



Universidad de Oviedo  
*Universidá d'Uviéu*  
*University of Oviedo*

Programa de Doctorado en Materiales

---

**ESTUDIO EXPERIMENTAL Y NUMÉRICO DEL  
COMPORTAMIENTO TERMO-MECÁNICO DE  
FORJADOS MIXTOS DE HORMIGÓN LIGERO EN  
SITUACIÓN DE FUEGO**

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY OF THE  
THERMO-MECHANICAL BEHAVIOUR OF  
LIGHTWEIGHT CONCRETE COMPOSITE SLABS  
UNDER FIRE CONDITIONS**

---

TESIS DOCTORAL

*Juan Enrique Martínez Martínez*

2020



Universidad de Oviedo  
*Universidá d'Uviéu*  
*University of Oviedo*

Programa de Doctorado en Materiales

---

**ESTUDIO EXPERIMENTAL Y NUMÉRICO DEL  
COMPORTAMIENTO TERMO-MECÁNICO DE  
FORJADOS MIXTOS DE HORMIGÓN LIGERO EN  
SITUACIÓN DE FUEGO**

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY OF THE  
THERMO-MECHANICAL BEHAVIOUR OF  
LIGHTWEIGHT CONCRETE COMPOSITE SLABS  
UNDER FIRE CONDITIONS**

---

TESIS DOCTORAL

Juan Enrique Martínez Martínez

Octubre 2020





Universidad de Oviedo  
*Universidá d'Uviéu*  
*University of Oviedo*

Programa de Doctorado en Materiales

---

**ESTUDIO EXPERIMENTAL Y NUMÉRICO DEL  
COMPORTAMIENTO TERMO-MECÁNICO DE  
FORJADOS MIXTOS DE HORMIGÓN LIGERO EN  
SITUACIÓN DE FUEGO**

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY OF THE  
THERMO-MECHANICAL BEHAVIOUR OF  
LIGHTWEIGHT CONCRETE COMPOSITE SLABS  
UNDER FIRE CONDITIONS**

---

TESIS DOCTORAL

Directores de tesis

Dr. D. Felipe Pedro Alvarez Rabanal

Dra. Dña. Mar Alonso Martínez







## RESUMEN DEL CONTENIDO DE TESIS DOCTORAL

1.- Título de la Tesis	
Español: Estudio experimental y numérico del comportamiento termo-mecánico de forjados mixtos de hormigón ligero en situación de fuego	Inglés: Experimental and numerical study of the thermo-mechanical behaviour of lightweight concrete composite slabs under fire conditions.
2.- Autor	
Nombre: Juan Enrique Martínez Martínez	DNI: <sup>5</sup>
Programa de Doctorado: Materiales	
Órgano responsable: Comisión Académica Programa Doctorado en Materiales	

### RESUMEN (en español)

En las últimas décadas, el empleo de forjados mixtos constituidos por una chapa de acero trapezoidal y hormigón ha sido ampliamente estudiado. La combinación de ambos materiales presenta importantes ventajas como la rapidez de ejecución o la reducción de peso. La mayoría de estos elementos constructivos utilizan hormigón normal, aunque la tendencia es a utilizar hormigones ligeros (HL) ya que entre otros factores mejoran el aislamiento térmico y el acústico.

A pesar de las ventajas de los forjados mixtos, cuando se encuentran sometidos a la acción de un fuego se producen transformaciones y cambios en el comportamiento de los materiales que causan su colapso. El fuego es una de las acciones accidentales más severas a tener en cuenta en el diseño de estructuras.

En este trabajo se determinan las propiedades térmicas de tres tipos HL bajo diferentes condiciones de temperatura empleando 3 técnicas de medición DSC, LFA y MTPS. Posteriormente, se llevan a cabo estudios experimentales para evaluar los tres criterios de resistencia al fuego de los forjados mixtos estudiados: capacidad portante (R), integridad (E) y aislamiento (I).

Además, se realizan modelos numéricos avanzados que simulan el comportamiento de las losas en los ensayos de resistencia al fuego. El modelo térmico incluye los fenómenos de transferencia de calor, la variación de las propiedades térmicas con la temperatura y la variación de la transferencia de calor en la interfase acero-hormigón. El modelo termo-estructural tiene en cuenta el comportamiento no-lineal del forjado mediante la utilización de grandes deformaciones y la modificación de las propiedades mecánicas con la temperatura.

Finalmente, se validan los resultados experimentales y numéricos obteniéndose un ajuste adecuado entre ellos. En este documento se exponen todos los trabajos realizados en esta tesis doctoral, las principales conclusiones, así como las contribuciones de la misma.



## RESUMEN (en Inglés)

The use of composite slabs with steel decking profile is becoming progressively more popular in the building sector due to the speed of construction, the weight reduction, the stability and sustainability. Furthermore, these systems take advantage of the compressive strength of concrete and the tensile strength of steel decking profile. Most concrete composite slabs with steel decking profile use normal concrete as the top layer. However, the trend in construction is to use sustainable building materials such as lightweight concrete (LWC).

Although the advantages associated with composite slabs are numerous, these composite systems are susceptible to failure in fire conditions. Fire is one of the most severe environmental risks to be taken into account in the design of civil and industrial structures. When civil structures are exposed to fire, they are deformed and lose load-bearing capacity.

Three types of LWC are thermally characterised at different temperatures to determine how their thermal properties evolve with increases in temperature using three techniques such as DSC, LFA and MTPS. In addition, experimental studies are carried out under fire conditions to evaluate the thermal and structural behaviour of LWC composite slabs in terms of the three fire resistance criteria: load-bearing capacity (R), integrity (E) and insulation (I).

Two advanced numerical models are developed to simulate the behaviour of the slabs in the fire resistance tests. A transient thermal model is developed considering heat transfer phenomena, the influence of temperature on thermal properties and the heat transfer at the steel-concrete interface. A thermo-mechanical model is developed considering large deflections and the influence of temperature on mechanical properties.

Finally, the experimental and numerical results were compared, obtaining a suitable fit between them. This document presents the main conclusions of this doctoral thesis, as well as its contributions.

**SR. PRESIDENTE DE LA COMISIÓN ACADÉMICA DEL PROGRAMA DE DOCTORADO EN MATERIALES**

*A mi ahijada, Alba  
“mi persona favorita”*

*“Si fuera sencillo ya lo habrían hecho otros” (JJCD)*



# AGRADECIMIENTOS

Esta tesis doctoral no hubiera sido posible sin la colaboración de importantes empresas a las que debo de agradecer su interés y su gran labor.

