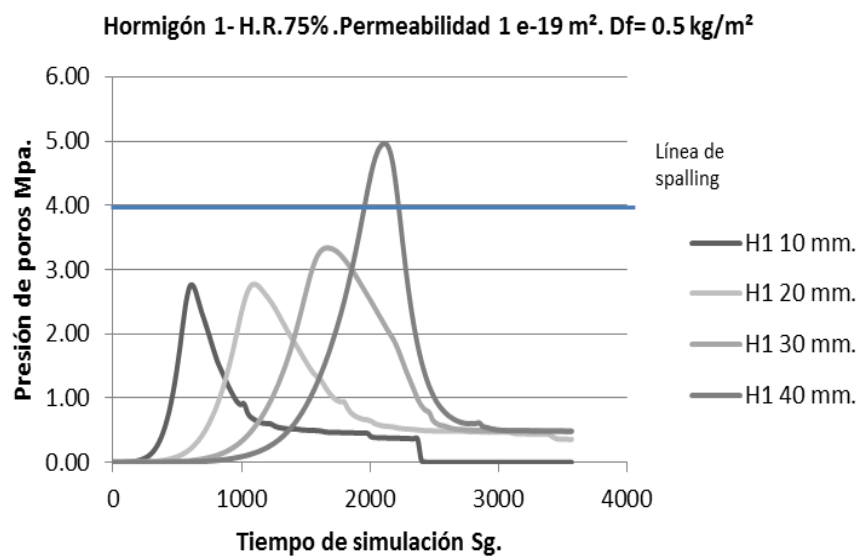


Figura 77. Presiones máximas en los poros $D_f = 0.5 \text{ kg/m}^3$

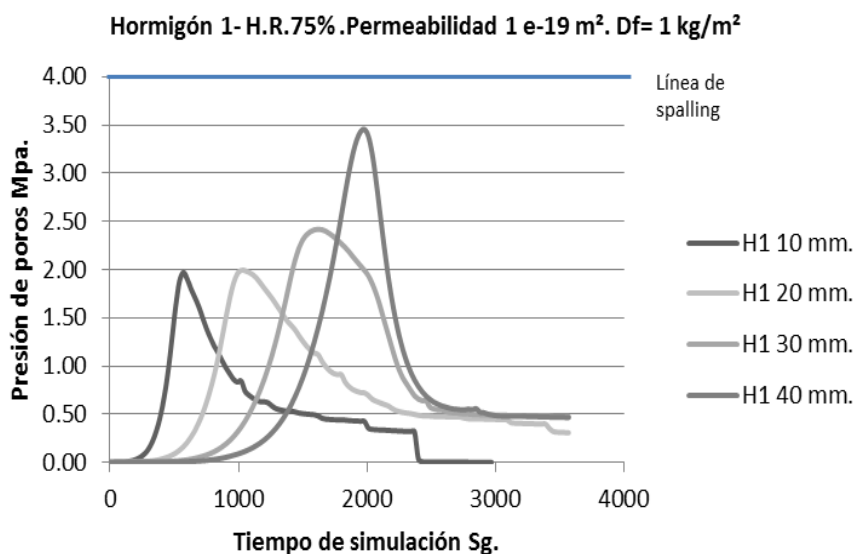


Figura 78. Presiones máximas en los poros Df=1 kg/m³

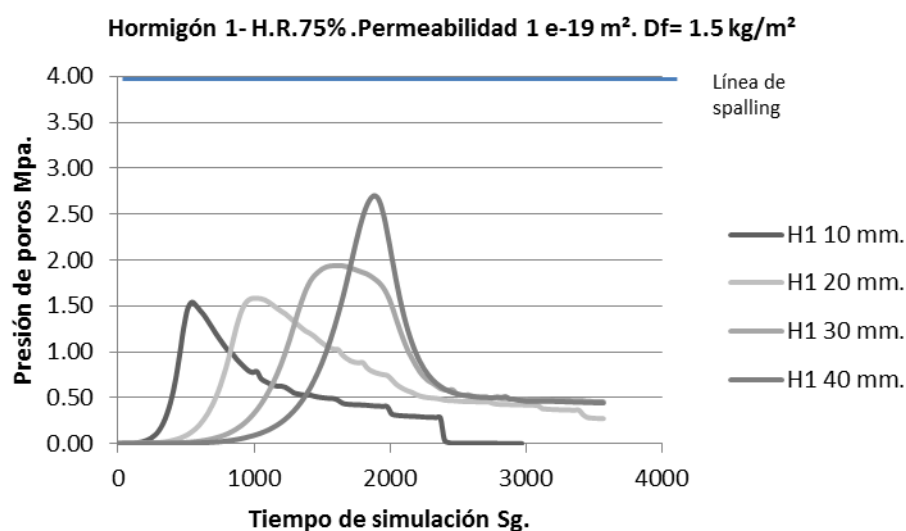


Figura 79. Presiones máximas en los poros Df=1.5 kg/m³

Tabla40. Presiones máximas en el hormigón 90 días para las distintas dosificaciones de fibras

H-1-PRESIONES MÁXIMAS –PERMEABILIDAD 1.10^{-19} m^2				
Df	10 mm.	20 mm.	30 mm.	40 mm.
0	4.78	4.70	5.84	8.37
0.5	2.75	2.77	3.34	4.95
1	1.97	1.99	2.42	3.45
1.5	1.54	1.58	1.94	2.7

3.2 Edad 3650 días en el hormigón 1

A diferencia de los estudios de los que parte Kalifa et al [86] nuestro programa permite tener en cuenta el grado de hidratación del hormigón por medio de la edad del hormigón.

Esta posibilidad, permite un estudio mucho más realista de los efectos que tiene el spalling, no solo porque la ocurrencia de un incendio a los 90 días, es por lógica más improbable que en un periodo de tiempo mayor, sino que además, se debe tener en cuenta que el hormigón sigue deshidratándose, por lo que la presión de los poros seguirá aumentando.

La resistencia a tracción del hormigón sigue creciendo, pero más allá de los 120 días no se producen cambios sustanciales, por lo que para nuestro análisis consideraremos como hipótesis conservadora, la resistencia a tracción del hormigón a 90 días y el grado de deshidratación del hormigón a 3650 días.