- ANSYS Inc. (ANSYS Mechanical and ANSYS Workbench)
- HIANSA
- PRENOR S.L

Tampoco hubiera sido posible sin el apoyo brindado por el departamento de Construcción e Ingeniería de la Fabricación y a las entidades investigadores que han colaborado en esta tesis:

- GICONSIME (Grupo de Investigación de la Construcción Sostenible, Simulación y Ensayo de la Universidad de Oviedo)
- GIDAI (Grupo de Investigación y Desarrollo de la Universidad de Cantabria)
- BRE Centre for Fire Safety Engineering (Universidad de Edimburgo)

A título personal, mi primer agradecimiento es para Mar y Felipe por el trabajo incansable que han realizado estos años ayudándome, motivándome y alentándome en los momentos de flaqueza. Trabajar a vuestro lado es sencillo. Agradecer a Juanjo su entrega, sacrificio y dedicación para todos los que nos iniciamos en este mundo de la investigación. Y del que he aprendido en cada conversación que he mantenido.

Tampoco me quiero olvidar de todas las personas que forman parte del grupo GICONSIME, y de las que aprendí, aprendo y aprenderé siempre. Gracias por tratarme como en casa desde el principio de esta aventura.

Gracias a mi familia por inculcarme que todo es posible si nos lo proponemos: *“hace más el que quiere que el que puede”*.

GRACIAS a todos los aquí mencionados y a los que probablemente se me han olvidado, pero han estado presentes.

# ACKNOWLEDGEMENTS

This doctoral thesis has been possible due to the collaborative of private companies:

- ANSYS Inc. (ANSYS Mechanical and ANSYS Workbench)
- HIANSA
- PRENOR S.L

Furthermore, I am grateful with the support of other research entities which have helped me in my research works:

- GICONSIME (Construction, Simulation and Testing Research Group at University of Oviedo)
- GIDAI (Research and Development Group at University of Cantabria)
- BRE Centre for Fire Safety Engineering (University of Edinburgh)

Personally, I thank to Mar and Felipe for helping and encouraging me in my weakness moments over this year. Thank Juanjo for your commitment sacrifice and dedication. Furthermore, thank to my colleagues of GICONSIME.

I sincerely thank to my family.

# RESUMEN

En las últimas décadas, el empleo de forjados mixtos constituidos por una chapa de acero trapezoidal y hormigón ha sido ampliamente estudiado. La combinación de ambos materiales presenta importantes ventajas como la rapidez de ejecución o la reducción de peso. La mayoría de estos elementos constructivos utilizan hormigón normal, aunque la tendencia es a utilizar hormigones ligeros (HL) ya que entre otros factores mejoran el aislamiento térmico y el acústico.

A pesar de las ventajas de los forjados mixtos, cuando se encuentran sometidos a la acción de un fuego se producen transformaciones y cambios en el comportamiento de los materiales que causan su colapso. El fuego es una de las acciones accidentales más severas a tener en cuenta en el diseño de estructuras.

En este trabajo se determinan las propiedades térmicas de tres tipos HL bajo diferentes condiciones de temperatura empleando 3 técnicas de medición DSC, LFA y MTPS. Posteriormente, se llevan a cabo estudios experimentales para evaluar los tres criterios de resistencia al fuego de los forjados mixtos estudiados: capacidad portante (R), integridad (E) y aislamiento (I).

Además, se realizan modelos numéricos avanzados que simulan el comportamiento de las losas en los ensayos de resistencia al fuego. El modelo térmico incluye los fenómenos de transferencia de calor, la variación de las propiedades térmicas con la temperatura y la variación de la transferencia de calor en la interfase acero-hormigón. El modelo termo-estructural tiene en cuenta el comportamiento no-lineal del forjado mediante la utilización de grandes deformaciones y la modificación de las propiedades mecánicas con la temperatura.

Finalmente, se validan los resultados experimentales y numéricos obteniéndose un ajuste adecuado entre ellos. En este documento se exponen todos los trabajos realizados en esta tesis doctoral, las principales conclusiones, así como las contribuciones de la misma.



# ABSTRACT

The use of composite slabs with steel decking profile is becoming progressively more popular in the building sector due to the speed of construction, the weight reduction, the stability and sustainability. Furthermore, these systems take advantage of the compressive strength of concrete and the tensile strength of steel decking profile. Most concrete composite slabs with steel decking profile use normal concrete as the top layer. However, the trend in construction is to use sustainable building materials such as lightweight concrete (LWC).

Although the advantages associated with composite slabs are numerous, these composite systems are susceptible to failure in fire conditions. Fire is one of the most severe environmental risks to be taken into account in the design of civil and industrial structures. When civil structures are exposed to fire, they are deformed and lose load-bearing capacity.

Three types of LWC are thermally characterised at different temperatures to determine how their thermal properties evolve with increases in temperature using three techniques such as DSC, LFA and MTPS. In addition, experimental studies are carried out under fire conditions to evaluate the thermal and structural behaviour of LWC composite slabs in terms of the three fire resistance criteria: load-bearing capacity (R), integrity (E) and insulation (I).

Two advanced numerical models are developed to simulate the behaviour of the slabs in the fire resistance tests. A transient thermal model is developed considering heat transfer phenomena, the influence of temperature on thermal properties and the heat transfer at the steel-concrete interface. A thermo-mechanical model is developed considering large deflections and the influence of temperature on mechanical properties.

Finally, the experimental and numerical results were compared, obtaining a suitable fit between them. This document presents the main conclusions of this doctoral thesis, as well as its contributions.



# ÍNDICE GENERAL

Índice de figuras .....	v
Índice de tablas.....	xi
Glosario de términos y símbolos.....	xiii
<b>1 PRESENTACIÓN Y OBJETIVOS DE LA TESIS DOCTORAL .....</b>	<b>2</b>
1.1 Introducción.....	2
1.2 Objetivos .....	3
1.2.1 Objetivo general.....	3
1.2.2 Objetivos específicos.....	4
1.2.3 Alcance .....	4
1.3 Estructura de la tesis.....	4
<b>2 ESTADO DEL ARTE .....</b>	<b>8</b>
2.1 Introducción.....	8
2.1.1 Modelos de incendio .....	9
2.1.1.1 Incendio real .....	9
2.1.1.2 Incendios basados en fuegos nominales .....	10
2.1.1.3 Modelos de incendio simplificados y avanzados .....	12
2.1.2 Normativa europea y española .....	12
2.1.3 Diseño de estructuras en caso de incendio .....	13
2.2 Materiales.....	16
2.2.1 Hormigón normal .....	16
2.2.2 Hormigón ligero.....	20
2.2.3 Acero.....	21
2.3 Forjados mixtos.....	22
2.3.1 Generalidades.....	22
2.3.1.1 Introducción a los forjados mixtos.....	22
2.3.1.2 Comportamiento mecánico y modos de fallo.....	24
2.3.1.3 Resistencia al fuego de forjados mixtos.....	25
2.3.2 Estudios experimentales.....	26
2.3.2.1 Estudios a temperatura ambiente .....	26
2.3.2.2 Estudios de resistencia al fuego.....	28
2.3.3 Estudios numéricos.....	31
2.3.3.1 Estudios numéricos a temperatura ambiente .....	31
2.3.3.2 Estudios numéricos de resistencia al fuego .....	32
<b>3 ESTUDIOS EXPERIMENTALES .....</b>	<b>36</b>
3.1 Estudios previos .....	36
3.1.1 Caracterización mecánica de los materiales.....	36
3.1.2 Fabricación de los forjados mixtos .....	38
3.1.3 Determinación de la carga última de los forjados.....	40
3.2 Estudios térmicos.....	41
3.2.1 Extracción de muestras .....	41

3.2.2	Técnicas empleadas .....	43
3.2.2.1	Ensayos de caracterización térmica de HL utilizando la técnica DSC: Descripción y resultados 43	
3.2.2.2	Ensayos de caracterización de HL utilizando LFA: Descripción y resultados .....	45
3.2.2.3	Ensayos de caracterización de HL utilizando MTPS. Descripción y resultados .....	46
3.2.3	Comparativa de las diferentes técnicas para las muestras HL23 .....	56
3.2.3.1	Calor específico del hormigón ligero (HL23).....	57
3.2.3.2	Conductividad térmica del hormigón ligero (HL23).....	57
3.3	Ensayos de resistencia al fuego de forjados mixtos.....	59
3.3.1	Equipos de ensayo .....	59
3.3.1.1	Horno de ensayo .....	60
3.3.1.2	Sistema de extracción de gases .....	63
3.3.1.3	Control del equipamiento de resistencia al fuego .....	64
3.3.1.4	Equipo de carga .....	64
3.3.1.5	Instrumentación.....	65
3.3.1.6	Zonas de medición .....	67
3.3.2	Metodología .....	68
3.3.3	Resultados .....	70
3.3.3.1	Resultados térmicos.....	71
3.3.3.2	Comparativa resultados térmicos.....	81
3.3.3.3	Resultados estructurales.....	83
3.3.3.4	Comparativa resultados estructurales.....	86
<b>4</b>	<b>ESTUDIO NUMÉRICO .....</b>	<b>90</b>
4.1	Introducción .....	90
4.2	Transferencia de calor .....	91
4.2.1	Marco teórico .....	91
4.2.1.1	Conducción.....	91
4.2.1.2	Convección.....	92
4.2.1.3	Radiación .....	92
4.2.2	Solución de problemas térmicos en el entorno Ansys .....	93
4.3	Modelo térmico .....	95
4.3.1	Descripción del modelo térmico.....	95
4.3.1.1	Modelo geométrico .....	95
4.3.1.2	Discretización del modelo en elementos finitos.....	96
4.3.1.3	Propiedades de los materiales.....	100
4.3.1.4	Condiciones de contorno .....	101
4.3.1.5	Método de resolución.....	103
4.3.2	Resultados y validación experimental .....	104
4.4	Modelo acoplado termo-mecánico.....	108
4.4.1	Descripción del modelo termo-mecánico.....	108
4.4.1.1	Modelo geométrico .....	108
4.4.1.2	Discretización del modelo en elementos finitos.....	109
4.4.1.3	Propiedades de los materiales.....	111
4.4.1.4	Condiciones de contorno .....	116
4.4.1.5	Método de resolución.....	117
4.4.2	Resultados y validación .....	118
<b>5</b>	<b>CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE INVESTIGACIÓN .....</b>	<b>126</b>
5.1	Conclusiones .....	126
5.1.1	Conclusiones del estado del arte.....	126
5.1.2	Conclusiones relativas a los estudios experimentales.....	127

---

5.1.3	Conclusiones relativas a los estudios numéricos.....	129
5.1.4	Conclusiones generales .....	130
5.2	Líneas futuras de investigación.....	131
5.3	Divulgación.....	132
<b>1</b>	<b>PRESENTATION AND OBJETIVES OF THE DOCTORAL THESIS .....</b>	<b>141</b>
1.1	Introduction .....	141
1.2	Objectives .....	142
1.2.1	General objective.....	142
1.2.2	Research objectives. ....	142
1.2.3	Scope .....	143
1.3	Structure of this report .....	143
<b>2</b>	<b>STATE OF THE ART.....</b>	<b>145</b>
2.1	Introduction .....	145
2.2	Materials .....	146
2.2.1	Normal concrete .....	146
2.2.2	Lightweight concrete .....	150
2.2.3	Steel.....	151
2.3	Composite slabs .....	152
2.3.1	Fire resistance of composite slabs.....	152
2.3.2	Experimental research.....	153
2.3.3	Numerical research.....	155
<b>3</b>	<b>EXPERIMENTAL STUDIES .....</b>	<b>157</b>
3.1	Thermal studies.....	157
3.1.1	Techniques used .....	157
3.1.1.1	DSC tests: Description and results .....	158
3.1.1.2	LFA tests: Description and results.....	158
3.1.1.3	MPTS tests: Description and results .....	159
3.1.2	Comparative of the technique for HL23 .....	164
3.1.2.1	Specific heat of HL23 .....	164
3.1.2.2	Thermal conductivity of HL23 .....	164
3.2	Composite slabs fire resistance tests.....	165
3.2.1	Test equipment.....	166
3.2.1.1	Furnace equipment.....	166
3.2.1.2	Gas evacuation system .....	168
3.2.1.3	Control of the fire resistance equipment .....	169
3.2.1.4	Measurement zones .....	170
3.2.2	Methodology .....	171
3.2.3	Results .....	172
3.2.3.1	Thermal results .....	173
3.2.3.2	Structural results.....	174
<b>4</b>	<b>NUMERICAL STUDY .....</b>	<b>177</b>
4.1	Thermal model.....	177
4.1.1	Description of the thermal model .....	177
4.1.1.1	Geometrical model .....	177
4.1.1.2	Discretization of the model in finite elements .....	178