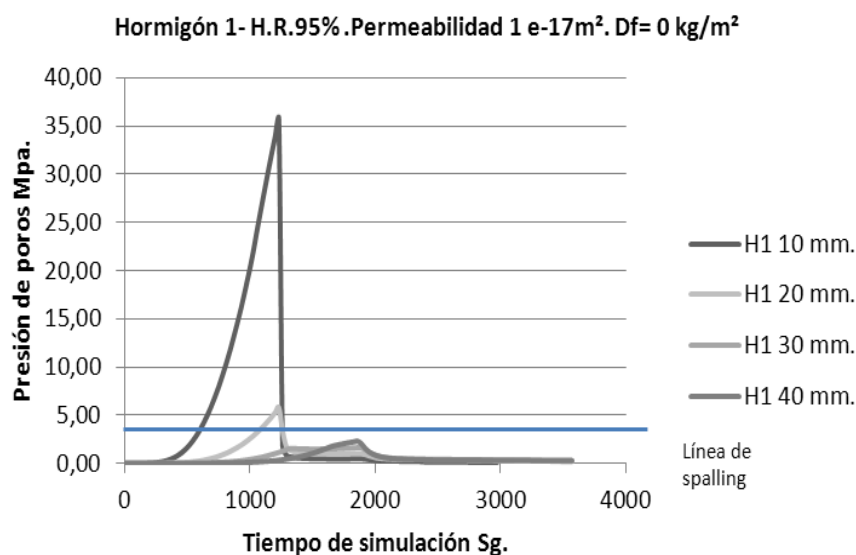


Figura 80. Presiones máximas en los poros a 3650 días Df=0 kg/m³

Como podemos observar en la Figura 79, el spalling se produce a profundidades cercanas a la cara expuesta con una fuerza aproximadamente 8-9 veces mayor que la resistencia a tracción del material.

Para poder reducir su efecto utilizamos las adiciones de fibras, aunque como podemos observar en la Figura 80 una adición de 1.5 kg/m^3 ha conseguido reducir presiones en los espesores más alejados de las caras expuestas, pero sigue manifestándose spalling en las caras más cercanas al incendio.

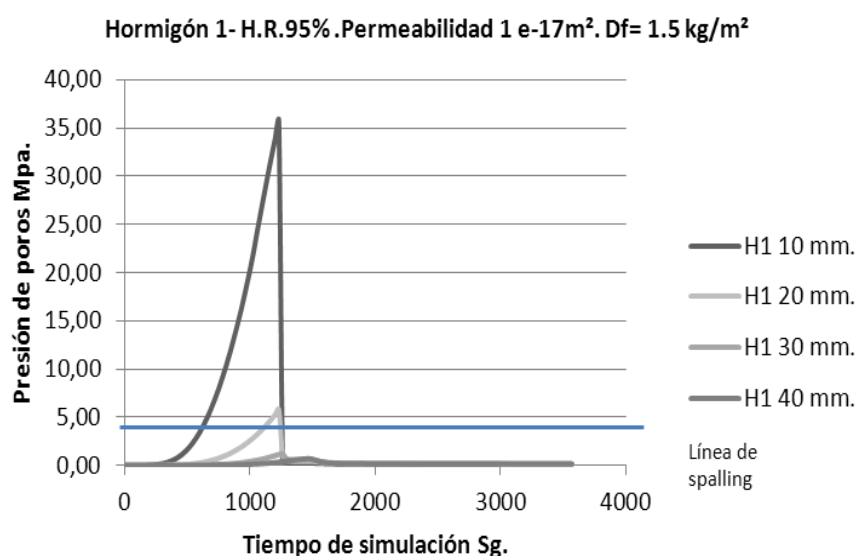


Figura 81. Presiones máximas en los poros a 3650 días Df= 1.5 kg/m

Si aumentamos la dosificación de las fibras, Figura 81, vamos a obtener una reducción de las presiones máximas en los espesores cercanos a la cara expuesta, situándose 8 veces por debajo del punto de máxima resistencia a tracción y fuera de la ocurrencia del spalling explosivo, por lo que una dosis entre 1.5 kg/m^3 y 2 kg/m^3 parece que asegura el comportamiento resistente del hormigón frente a un incendio.

Tabla41. Presiones máximas en el hormigón 3650 días para las distintas dosificaciones de fibras

H-1-PRESIONES MÁXIMAS –PERMEABILIDAD 1.10^{-17}				
Df	10 mm.	20 mm.	30 mm.	40 mm.
0	35.7	5.78	1.65	2.30
1.5	35.7	5,78	1,18	0.703
2	0.22	0.29	0.38	0.43

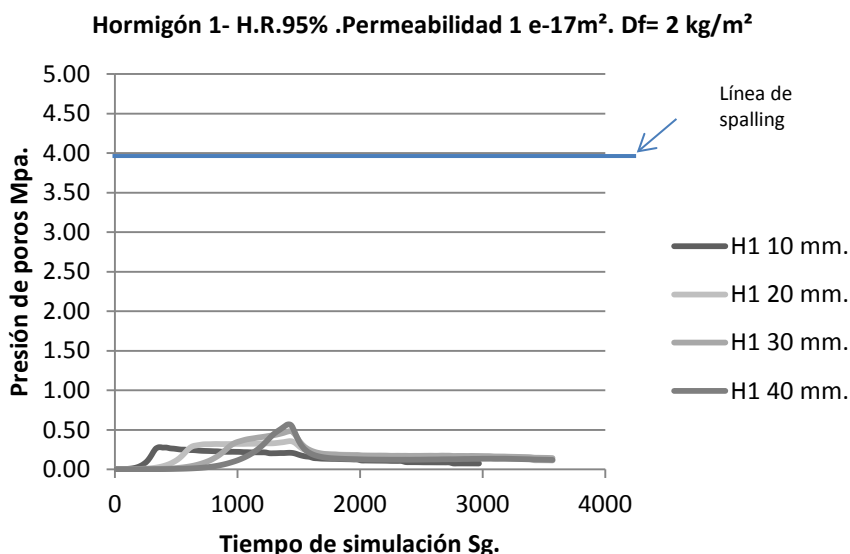


Figura 82. Presiones máximas en los poros a 3650 días Df=2 kg/m

4. Resultados del análisis del spalling

El análisis de los resultados nos ha permitido determinar que dosificaciones de fibras de polipropileno son las apropiadas para que no se produzca spalling en hormigones de resistencias superiores a 120 MPa.

Tabla42. Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling
en hormigones de permeabilidad 1.10^{-20} m^2

PERMEABILIDAD 1.10^{-20} m^2						
HUMEDAD	EDAD 28 DIAS		EDAD 90 DIAS		EDAD 3650 DIAS	
	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGON 1	HORMIGON 2
75 %	Df >2 Kg/m ³	Df >1 Kg/m ³	Df ≥ 3 Kg/m ³	Df ≥ 2 Kg/m ³	Sin df posible	Df ≥ 3 Kg/m ³
85 %	Sin df posible	Df >2.5 Kg/m ³	Sin df posible	Sin df posible	Sin df posible	Sin df posible
95 %	Sin df posible	Sin df posible	Sin df posible	Sin df posible	Sin df posible	Sin df posible

Los resultados de la Tabla 42 determinan que los hormigones con permeabilidades mayores o iguales a 1.10^{-20} m^2 , no pueden ser utilizados en zonas en el que el grado de humedad relativa en el hormigón supere el 75%, por que no se encuentra una dosificación de fibras que asegure la no ocurrencia de spalling explosivo.

Como podemos observar para humedades relativas menores del 75 % un aumento en la edad del hormigón hace que la dosificación de fibras necesaria para asegurar que no ocurre spalling sea mayor

Tabla43. Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad $1.10^{-19} m^2$

PERMEABILIDAD $1.10^{-19} m^2$						
HUMEDAD	EDAD 28 DIAS		EDAD 90 DIAS		EDAD 3650 DIAS	
	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2
75 %	$D_f \geq 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f > 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f > 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f > 0.5 \text{ Kg/m}^3$
85 %	$D_f > 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f > 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 1.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 1 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 3 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 1.5 \text{ Kg/m}^3$
95 %	$D_f > 1 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 2.5 \text{ Kg/m}^3$	Sin d_f posible	Sin d_f posible	Sin d_f posible	Sin d_f posible

Los resultados de la Tabla 43 determinan que los hormigones con permeabilidades mayores o iguales a $1.10^{-19} m^2$ no pueden ser utilizados en zonas en el que el grado de humedad relativa del hormigón supere el 85% ya que no se encuentra una dosificación de fibras que imposibilite la aparición de spalling explosivo.

En estas zonas se hacen necesarios contenidos en fibras de hasta 3 kg/m^3 en hormigones que no contienen reductores de agua (mayores cantidades de agua y cemento), siendo suficientes dosificaciones de 1.5 kg/m^3 en hormigones que los contienen.

Puede no encontrarse spalling en los hormigones cuando realizamos ensayos a 90 días con humedades menores del 85 % resultando dosificaciones menores de 1.5 kg/m^3 e incluso menores o iguales a 0.5 kg/m^3 . para zonas en las cuales el contenido de humedad del hormigón no supere el 75%.

Tabla44. Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad $1.10^{-18} m^2$

PERMEABILIDAD $1.10^{-18} m^2$						
HUMEDAD	EDAD 28 DIAS		EDAD 90 DIAS		EDAD 3650 DIAS	
	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2
75 %	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria
85 %	No es necesaria	No es necesaria	$D_f \geq 0.5 \text{ Kg/m}^3$	No es necesaria	$D_f \geq 1 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 0.5 \text{ Kg/m}^3$
95 %	$D_f > 1.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 1 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 3 \text{ Kg/m}^3$	$D_f > 1.5 \text{ Kg/m}^3$	Sin d_f posible	Sin d_f posible ³

Los resultados de la Tabla 44 determinan que los hormigones con permeabilidades iguales superiores a 1.10^{-18} m^2 no necesitan de adición de fibras en zonas en el que el grado de humedad relativa del hormigón sea inferior al 75%.

Para humedades iniciales relativas del 85 % se deben usar dosificaciones de fibras alrededor de 1 kg/m^3 para hormigones que utilicen no utilizan reductores de agua y 0.5 Kg/m^3 si los llevan.

Para humedades relativas iniciales del 95 % se pueden encontrar dosificaciones de fibras comprendidas entre $1.5 - 3 \text{ kg/m}^3$ que no produzcan spalling en ensayos con hormigones a 90 días no encontrándose dosificación posible que evite el fenómeno a los 3650 días.

Tabla45. Dosificaciones de fibras de polipropileno que evitan el spalling en hormigones de permeabilidad 1.10^{-17} m^2

PERMEABILIDAD 1.10^{-17} m^2						
HUMEDAD	EDAD 28 DIAS		EDAD 90 DIAS		EDAD 3650 DIAS	
	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2	HORMIGÓN 1	HORMIGÓN 2
75 %	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria
85 %	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria	No es necesaria
95 %	No es necesaria	No es necesaria	$D_f \geq 1 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 0.5 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 2 \text{ Kg/m}^3$	$D_f \geq 1 \text{ Kg/m}^3$

De los resultados de la Tabla 45 determinan que los hormigones con permeabilidades superiores a 1.10^{-17} m^2 no necesitan de adición de fibras en zonas en el que el grado de humedad relativa no supere el 85%.

Podemos concluir que una dosificación mayor o igual a 2 kg/m^3 es suficiente para que no se produzca spalling en hormigones con permeabilidades iniciales mayores o iguales a 1.10^{-17} m^2 , pudiendo reducirse a 1 kg/m^3 si contienen reductores de agua.

Para humedades relativas del 95 % los ensayos a 90 días los hormigones deben tener dosificaciones de fibras mayores de 1 kg/m^3 en hormigones que no contienen reductores de agua y entre $0.5 - 1 \text{ kg/m}^3$ para aquellos que si la contemplan.

CAPÍTULO 8

CONCLUSIONES

CAPÍTULO 8

CONCLUSIONES

La revolución experimentada en el mundo de la construcción de infraestructuras por el aumento de la capacidad resistente de los hormigones no es solamente evidente al haberse alcanzado hitos constructivos que en épocas anteriores parecían imposibles, sino que además, el desarrollo continuo de las técnicas de elaboración de nuevos hormigones hace que actualmente sea posible triplicar las resistencias señalando el camino para las construcciones del futuro.

Debido a los resultados del análisis de los incendios producidos en distintas estructuras en los últimos años, se ha revelado la importancia que tiene la patología del spalling explosivo y se ha convertido en el principal obstáculo a resolver en el uso práctico de esta nueva generación de hormigones.

Sin embargo, el descubrimiento de su importancia es relativamente reciente por lo que el conocimiento científico, las normas y las herramientas de análisis disponibles se encuentren en una fase primaria de desarrollo, esto causa que la ingeniería práctica tenga un problema a la hora de dar una respuesta con criterio al comportamiento frente al fuego de los hormigones de elevadas resistencias, requiriendo para este propósito una gran cantidad de experimentación.

Abordar el tema del spalling no es fácil porque la ingeniería requiere de soluciones prácticas, en este sentido, mejorar el comportamiento de estos materiales se encuentra en las adiciones de fibras de polipropileno.