4.1.1.3	Material properties.....	180
4.1.1.4	Boundary conditions.....	180
4.1.2	Results and experimental validation .....	182
4.2	Thermo-mechanical coupled model .....	185
4.2.1	Description of the thermo-mechanical model .....	185
4.2.1.1	Geometrical model .....	185
4.2.1.2	Discretization of the model in finite elements .....	185
4.2.1.3	Material properties.....	186
4.2.1.4	Boundary conditions.....	191
4.2.1.5	Resolution method .....	192
4.2.2	Results and validation.....	193
<b>5</b>	<b>CONCLUSIONS AND FUTURE RESEARCH LINES .....</b>	<b>199</b>
5.1	Conclusions .....	199
5.1.1	Conclusions of the state of the art .....	199
5.1.2	Conclusions concerning experimental studies .....	200
5.1.3	Conclusions concerning numerical studies.....	202
5.1.4	General conclusions.....	203
5.2	Future research lines .....	203
5.3	Dissemination .....	203
	<b>Referencias bibliográficas .....</b>	<b>207</b>
	<b>Anexos .....</b>	<b>217</b>

# ÍNDICE DE FIGURAS

Fig 1.	Criterios de resistencia al fuego ([16]).....	9
Fig 2.	Curva tiempo-temperatura de un incendio real ([17]).....	9
Fig 3.	Comparativa entre la curva para un fuego natural y la curva estándar ISO834 ([20]).....	11
Fig 4.	Curvas de incendio basados en fuegos nominales ([15]). .....	11
Fig 5.	Comportamiento de un elemento estructural a fuego ([36]).....	15
Fig 6.	Variación de la resistencia a compresión del HN en función de la temperatura ([49]).....	17
Fig 7.	Variación de la resistencia a tracción del hormigón en función de la temperatura ([49]). ... .....	18
Fig 8.	Variación del módulo elástico de hormigón en función de la temperatura ([49]).....	18
Fig 9.	Diagrama tensión-deformación en función de la temperatura ([49]). .....	19
Fig 10.	Variación de la conductividad térmica del HN con la temperatura ([49]). .....	19
Fig 11.	Variación del calor específico de un HN en función de la temperatura ([49]). .....	20
Fig 12.	Calentamiento de una losa: Zona de interfase entre la zona húmeda y la seca ([56]). ....	21
Fig 13.	Estructura típica de un forjado mixto de hormigón y chapa nervada de acero [12].....	23
Fig 14.	Ejemplos de perfiles de chapa de acero. (a) Perfil en cola de milano. (b) Perfil trapezoidal ([2]). .....	23
Fig 15.	Modos de fallo forjados mixtos ([66]). .....	24
Fig 16.	Distribución teórica de la temperatura en la superficie no expuesta de un forjado mixto. . .....	26
Fig 17.	Efecto de membrana en losas con movimiento horizontal restringido ([36]). .....	30
Fig 18.	Equipo para la medición de la densidad real: a) Picnómetro; b) Muestra de HL en el portamuestras del picnómetro. ....	37
Fig 19.	Probetas utilizadas en los ensayos a compresión: a) Vibrado de las probetas durante su fabricación. b) Curado de las probetas para el ensayo a compresión. c) Ensayo a compresión. ....	37
Fig 20.	Fabricación de los forjados mixtos: a) Encofrado de la losa mixta; b) Vertido del hormigón. ....	39
Fig 21.	Geometría de los forjados mixtos: a) Vista isométrica; b) Vista frontal de la sección (dimensiones en mm). .....	39

Fig 22.	Ensayo a flexión en 4 puntos ([108] Anexo B). .....	40
Fig 23.	Extracción de testigos. ....	42
Fig 24.	Muestras extraídas: a) Geometrías de diferentes tamaños. b) Muestras de mayor diámetro para cada tipo de hormigón. ....	42
Fig 25.	Proceso de corte de las probetas utilizadas en los ensayos de caracterización térmica...43	
Fig 26.	Esquema de un equipo DSC ([109]). ....	44
Fig 27.	Calor específico obtenido para HL23. ....	44
Fig 28.	Principios del método LFA([115]). a) Medición; b) Determinación de los valores. ....	45
Fig 29.	Portamuestras utilizado en la técnica LFA. ....	46
Fig 30.	Resultados para la conductividad térmica a distintas presiones y temperaturas. ....	46
Fig 31.	Equipo de ensayo no destructivo TCI C-Therm para la medición de parámetros térmicos a temperatura ambiente. (1) TCI C-Therm, (2) PC y (3) sensor de conductividad térmica. ....	47
Fig 32.	Ensayo de caracterización térmica de las muestras de HL utilizadas. (HL23, HL28, HL37). ... .....	47
Fig 33.	Condiciones de las muestras para los ensayos a temperatura ambiente: a) Probetas ambiente; b) Probetas saturadas; c) Probetas secas. ....	48
Fig 34.	Horno de secado de las probetas. ....	49
Fig 35.	Curva de calentamiento programada en el horno de ensayo. ....	51
Fig 36.	a) Horno de ensayo utilizado. b) Vista frontal exterior de la muestra en el interior del horno. c) Detalle de la muestra en el interior del horno. ....	51
Fig 37.	Conductividad térmica del HL23 en el rango de temperaturas de 20-160°C. ....	52
Fig 38.	Conductividad térmica HL28 en el rango de temperaturas de 20-160°C. ....	52
Fig 39.	Conductividad térmica HL37 en el rango de temperaturas 20-160°C. ....	53
Fig 40.	Calor específico del HL23 en el rango de temperaturas de 20-160°C a densidad constante. ....	53
Fig 41.	Calor específico del HL28 en el rango de temperaturas 20-160°C a densidad constante. ....	54
Fig 42.	Calor específico del HL37 en el rango de temperaturas 20-160°C a densidad constante. ....	54
Fig 43.	Célula de carga SP4M de 3 kg.....	55
Fig 44.	Portamuestras: a) Colocación del portamuestras en la célula de carga; b) Colocación del conjunto célula de carga, portamuestras, sensor TCI y muestra.....	55
Fig 45.	Variación del peso en el rango de temperaturas de 20-160°C. ....	56