Hemos de tener en cuenta, que la inclusión de una cantidad de fibras no resuelve por sí sola el problema del spalling explosivo, no se cumple la regla de que a mayor riesgo de spalling mayor cantidad de fibras por que presentan un rango limitado en el cual son efectivas y que además depende de otras características del hormigón.

Otra de las razones por lo que la optimización del contenido en fibras es tan importante, se encuentra en la capacidad de poder trabajar con los hormigones, en su puesta en obra, los hormigones con inclusiones de fibras se vuelven menos trabajables, por lo que se generan costes añadidos al aumentar la cantidad de estas adiciones (bombeos, tiempos de trabajo).

Determinar que dosis de fibras de polipropileno es óptima debe ser analizado para cada caso y la experimentación real necesaria hace que los costes derivados no sean asumibles en todos los casos y en otros que resulte imposible incluso realizar dicha experimentación.

Las herramientas de análisis computacional se presentan como una magnífica solución, pero el escaso desarrollo actual de las mismas hace que este planteamiento requiera de un esfuerzo enorme para el ingeniero que tiene que resolver el problema del incendio.

Teniendo en cuenta todas estas limitaciones y debido a las necesidades que se plantean el objetivo era determinar de una manera general cual es la dosis de fibras que resuelve el problema del spalling en un rango de resistencias no estudiado con anterioridad y sin generar costes en experimentación real para poder presentar una respuesta de valor.

Para lograr el objetivo, me he apoyado en la utilización de una herramienta de análisis computacional que aún se encuentra en sus primera versión, por lo que ha sido necesario realizar el análisis y cambios en la herramienta para que fuese capaz producir una respuesta válida de las dosis de fibras de polipropileno óptimas en hormigones con resistencias comprendidas entre 120-150MPa.

El trabajo sobre la herramienta y el posterior estudio de la influencia de las dosificaciones de fibras para estos hormigones han reflejado una serie de resultados de valor práctico que permiten, por una parte encontrar una solución general al análisis del problema del spalling para estas resistencias y por la otra extraer varias conclusiones y

recomendaciones que deben ser tenidas en cuenta a la hora de valorar la utilidad de la herramienta seleccionada para el análisis y en el desarrollo de futuras versiones.

Conclusiones del estudio de adición de fibras de polipropileno para hormigones con resistencias superiores a 120 MPa

1. La adición de fibras de polipropileno asegura un aumento de la permeabilidad pero no evita la ocurrencia del spalling al depender de la humedad relativa, la permeabilidad inicial, las cantidades de agua y cemento, la edad del hormigón a la cual ocurra el incendio, por lo que el grado de esfuerzo en las medidas de estos parámetros es importante.
2. El empleo de reductores de la cantidad de agua en hormigones, combinados con dosificaciones adecuadas de fibras de polipropileno presenta siempre menores probabilidades de ocurrencia de spalling, y dosis de fibras de 1 kg/m³ resuelven el problema.
3. El comportamiento reductor de las presiones máximas y gradientes de presión de las adiciones de fibras de polipropileno en los hormigones con resistencias comprendidas entre 120-145 MPa es similar al de los hormigones con resistencias menores.
4. La comparación de los resultados de este trabajo de Fin de Master con los estudios encontrados en la bibliografía demuestra que considerar como resultados las dosificaciones que evitan la ocurrencia de spalling en hormigones de altas prestaciones con probetas a 90 días resulta insuficiente debido a que los hormigones no completan su deshidratación y las presiones posteriores a esa edad son mayores.
5. Podemos concluir que una dosificación mayor o igual a 2 kg/m³ es suficiente para que no se produzca spalling en hormigones cuyas resistencias de

compresión estén comprendidas entre 120-145 MPa. siempre que el hormigón tenga permeabilidades iniciales mayores o iguales a $1 \times 10^{-17} \text{ m}^2$.

Conclusiones sobre la herramienta de análisis computacional

1. El programa debido al método seleccionado para la resolución de ecuaciones, método explícito, presenta unos márgenes de operación para los tamaños de celda y tiempos de simulación que necesitarían ser mejorados con un cambio en el método de resolución de las derivadas parciales, puesto que la mejor posibilidad de simulación la encontramos para un cfl 25000 y parámetros de simulación $\Delta x = 0.001 \text{ m}$. y $\Delta t = 0.025 \text{ sg}$.
2. El análisis de sensibilidad de los parámetros realizado demuestra que existe un problema con en el tratamiento de la porosidad.

Cuando no existe adición de fibras, presenta aumento de las presiones en el hormigón al incrementar el valor inicial de la misma, este comportamiento se muestra contradictorio a las asunciones que se realizan en el modelo, por lo que se recomienda para posteriores versiones una revisión en la programación interna del mismo.

3. El programa parece funcionar bien para dosificaciones de fibras hasta los 3 kg/m^3 , sin embargo para dosificaciones mayores presenta inestabilidades, esto puede ser debido a la propia concepción del mismo, puesto que la contribución que las fibras de polipropileno hacen a la masa del sistema no ha sido tomada en cuenta. Este hecho genera que se produzcan ganancias de masa y el programa se vuelva inestable, se recomienda la revisión de las asunciones realizadas en el modelo para versiones posteriores con objeto de ampliar las posibilidades de análisis del mismo.

BIBLIOGRAFIA

BIBLIOGRAFIA

- [1] Kodur. V. K. R., Phan, L. Critical factors governing the fire performance of high strength concrete systems, Fire Safety Journal 42, 2007, 482–488
- [2] Dwaikat, M.B., Kodur, V.K.R.. Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems. Fire Safety Journal 44, 2009, 425-434
- [3] fib bulletin 38: Fire design of concrete structures . Material, structures and modeling, state of-art report, Ed. International Federation for Structural Concrete, April 2007
- [4] Peng, G. F., et al. Effect of thermal shock due to rapid cooling on residual mechanical properties of fiber concrete exposed to high temperatures. Construction and Building Materials, 22(5), 2008, 948-955
- [5] DB SI: Seguridad en caso de incendio, Código Técnico de la Edificación, Ed. Ministerio de Fomento, Febrero 2010
- [6] Kodur, V.K.R. Spalling in high strength concrete exposed to fire - concerns, causes, critical parameters and cures, in: ASCE Structures Congress Proceedings, Philadelphia, USA, 2000, 1–8
- [7] Khoury, G.A. Spalling Internal report, Imperial College, London, 2006.
- [8] Tenchev, R.T., Li, L.Y., Purkiss, J.A. Finite element analysis of coupled heat and moisture transfer in concrete subjected to fire. Num. Heat Transfer A: Appl. 39(7) 2001, 685–710