Fig 46.	Comparativa del calor específico teniendo en cuenta la variación de peso. ....	56
Fig 47.	Gráfico comparativo de las técnicas empleadas para determinar el calor específico en el rango 20-160°C. ....	57
Fig 48.	Gráfico comparativo de las técnicas empleadas para determinar la conductividad térmica en el rango 20-300°C. ....	58
Fig 49.	Determinación de la conductividad térmica empleando las técnicas MTPS y LFA. ....	59
Fig 50.	Horno de ensayo de resistencia al fuego: a) Conjunto del horno de ensayos. b) Bancada para el soporte del horno y la aplicación de la carga. c) Cámara de combustión. ....	60
Fig 51.	Construcción y composición de las paredes del interior de la cámara de combustión. ....	61
Fig 52.	Construcción y composición de la solera de la cámara de combustión. ....	61
Fig 53.	Construcción y composición de la tapa desmontable. ....	61
Fig 54.	Bancada para el soporte del horno y la aplicación de la carga: a) Posición abierta; b) Posición cerrada. ....	63
Fig 55.	Sistema de extracción de gases: a) Vista de perfil del conjunto; b) Vista del conducto horizontal y la vena auxiliar. ....	63
Fig 56.	Esquema de control del regulador. ....	64
Fig 57.	Equipo utilizado para la aplicación de la carga: equipo hidráulico (izquierda) y actuador (derecha). ....	65
Fig 58.	Viga utilizada para el reparto de la carga. ....	65
Fig 59.	Termopares de placa tipo K: a) situados en el horno de ensayo; b) Diseño de los termopares de placa ([19]). ....	65
Fig 60.	Termopares tipo K empleados: a) Termopares embebidos en el hormigón; b) Termopares de superficie. ....	66
Fig 61.	Equipos de adquisición de datos. ....	66
Fig 62.	Cámara termográfica: a) Cámara termográfica FLIR ([123]); b) Colocación en el ensayo. ....	67
Fig 63.	Zonas de medición según UNE-EN 13381-5:2016 [28]. ....	67
Fig 64.	Colocación de los termopares según UNE-EN 13381-5:2016 [28]: a) vista en planta en la cara no expuesta. b) corte de la sección. ....	68
Fig 65.	Vista en planta de la colocación de los termopares (cara no expuesta). ....	68
Fig 66.	Montaje del ensayo de resistencia al fuego. ....	70
Fig 67.	Agua expulsada durante el ensayo en la cara no expuesta de la losa: a) En los primeros instantes del ensayo; b) Al final del ensayo. ....	70
Fig 68.	Integridad de la chapa de acero al finalizar el ensayo. ....	71

Fig 69.	Salida de los gases calientes por los exteriores del ensayo: a) Vista superior; b) Vista lateral.	71
Fig 70.	Medición de la temperatura en la superficie no expuesta con la cámara termográfica para el ensayo HN en diferentes instantes: a) 0 s; b) 100 s; c) 500 s; d) 1000 s; e) 1500 s; f) 1800 s.	72
Fig 71.	Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HL23: a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.	74
Fig 72.	Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HL28: a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.	76
Fig 73.	Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HL37 a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.	78
Fig 74.	Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HN: a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.	80
Fig 75.	Temperatura media en la zona de contacto entre la chapa y el hormigón para cada ensayo.	81
Fig 76.	Temperatura media en el hormigón.	82
Fig 77.	Temperatura media en la superficie.	82
Fig 78.	Despegue entre la chapa y el hormigón al finalizar los ensayos.	83
Fig 79.	Fallo de los forjados y separación entre grietas.	83
Fig 80.	Comparativa flecha de cada ensayo para HL23.	84
Fig 81.	Comparativa flecha de cada ensayo para HL28.	85
Fig 82.	Comparativa flecha de cada ensayo para HL37.	85
Fig 83.	Comparativa flecha de cada ensayo para HN.	86
Fig 84.	Gráfica comparativa del comportamiento mecánico de los forjados mixtos.	87
Fig 85.	Fenómenos de transferencia de calor.	91
Fig 86.	Conducción de calor a través de una pared plana.	91
Fig 87.	Determinación del factor de forma entre dos superficies radiantes [125].	94
Fig 88.	Caras de un recinto perfectamente cerrado, numeradas de la 1 a la n (n en inglés) [125].	95
Fig 89.	Geometría del modelo térmico.	96
Fig 90.	Modelo geométrico: a) Geometría y dimensiones (en mm); b) Zonas de medición modelo térmico.	96
Fig 91.	Mallado de los forjados analizados.	97

Fig 92.	Geometría del elemento SHELL131 ([125]).....	97
Fig 93.	Geometría del elemento SOLID90 ([125]). .....	98
Fig 94.	Propiedades térmicas empleadas para la chapa de acero ([13]): a) Conductividad térmica; b) Calor específico.....	100
Fig 95.	Propiedades térmicas empleadas para los hormigones ligeros y normal: a) Conductividad térmica; b) Calor específico.....	100
Fig 96.	Parámetros geométricos del forjado empleados en el cálculo del factor de forma. ....	102
Fig 97.	Condiciones de contorno térmicas: a) Convección; b) Radiación.....	102
Fig 98.	Comparativa de resultados experimentales y MEF en la zona de contacto entre la chapa de acero y el hormigón. Zona C y Zona D. ....	104
Fig 99.	Comparativa entre los resultados experimentales y los resultados numéricos en las zonas E y F para el HL23 y el HL28.....	105
Fig 100.	Comparativa entre los resultados experimentales y los resultados numéricos en las zonas E y F para el HL37 y el HN.....	105
Fig 101.	Temperatura simulada en el hormigón a los 1800 segundos del análisis térmico: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN. ....	106
Fig 102.	Comparativa entre los valores experimentales y los numéricos en las zonas A y B: para el HL23 y el HL28 .....	107
Fig 103.	Comparativa entre los valores experimentales y los numéricos en las zonas A y B: para el HL37 y el HN. ....	107
Fig 104.	Temperatura en la superficie no expuesta para los 4 tipos losas: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN. ....	108
Fig 105.	Geometría y condiciones de simetría del modelo acoplado termo-mecánico. ....	109
Fig 106.	Geometría del elemento SHELL281 [125]. ....	109
Fig 107.	Geometría del elemento SOLID186 [125]. ....	110
Fig 108.	Elementos de contacto definidos en el modelo: TARGE170; b) CONTA174 [125]. ....	111
Fig 109.	Modelo constitutivo de endurecimiento isotrópico multilíneal [125]. ....	113
Fig 110.	Relación tensión-deformación de la chapa trapezoidal a elevadas temperaturas. ....	113
Fig 111.	Leyes multilíneales introducidas en el modelo numérico: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN. ....	114
Fig 112.	Valores de expansión térmica de los hormigones empleados en las simulaciones numéricas. ....	116