- [9] Bazant, Z.P. Analysis of pore pressure, thermal stress and fracture in rapidly heated concrete. In: Proceedings of the International Workshop on Fire Performance of High Strength Concrete, Gaithersburg, MD, 1997, NIST SP 919, 155–164
- [10] Witek, A., Gawin, D., Pesavento, F., Schrefler, B.A., Finite element analysis of various methods for protection of concrete structures against spalling during fire. Comput. Mech. 39, 2006, 271–292
- [11] Kodur, V.K.R., Wang, T., Cheng, F. Predicting the fire resistance behavior of high strength concrete columns. Cement and Concrete Composites 26(2), 2004, 141–153
- [12] Eurocode 2, General rules structural fire design, EN1992-1-2: Design of concrete structures, Part1–2, Comité Européen de Normalisation (CEN), Brussels, 2004.
- [13] ACI Committee 216.1. Standard Method for Determining Fire Resistance of Concrete and Masonry Construction Assemblies. American Concrete Institute, Detroit, 2007.
- [14] Jansson R. et Bostrom L. Experimental study on the influence of polypropylene fibres on material properties and fire spalling of concrete. fib task group 4.3 workshop "Fire design of concrete structures - from materials modelling to structural performance". Coimbra, Portugal, 2007, 8-9
- [15] Bazant, Z.P., M.F. Kaplan, Concrete at High Temperatures: Material Properties and Mathematical Models. Ed. Pearson Education, 1996.

- [16] Castellote, M., Alonso, M.C., Andrade C., Turillas X., Campo J., "Composition and microstructural changes of cement pastes upon heating, as studied by neutron diffraction.", *Cement and Concrete Research* 34(9), 2004, 1633-1644
- [17] ISO 834-1:1999. Fire-resistance tests -- Elements of building construction -- Part 1: General requirements. TC92/SC2
- [18] BSI BS 476-20 . Fire Tests on Building Materials and Structures Part 20: Method for Determination of the Fire Resistance of Elements of Construction (General Principles) British Standard Institute, 1987.
- [19] DIN 4102-1. Fire behaviour of building materials and elements - Part 1: Classification of building materials - Requirements and testing, Deutsches Institut für Normung e.V., 1998.
- [20] ASTM E119 - 10a Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials, 2010
- [21] Eurocode 1, Actions on structures,. EN 1991-1-2 General actions - Actions on structures exposed to fire, Comité Européen de Normalisation (CEN), Brussels, 2002.
- [22] Hammer, T.A.,. High-Strength Concrete Phase 3, Spalling Reduction through Material Design. SP6 Fire Resistance, Report 6.2, SINTEF Structures and Concrete, STF70 A95024, February, 1995.

- [23] Noumowe, A., Clastres, P., Debicki G., Costaz J.L. Thermal stresses and water vapour pressure of high performance concrete at high temperature. 4th International symposium on utilization of high-strength/high-performance concrete. Paris, France, 1996.
- [24] Phan, L., Carino, N. Fire Performance of High Strength Concrete: Research Needs], Proceeding of the Advanced Technology in Structural Engineering. ASCE/SEI Structures Congress 2000, Mayo 8-10, 2000.
- [25] Kalifa, P., Chene, G., Galle, C. High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres. From spalling to microstructure. Cement and Concrete Research 31(10), 2001, 1487-1499
- [26] Dal Pont, S., Colina, H., Dupas, A., Ehrlacher, A. An experimental relationship between complete liquid saturation and violent damage in concrete submitted to high temperature], Magazine of Concrete Research, 57(8), 2005, 455-461
- [27] Khoury, G.A. Polypropylene Fibres in Heated Concrete Part 1: Molecular Structure and Material Behaviour. Magazine of Concrete Research, 60(2), 2008, 125-136
- [28] Khoury, G.A. Polypropylene Fibres in Heated Concrete Part 2: Pressure Relief Mechanisms and Modelling Criteria, Magazine of Concrete Research, 60(3), 2008, 189-204
- [29] Khoury, G.A., Majorana, C.E. Salomoni, V. Polypropylene Fibres and Explosive Spalling, In Proceedings 1st International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Bremen, Germany, 2009.

- [30] Bazant, Z.P., Cusatis, G., Cedolin L. Temperature Effect on Concrete Creep Modeled by Microprestress-Solidification Theory, *Journal of Engineering Mechanics* 130(6), 2004, 691-699
- [31] Menou, A., Grondin, F., Boussa H., Mounajed G., *Modélisation multi-échelles de l'endommagement des bétons à haute température : évaluation de la déformation thermique transitoire*, 22èmes Rencontres Universitaires du Génie Civil. Marne la Vallée, France, 2004.
- [32] Mounajed, G., Boussa, H., Grondin F., *Transient thermal strain of concrete: intrinsic behaviour or structural effect?* Concreep 7, Nantes, France, 2005.
- [33] La Borderie, C., Lawrence, C., Menou A., "Approche mesoscopique du comportement du béton." *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 11(4), 2007, 407-421
- [34] Mindeguia, J.C., Pimienta, P., Beurotte, A., La Borderie, C., Carré H., *Experimental study of mechanical behaviour of High Performance Concretes at High Temperature*. fib task group 4.3 workshop "Fire design o concrete structures - from materials modelling to structural performance". Coimbra, Portugal, 2007.
- [35] *Fire Protection Handbook* , 2003 Edition, NFPA.
- [36] Harmathy, T.Z., *Effect of moisture on the fire endurance of building elements*, Research paper 270. Ottawa, Division of Building Research, 1965.

- [37] Lottman, B.B.G., Fire in bored tunnels. Structural behaviour, during fire conditions, of bored tunnels made with a concrete segmental lining, Master Thesis, Delft University of Technology, 2007.
- [38] Mindeguia, J.C. Contribution expérimentale a la compréhension des risques d'instabilité thermique des béton Doctoral Thesis, Université de Pau, 2009.
- [39] Thelandersson, S., "Mechanical behaviour of concrete under torsional loading at transient, high-temperature conditions", Bulletin of Lund Institute of Technology 46, 1974.
- [40] Watanabe, K. (1998). An overview of principles and techniques of moisture properties measurement for building materials and components, France-Japan workshop on Mass- Energy transfer and deterioration of building materials and components. Tsukuba, Japan, 1998.
- [41] Kalifa, P., Menneteau, F.D., Sallée, H., Quenard, D., The use of gamma-ray spectrometry for dynamic determination of moisture fields in high performance concrete subjected to elevated temperatures, CSTB, 1998.
- [42] Van Der Heijden, G.H.A., Van Bijnen, R.M.W., Pel L., Huinink H.P., "Moisture transport in heated concrete, as studied by NMR, and its consequences for fire spalling." Cement and Concrete Research 37(6), 2007, 894-901
- [43] Billard, Y., Shekarchi, M., Debicki, G., Granger, L., Chauvel, D., "Heat and mass transfers in a concrete wall with composite liner under accidental conditions." Nuclear Engineering and Design 228(1-3), 2004, 261-272

- [44] Zhukov, V.V., "Reasons of explosive spalling of concrete by fire." Concrete and reinforcement concrete 3, 1976.
- [45] Ahmed, G.N., Hurst, J.P. An analytical approach for investigating the causes of spalling of high-strength concrete at elevated temperatures, International workshop on fire performance of high-strength concrete, Gaithersburg, USA, 1997.
- [46] Anderberg, Y. Spalling phenomena of HPC and OCL, International workshop on fire performance of high-strength concrete, Gaithersburg, USA, 1997.
- [47] Dwaikat, M.B., Kodur, V.K.R. Fire Induced Spalling in High Strength Concrete Beams, Fire Technology, 46, 2010, 251–274
- [48] Khoylou, N., England, G.L. The effect of moisture on spalling of normal and high strength concretes, Worldwide advances in structural concrete and masonry, Chicago, Illinois, 1996.
- [49] Laroze, S., Thermique des poutres. Mécanique des structures tome 3. Thermique des structures - Dynamique des structures, Cépaduès, 2005.
- [50] Lottman, B.B.G., Koenders, E., Blom, C.B.M., Bouwman V. A model for the structural behaviour of bored tunnels during fire, fib task group 4.3 workshop "Fire design o concrete structures - from materials modelling to structural performance". Coimbra, Portugal, 2007.
- [51] Khoury, G.A. "Compressive strength of concrete at high temperatures: a reassessment", Magazine of Concrete Research 44(161), 1992, 291-309

- [52] Arita, F., Harada, K., Miyamoto, K. Thermal spalling of high-performance concrete during fire, Second International Workshop "Structures in Fire". Christchurch, 2002.
- [53] Msaad, Y., Bonnet, G. "Analyses of Heated Concrete Spalling due to Restrained Thermal Dilation: Application to the "Chunnel" Fire", Journal of Engineering Mechanics 132(10), 2006, 1124-1132
- [54] Ulm, F.J., Coussy, O., Bazant Z.P. The Chunnel Fire. I: Chemoplastic Softening in Rapidly Heated Concrete. Journal of Engineering Mechanics 125(3), 1999, 272-282.
- [55] Ulm, F.J., Acker, P., Levy, M. The Chunnel Fire. II: Analysis of Concrete Damage, Journal of Engineering Mechanics 125(3), 1999, 283-289
- [56] Choinska, M., Khelidj, A., Chatzigeorgiou G., Pijaudier-Cabot G., "Effects and interactions of temperature and stress-level related damage on permeability of concrete", Cement and Concrete Research 37(1), 2007, 79-88
- [57] Gawin, D., Pensavento, F., Schrefler, B.A. Toward prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 195, 2006, 5707-5729
- [58] Gawin, D., Pensavento, F., Schrefler, B.A. Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 26, 2002, 537-562
- [59] Schneider, U. "Concrete at high temperatures A general review", Fire Safety Journal 13(1), 1988, 55-68

- [60] Tenchev, R., Purnell, P. An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling, *International Journal of Solids and Structures*, 42, 2005, 6550-6565
- [61] Zeiml, M., Lackner, R. Experimental Investigation on Spalling Mechanisms in Heated Concrete. 6th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures (FramCos-6). Catania, Italy, 2007.
- [62] Jansson, R. Material properties related to fire spalling of concrete, *Licentiate Thesis*, Lund University of Technology, 2008.
- [63] Khoury, G.A. Effect of fire on concrete and concrete structures, *Progress in Structural Engineering and Materials*, 2, 2000, 429-447
- [64] Ichikawa, Y., England, G.L. Prediction of moisture migration and pore pressure build-up in concrete at high temperatures, *Nuclear Engineering and Design*, 228, 2004, 245-259
- [65] Chung, J.H., Consolazio, G.R. Numerical modeling of transport phenomena in reinforced concrete exposed to elevated temperatures, *Cement and Concrete Research*, 35, 2005, 597-608
- [66] Gawin, D., Pensavento, F. Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192, 2003, 1731-1771

- [67] Gawin, D., Pensavento, F., Schrefler, B.A., What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? A comparative study. Part 1: Physical phenomena and mathematical model. *International Journal of Solids and Structures*, 2011, Article in Press.
- [68] Gawin, D., Pensavento, F., Schrefler, B.A., What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? A comparative study. Part 2: Comparison between the models. *International Journal of Solids and Structures*, 48,2011, 1945-1961.
- [69] Benes, M., Mayer, P. Coupled model of hygro-thermal behavior of concrete during fire, *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 218, 2008, 12-20
- [70] Noumowe, A., Kanema, M., de Moraes M.V.G., Gallias, J.L., Cabrillac, R. Experimental and numerical studies of thermo-hidrous transfer in concrete exposed to high temperatura. *Heat and Mass Transfer* 44, 2007, 149-164
- [71] Bary, B., Ranc, G., Durand, S., Carpentier, O. A couple thermo-hydro-mechanical-damage model for concrete subjected to moderate temperatures, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 51, 2008, 2847-2862
- [72] Bazant, Z.P., Thonuthai, W. Pore pressure in heated concrete walls: Theoretical prediction, *Magazine of Concrete Research*, 31, 1979, 67-76
- [73] Gawin, D., Majorana, C.E., Schrefler, B.A. Numerical analysis of hygro-thermal behavior and damage of concrete at high temperature, *Mechanics of Cohesive-Frictional Materials*, 4, 1999, 37–74