Fig 113.	Condiciones de contorno aplicadas en el modelo numérico. a) Restricción del desplazamiento en el apoyo y aplicación de la carga en el extremo contrario. b) Cargas térmicas en el instante $t = 900$ segundos. ....	117
Fig 114.	Análisis termo-mecánico utilizando el software ANSYS.....	118
Fig 115.	Reacción de la carga obtenida para el HL23. ....	119
Fig 116.	Incremento de las tensiones máximas (Z) en el hormigón para el HL23 con el tiempo: a) $t=0''$ ; b) $t=300''$ ; c) $t=900''$ ; d) $t=1700''$ . ....	119
Fig 117.	Incremento de las tensiones máximas (X) para el HL23 con el tiempo: a) $t=0''$ ; b) $t=300''$ ; c) $t=900''$ ; d) $t=1700''$ .....	120
Fig 118.	Comparativa ensayos experimentales-MEF para HL23 .....	121
Fig 119.	Comparativa ensayos experimentales-MEF para el HL28 .....	121
Fig 120.	Comparativa ensayos experimentales-MEF para el HL37 .....	122
Fig 121.	Comparativa ensayos experimentales-MEF para el HN .....	122
Fig 122.	Flecha obtenida (mm) a los 1700 segundos: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN. ....	124

# ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1.	Métodos de cálculo para la seguridad en caso de incendio ([15]).	14
Tabla 2.	Resumen de los ensayos experimentales realizados ([75]).	28
Tabla 3.	Densidades y porosidad de los Hls.	36
Tabla 4.	Valor de las propiedades mecánicas de los hormigones empleados en la fabricación de las losas mixtas.	38
Tabla 5.	Propiedades mecánicas de la chapa de acero obtenidas en el ensayo de tracción.	38
Tabla 6.	Parámetros obtenidos en el ensayo de flexión a 4 puntos.	40
Tabla 7.	Condiciones de ensayo.	48
Tabla 8.	Propiedades térmicas medias medidas en muestras a temperatura ambiente.	49
Tabla 9.	Propiedades térmicas medias medidas en muestras saturadas.	50
Tabla 10.	Propiedades térmicas medias medidas en muestras secas.	50
Tabla 11.	Pesos de la muestra al inicio y al fin del ensayo.	51
Tabla 12.	Composición de la solera y principales propiedades	62
Tabla 13.	Composición de las paredes y principales propiedades	62
Tabla 14.	Composición de la tapa desmontable y principales propiedades	62
Tabla 15.	Características técnicas cámara termográfica ([123]).	66
Tabla 16.	Cálculos de la carga aplicada en los ensayos de resistencia al fuego.	69
Tabla 17.	Relación entre la temperatura ambiente en el horno y el valor $k_{cc}$ .	99
Tabla 18.	Valores empleados del módulo elástico de la chapa de acero y de los hormigones en función de la temperatura.	112
Tabla 19.	Coefficientes de reducción en función de la temperatura para diferentes tipos de hormigones según el Eurocódigo 4 parte 1-2 [13].	112
Tabla 20.	Dilatación térmica del acero en función de la temperatura.	115
Tabla 21.	Cargas aplicadas en el modelo numérico para cada tipo de hormigón.	116
Tabla 22.	Análisis estructurales	117
Tabla 23.	Comparativa entre la flecha media experimentalmente y la obtenida numéricamente a temperatura ambiente.	119

**Tabla 24. Error cometido en valor absoluto entre los valores experimentales y numéricos. ....123**

# GLOSARIO DE TÉRMINOS Y SÍMBOLOS

## ABREVIATURAS

APDL	Ansys Parametric Design Language
CTE	Código Técnico de la Edificación
CFD	Computational Fluid Dynamic
CPD	Directiva para Productos de Construcción
CPR	Reglamento Europeo de Productos de Construcción
DB-SI	Documento Básico de Seguridad en Caso de Incendio
DSC	Calorimetría Diferencial de Barrido
E	Integridad
EAE	Instrucción de Acero Estructural
EHE-08	Instrucción de Hormigón Estructural
END	Ensayos no destructivos
MEF	Método de los Elementos Finitos
HLE	Hormigones Ligeros Estructurales
HL	Hormigón Ligero
HN	Hormigón Normal
I	Aislamiento
LFA	Laser Flash Análisis
LOE	Ley de Ordenación de la Edificación
MTPS	Técnica Modificada de la Fuente Plana Transitoria
R	Capacidad Portante

RSCIEI	Reglamento de Seguridad Contra Incendios en Establecimientos Industriales
TCC	Conductancia Térmica del Contacto
TPCH	Termopares colocados en la chimenea
TPI	Termopares colocados en el interior del horno
TPS	Fuente plana transitoria

## NOMENCLATURA

### MAYÚSCULAS

A	Área de la superficie ( $m^2$ )
$A_i$	Área de la superficie i ( $m^2$ )
$A_j$	Área de la superficie j ( $m^2$ )
$E_d$	Valor de cálculo del efecto de las acciones para el dimensionamiento a temperatura normal
$E_f$	Efusividad del material ( $W \cdot s^{1/2}/m^2/K$ )
$E_{fi,d,t}$	Valor de cálculo del efecto de las acciones, incluyendo las acciones y cargas indirectas del fuego en la situación del incendio, en el instante t
$E_m$	Módulo elástico (MPa)
$E_n$	Energía emitida por un cuerpo negro (J)
D	Deformación (mm)
F	Factor de forma o de intercambio de radiación
$F_{ji}$	Factor de forma o de visión
$G_k$	Valor característico de la acción permanente
L	Longitud del forjado (mm)
$L_s$	Longitud del cortante (mm)

$L_{\text{sup}}$	Longitud entre apoyos (mm)
$\{L\}$	Vector operador $\{\partial/\partial x, \partial/\partial y, \partial/\partial z\}^T$
$M_{\text{max,b}}$	Momento flector máximo a temperatura ambiente (kN/mm)
N	Número de superficies radiantes.
$N_i$	Vector normal a las superficies $d(A_i)$
$N_j$	Vector normal a las superficies $d(A_j)$
P	Carga aplicada en los ensayos de resistencia al fuego (kN)
Q	Energía transferida en forma de calor medida (J)
$Q_{\text{cc}}$	Flujo térmico por área ( $\text{W}/\text{m}^2$ )
$Q_{k,1}$	Valor característico de la acción variable predominante
T	Temperatura (K)
$T_{c,T}$	Temperatura en la superficie target ( $^{\circ}\text{C}$ )
$T_{c,C}$	Temperatura en la superficie contact ( $^{\circ}\text{C}$ )
$T_g$	Temperatura del aire en el interior del horno ( $^{\circ}\text{C}$ )
$T_i$	Temperatura de la superficie i (K)
$T_s$	Temperatura de la superficie (K)
$T_{\infty}$	Temperatura del fluido suficientemente alejado (K)
$V_c$	Resistencia a esfuerzo cortante (kN)
$V_{\text{tck}}$	Valor característico de la resistencia a esfuerzo cortante (kN)
$W_t$	Carga de rotura o carga última (kN)

## MINÚSCULAS

$c_p$	Calor específico ( $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ )
-------	--

$dT/dx$	Gradiente de temperaturas ( $^{\circ}C/m$ )
$f_{c,T}$	Resistencia de cálculo a compresión del hormigón a altas temperaturas (MPa)
$f_{cd}$	Resistencia de cálculo a compresión (MPa)
$f_{cm}$	Resistencia media a compresión del hormigón a 28 días (MPa)
$f_{ck}$	Resistencia característica a compresión del hormigón a 28 días (MPa)
$h$	Coefficiente de transferencia de calor por convección ( $W/m^2 \cdot K$ )
$h_{ct}$	Distancia entre la zona de compresión y la zona de tracción de un forjado mixto (mm)
$k_{CC}$	Coefficiente de conductancia en el contacto térmico ( $W/m^2 \cdot ^{\circ}C$ )
$m$	Masa del sistema (kg)
$m_1$	Masa de la muestra antes de secar (kg)
$m_0$	Masa de la muestra anhidra (kg)
$q$	Flujo de calor por unidad de superficie ( $W/m^2$ )
$\dot{q}$	Calor generado por unidad de superficie ( $W/m^2$ )
$\{q\}$	Vector de flujo de calor ( $W/ m^2$ )
$q_{CONV}$	Flujo de calor por convección ( $W/ m^2$ )
$q_{RAD}$	Flujo de calor por radiación ( $W/ m^2$ )
$r$	Distancia entre las superficies diferenciales $i$ y $j$ (m)
$t$	Tiempo (segundos)
$t_m$	Tiempo (minutos)
$\{v\}^T$	Vector de velocidad para el transporte de masa o transferencia de calor $\{v_x, v_y, v_z\}$
$w$	Contenido en humedad (%)

**SÍMBOLOS GRIEGOS**

$\alpha$	Difusividad térmica (mm <sup>2</sup> /s)
$\alpha_{cc}$	Factor que tiene en cuenta el cansancio del hormigón cuando está sometido a altos niveles de tensión de compresión debido a cargas de larga duración
$\gamma_c$	Coefficiente parcial de seguridad del hormigón para estados límites últimos
$\gamma_G$	Coefficiente parcial de seguridad de una acción permanente
$\gamma_{Q,1}$	Coefficiente parcial de seguridad de una acción variable
$\Delta x$	Espesor (mm)
$\Delta T$	Diferencia entre temperaturas (K)
$\delta_{ji}$	Delta de Kronecker
$\varepsilon$	Emisividad del cuerpo
$\varepsilon_i$	Emisividad efectiva de la superficie i
$\varepsilon_{real}$	Deformación real
$\varepsilon_{ing}$	Deformación ingenieril
$\varepsilon_{el}$	Deformación elástica
$\varepsilon_{gr}$	Deformación inducida por grietas en el hormigón
$\varepsilon_{pl}$	Deformación plástica
$\varepsilon_{creep}$	Deformación provocada por la fluencia
$\varepsilon_{th}$	Deformación inducida por la temperatura.
$\varepsilon_t$	Deformación medida experimentalmente durante los ensayos normalizados de dilatación térmica
$\varepsilon_{te}$	Deformación térmica efectiva
$\varepsilon_{tot}$	Deformación de los materiales a alta temperatura
$\varepsilon_s$	Deformación producida por la retracción
$\varepsilon_{mf}$	Deformación generada por las micro grietas producidas por la composición de los hormigones

$\varepsilon_c$	Deformación unitaria en el hormigón
$\varepsilon_{cu}$	Valores de la deformación de rotura a compresión simple ( $\varepsilon_{cu} = 0.0035$ para valores $f_{ck} \leq 50$ MPa, artículo 39 EHE-08, en mm/mm)
$\varepsilon_{cu,T}$	Valores de la deformación correspondiente a $f_{c,T}$
$\eta_{fi}$	Coficiente de reducción para el valor de cálculo del nivel de carga en situación de incendios, para la combinación de cargas de la norma EN 1990
$\theta_i$	Ángulo entre $N_i$ y el radio de la superficie $d(A_i)$ ( $^\circ$ )
$\theta_j$	Ángulo entre $N_j$ y el radio de la superficie $d(A_i)$ ( $^\circ$ )
$\lambda$	Conductividad térmica del material (W/m·K)
$[\lambda]$	Matriz de conductividad térmica en las direcciones x,y, z $\begin{bmatrix} \lambda_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{zz} \end{bmatrix}$
$\rho$	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma$	Constante universal de radiación (constante de Stefan-Boltzmann) y de valor $5.67 \cdot 10^{-8}$ W/m <sup>2</sup> k <sup>4</sup>
$\sigma_{real}$	Tensión o esfuerzo real (MPa)
$\sigma_{ing}$	Tensión o esfuerzo ingenieril (MPa)
$\sigma_{c,T}$	Resistencia a compresión del hormigón a una temperatura T (MPa)
$\Phi$	Diámetro de la probeta (mm)
$\Psi_{fi}$	Factor de combinación de una acción variable en la situación de incendio, dad por $\Psi_{1,1}$ o $\Psi_{2,1}$ , véase la norma EN 1991-1-2.