- [74] Harmathy, T.Z. Thermal Properties of Concrete at Elevated Temperatures, ASTM Journal of Materials, March, 1970, 47-74
- [75] Capote, J.A., Alvear, M.D., Crespo, J. Analysis of the Moisture Release Mechanisms of Concrete at Elevated Temperatures. En: Proceeding of 37th IAHS World Congress on Housing —Design, Technology, Refurbishment, and Management of Buildings, (Santander 26-29 October 2010), XXXVII IAHS World Congress. Topic IX: Paper 936, ISBN: 978-84-693-6657-8, 2010.
- [76] Capote, J.A., Alvear, M.D., Crespo, J. Methodology for the Assessment of the Influence of Synthetic Fibers on the Moisture Release Mechanism of Concrete, In: Proceeding of XIII International Congress on the Chemistry of Cement, (Madrid 4-8 July 2011). Paper 230. ISBN: CD 84-7292-400-0, 2011
- [77] Capote, J.A., Alvear, M.D., Crespo, J. Análisis experimental de hormigones expuestos al fuego. Evaluación de variables hidro-térmicas, Revista Dyna, Article in Press
- [78] Capote, J.A., Alvear, Abreu O.V., Crespo, J. Modelo hidro-térmico simplificado para el cálculo de la presión de poros en elementos de hormigón en caso de incendio.
- [79] Crespo Álvarez, Jorge Validación y Corrección de un modelo Hidro-Térmico del comportamiento del Hormigón en caso de Incendio .Tesis doctoral. Universidad de Cantabria. 2011.
- [80] Capote, J.A., Alvear, Abreu O.V., Lázaro, M. Crespo, J. Evaluación experimental de la contribución de las fibras sintéticas a la liberación de humedad en hormigones autocompactantes de alta resistencia sometidos a altas temperaturas.

- [81] A. Abbas, M.Carcasses, J.P. Ollivier. Gas permeability of concrete in relation to its degree of saturation. *Material and Structures*, 32, 1999, 3-8
- [82] Gawin, D., Pensavento, F., Schrefler, B.A. Toward prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195, 2006, 5707-5729
- [83] Di Capua D., Oñate E. Modelo higro-térmico-mecánico para el hormigón expuesto al fuego. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para el cálculo y diseño en ingeniería*. Vol 25,4, 2009, 359-393.
- [84] Gawin D., Pensavento F., A. Schrefler B. Comments to the paper “An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling” by Rosen Tenchev and Phil Purnell [*Int. J. Solids Struct.* 42 (26) (2005) 6550–6565]. *International Journal of Solids and Structures* 44 ,2007, 4234–4237.
- [85] Gawin D., Pensavento F. An Overview of Modeling Cement Based Materials at Elevated Temperatures with Mechanics of Multi-Phase Porous Media. *Fire Technology*, 48, 2012, 753–793.
- [86] Kalifa P., Menneteau F.D., Quenard D. Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures. *Cement and Concrete Research* 30 ,2000, 1915-1927.
- [87] Davie C. T., Pearce C. J., N. Bicanic. Aspects of Permeability in Modelling of Concrete Exposed to High Temperatures. *Transp Porous Med* 95, 2012, 627–646

- [88] R Tenchev R., Purnell P. Reply to comments to the paper “An application of adamage constitutive model to concrete at high temperatureand prediction of spalling”. International Journal of Solids Structures . 42, 26,2005, 6550–6565.
- [89] Stakulcharoen J., Pakdee W, Ratanadecho P. Analysis of Transport Phenomena in Concrete Walls Exposed to Hot Gas. The 20th Conference of Mechanical Engineering Network of Thailand18-20 October 2006, Nakhon Ratchasima, Thailand
- [90] Usmani A.S., Rotter J.M., Lamont S., Sanad A.M., Gillie M. Fundamental principles of structural behaviour under thermal effects. Fire Safety Journal 36 ,2001, 721–744.
- [91] Burón M. Resistencia al fuego de las estructuras de hormigón. Cemento y Hormigón 873,2005,54-57.
- [92] Vega L., Burón M. Seguridad frente al fuego en estructuras de hormigón. Cemento y Hormigón 899, 2007,44-51.
- [93] Arioiz,O.Effects of elevated temperatures on properties of concrete. Fire Safety Journal 42 , 2007, 516–522.
- [94] Pavez A. Comportamiento del hormigón ante el incendio. Revista BIT 79,2011, 40-45.
- [95] V.G. de Moraes,M., Pliya P, Noumowé A, Beaucour A.L., Ortola S .Contribution to the explanation of the spalling of small specimen without any mechanical restraint exposed to high temperatura. Nuclear Engineering and Design 240 ,2010,2655–2663.

- [96] Mindeguia J.C., Pimienta P. , Noumowé A., Kanema M. Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature Experimental and numerical discussion on spalling risk. Cement and Concrete Research 40,2010, 477–487.
- [97] E.H.E 2008. Ministerio de Fomento (España).
- [98] Camposano J.A. Notas técnicas hormigones de alto desempeño primera parte. Inecyc 2011
- [99] BASF the chemical company. Estudio técnico :Confección de hormigonesde baja permeabilidad -alta durabilidad bajo las prescripciones de la EHE-08. BASF the chemical company.
- [100] PYQ company. Las fibras de polipropileno para refuerzo del hormigón. PYQ company.
- [101] Cattelan R, Pinto da Silva L.D.,Casonato C.A. Improving in the high performance concrete behaviour in high temperatures. Materiales y construcción V. 53,271, 2003.
- [102] Steven H. & Panarese, William C. Kosmatka (Feb Design and Control of Concrete Mixtures13th Edition. EB001
- [103] Thelandersson, S., "Effect of high temperatures on tensile strength of concrete", Bulletin of Lund Institute of Technology 26, 1972.

- [104] V.G. de Morais M, Pliya P, Noumowé A, Beaucour A. L., Ortola S.,”
Contribution to the explanation of the spalling of small specimen without
anymechanical restraint exposed to high temperatura”, Nuclear Engineering and
Design 240 2655–2663,2010
- [105]Helton, J.C., Johnson J.D., Sallaberry C.J. and Storlie, C.B., Survey of Sampling-
based methods for uncertainty and sensitivity analysis. Reliability Engineering and
System Safety 91, 1175-1209, 2006.

ANEXO 1

1. Resultados de la campaña de simulaciones del análisis de sensibilidad de los parámetros de simulación

Δt	CFL	Δx	RESULTADO
1	0.00025	0.01732	NO ESPESOR
1	0.000375	0.01414	NO ESPESOR
0.5	0.00025	0.01414	NO ESPESOR
1	0.0005	0.01225	NO ESPESOR
0.5	0.000375	0.01155	NO ESPESOR
1	0.000625	0.01095	NO ESPESOR
1	0.00075	0.01000	NO ESPESOR
0.5	0.0005	0.01000	NO ESPESOR
0.5	0.000625	0.00894	NO ESPESOR
1	0.001	0.00866	NO ESPESOR
0.5	0.00075	0.00816	NO ESPESOR
1	0.00125	0.00775	NO ESPESOR
1	0.0015	0.00707	NO ESPESOR
0.5	0.001	0.00707	NO ESPESOR
0.5	0.00125	0.00632	NO ESPESOR
0.05	0.00025	0.00632	NO ESPESOR
1	0.002	0.00612	NO ESPESOR
0.5	0.0015	0.00577	NO ESPESOR
1	0.0025	0.00548	NO ESPESOR
0.1	0.000375	0.00516	NO ESPESOR
1	0.003	0.00500	NO ESPESOR
0.5	0.002	0.00500	NO ESPESOR
0.5	0.0025	0.00447	NO ESPESOR
0.5	0.003	0.00408	SIMULA
0.16	0.01	0.004	SIMULA
0.12	0.0075	0.004	SIMULA
0.8	0.005	0.004	SIMULA
0.48	0.003	0.004	SIMULA
0.4	0.0025	0.004	SIMULA
0.32	0.002	0.004	SIMULA
0.24	0.0015	0.004	SIMULA
0.2	0.00125	0.004	SIMULA
0.1	0.00063	0.00400	SIMULA
0.1	0.000625	0.004	SIMULA
0.08	0.0005	0.004	SIMULA
0.06	0.000375	0.004	SIMULA
0.75	0.005	0.00387	SIMULA
0.1	0.00075	0.00365	SIMULA

0.5	0.005	0.00316	SIMULA
0.1	0.00100	0.00316	SIMULA
0.09	0.01	0.003	SIMULA
0.0675	0.0075	0.003	SIMULA
0.45	0.005	0.003	SIMULA
0.27	0.003	0.003	SIMULA
0.225	0.0025	0.003	SIMULA
0.18	0.002	0.003	SIMULA
0.135	0.0015	0.003	SIMULA
0.1125	0.00125	0.003	SIMULA
0.05625	0.000625	0.003	SIMULA
0.045	0.0005	0.003	SIMULA
0.03375	0.000375	0.003	SIMULA
0.0225	0.00025	0.003	SIMULA
0.1	0.00125	0.00283	SIMULA
0.1	0.00150	0.00258	SIMULA
0.1	0.00200	0.00224	SIMULA
0.04	0.01	0.002	SIMULA
0.03	0.0075	0.002	SIMULA
0.2	0.005	0.002	SIMULA
0.2	0.005	0.002	SIMULA
0.12	0.003	0.002	SIMULA
0.1	0.00250	0.00200	SIMULA
0.1	0.0025	0.002	SIMULA
0.08	0.002	0.002	SIMULA
0.06	0.0015	0.002	SIMULA
0.05	0.00125	0.002	SIMULA
0.025	0.000625	0.002	SIMULA
0.02	0.0005	0.002	SIMULA
0.015	0.000375	0.002	SIMULA
0.01	0.00025	0.002	NO SIMULA
0.1	0.00300	0.00183	SIMULA
0.5	0.50000	0.00141	SIMULA
0.1	0.005	0.00141	NO ESTABLE
1	0.075	0.00115	NO ESTABLE
0.05	0.5	0.001	NO SIMULA
0.03	0.3	0.001	NO SIMULA
0.02	0.2	0.001	NO SIMULA
0.0125	0.125	0.001	NO SIMULA
0.75	0.075	0.00100	NO ESTABLE
0.5	0.05	0.00100	NO ESTABLE
0.005	0.05	0.001	NO SIMULA
0.0001	0.01	0.001	NO SIMULA
0.0075	0.0075	0.001	NO SIMULA

0.0005	0.005	0.001	NO SIMULA
0.03	0.003	0.001	SIMULA
0.00025	0.0025	0.001	NO SIMULA
0.0002	0.002	0.001	NO SIMULA
0.015	0.0015	0.001	NO SIMULA
0.000125	0.00125	0.001	NO SIMULA
0.0000625	0.000625	0.001	NO SIMULA
0.00005	0.0005	0.001	NO SIMULA
0.00375	0.000375	0.001	NO SIMULA
0.0000375	0.000375	0.001	NO SIMULA
0.000025	0.00025	0.001	NO SIMULA
1	0.125	0.00089	NO ESTABLE
0.5	0.075	0.00082	NO ESPESOR
0.75	0.125	0.00077	NO ESTABLE
1	0.2	0.00071	NO ESTABLE
0.5	0.125	0.00063	NO ESTABLE
0.75	0.2	0.00061	NO ESTABLE
1	0.3	0.00058	NO ESTABLE
0.75	0.3	0.00050	NO ESTABLE
0.5	0.2	0.00050	NO ESTABLE
1	0.5	0.00045	NO ESTABLE
0.01	0.05	0.00045	NO ESTABLE
0.5	0.3	0.00041	NO ESTABLE
0.75	0.5	0.00039	NO ESTABLE
0.01	0.075	0.00037	NO ESTABLE
0.01	0.125	0.00028	NO SIMULA
0.01	0.2	0.00022	NO ESTABLE
0.01	0.3	0.00018	NO SIMULA
0.01	0.05	0.00014	NO SIMULA
0.01	0.075	0.00012	NO SIMULA
0.05	0.5	0.0001	NO SIMULA
0.03	0.3	0.0001	NO SIMULA
0.02	0.2	0.0001	NO SIMULA
0.0125	0.125	0.0001	NO SIMULA
0.0075	0.075	0.0001	NO SIMULA
0.005	0.05	0.0001	NO SIMULA
0.0001	0.01	0.0001	NO SIMULA
0.00015	0.0075	0.0001	NO SIMULA
0.000075	0.0075	0.0001	NO SIMULA
0.0005	0.005	0.0001	NO SIMULA
0.0003	0.003	0.0001	NO SIMULA
0.00025	0.0025	0.0001	NO SIMULA
0.0002	0.002	0.0001	NO SIMULA
0.000125	0.00125	0.0001	NO SIMULA

0.0000625	0.000625	0.0001	NO SIMULA
0.00005	0.0005	0.0001	NO SIMULA
0.0000375	0.000375	0.0001	NO SIMULA
0.0000375	0.000375	0.0001	NO SIMULA
0.000025	0.00025	0.0001	NO SIMULA
0.01	0.125	0.00009	NO SIMULA
0.01	0.2	0.00007	NO SIMULA
0.01	0.3	0.00006	NO SIMULA
0.01	0.5	0.00005	NO SIMULA