# **CAPÍTULO 1:**

# **PRESENTACIÓN Y**

# **OBJETIVOS DE LA**

# **TESIS DOCTORAL**

Este capítulo inicial presenta los objetivos que posibilitan la realización de esta tesis doctoral, estableciendo el alcance de la misma. Además, se define la estructura general de esta investigación.

# 1 PRESENTACIÓN Y OBJETIVOS DE LA TESIS DOCTORAL

## 1.1 Introducción

La industria de la construcción ha ido evolucionando desde el comienzo de la humanidad. Las emisiones de gases efecto invernadero generadas por este sector han aumentado desde 1970 y, actualmente, la industria de la construcción emplea cerca de un tercio del consumo de energía mundial, lo que la hace responsable de la tercera parte del total de emisiones directas e indirectas de CO<sub>2</sub> relacionadas con la energía [1]. Por otro lado, las técnicas y procesos constructivos han cambiado alentados por la necesidad de optimizar los plazos y los presupuestos, mejorando también los aspectos técnicos de Proyecto, Ejecución y Materiales. El empleo de forjados colaborantes, tanto en la construcción como en estructuras de obra civil, son consecuencia de esta afirmación.

Los forjados son elementos que, formando parte de la estructura horizontal de los edificios, sirven de separación entre una planta y la inmediata superior o inferior. El encarecimiento de los forjados de vigería metálica ha motivado la utilización de secciones mixtas de hormigón y acero. Los forjados colaborantes o forjados de chapa colaborante son un tipo de forjado mixto de acero-hormigón idóneo en aquellas obras donde se requieran prestaciones mecánicas y rapidez de ejecución. Estos sistemas de construcción prefabricados presentan beneficios económicos respecto a los sistemas tradicionales de construcción.

Un forjado mixto consiste en una chapa perfilada de acero (conformada en frío) sobre la que se vierte hormigón. Han sido utilizados con frecuencia en la construcción metálica al aprovechar las características resistentes de ambos materiales [2]. La adhesión química y mecánica entre el acero y el hormigón posibilita su colaboración para hacer frente a las tensiones inducidas por las cargas. Habitualmente, el hormigón es reforzado con una malla metálica para controlar los efectos causados por la retracción y lograr una mejor distribución de las cargas, sirviendo de igual forma para mejorar la resistencia al fuego en este tipo de soluciones constructivas. [3]. Sin embargo, cuando por motivos económicos se quiere reducir o eliminar el armado, se pueden emplear fibras de acero, poliméricas o de vidrio. Mediante su empleo se busca reducir el armado, reducir la formación de grietas generadas por retracciones, reducir el coste de la mano de obra, mejorar la resistencia a tracción del hormigón o mejorar su resistencia al fuego [4].

Entre las ventajas de estos elementos constructivos destacan la reducción de peso comparado con estructuras de hormigón, y la rapidez de ejecución, que simplifica y abarata la ejecución de la obra. Sin embargo, en la mayoría de las ocasiones suele ser necesario utilizar una protección adicional contra el fuego, generalmente sobre la parte metálica expuesta directamente al fuego [5].

El fuego originado en un edificio es un fenómeno devastador que puede propagarse rápidamente. Por ello, si no se ha tenido en cuenta en el diseño, sus consecuencias pueden ser trágicas y causar pérdidas, no solo materiales sino humanas. Por tanto, constituye una de las principales preocupaciones, tanto para proyectistas y calculistas de estructuras como para los técnicos de la Administración Pública y la sociedad en general. El incendio, generado como consecuencia de un fuego, se considera en el cálculo de una estructura como una acción accidental que provoca modificaciones geométricas y mecánicas en los materiales, alterando el equilibrio de esfuerzos en la estructura portante de los edificios y causando, en la mayoría de los casos el colapso [6].

El diseño de forjados mixtos frente al fuego se basa en el enfoque prescriptivo, basado en la aplicación de la normativa, que exige unos valores de estabilidad mínimos, y que está apoyado en ensayos experimentales limitados debido al coste, al tiempo de realización y a la dificultad de modificar diferentes parámetros (geometrías o tipos de hormigón).

Tradicionalmente, los forjados mixtos han empleado hormigón normal. Sin embargo, la tendencia actual en la industria de la construcción es la de usar materiales sostenibles que supongan una reducción en las emisiones de CO<sub>2</sub> y un ahorro energético [7]. Como consecuencia, en las últimas décadas se han empezado a utilizar hormigones ligeros estructurales (HLE), que utilizan agregados ligeros que aumentan su porosidad y, por tanto, disminuyen su conductividad térmica. Por lo tanto, su empleo mejora el aislamiento térmico de los forjados mixtos y, en consecuencia, supone un ahorro energético considerable en las edificaciones.

La eficiencia estructural y la sostenibilidad de los HLE ha sido estudiada a lo largo de las últimas décadas [8–10]. Además, el empleo de este tipo de hormigones en la fabricación de forjados mixtos ha sido probada [11,12]. Sin embargo, la normativa es muy generalista respecto a su diseño y actualmente la información acerca del comportamiento mecánico y térmico de forjados mixtos de HLE en condiciones de fuego es todavía escasa.

El desarrollo de esta tesis doctoral focaliza sus esfuerzos en analizar el comportamiento térmico y estructural de forjados mixtos del Hormigón Ligero Estructural (HLE) y chapa de acero nervada en condiciones de fuego. Así como en su comparativa con forjados mixtos tradicionales con Hormigón Normal (HN). Los objetivos de esta tesis son estudiar el comportamiento térmico y estructural en condiciones de fuego de forjados mixtos mediante la realización de ensayos de resistencia al fuego, y la modelización numérica del problema acoplado térmico-estructural mediante el método de los elementos finitos (MEF). La metodología llevada a cabo para alcanzar dichos objetivos se basa en la realización de ensayos experimentales, el desarrollo de modelos numéricos avanzados mediante simulación MEF y la validación experimental de los modelos para su utilización como herramienta de diseño en futuros trabajos.

## 1.2 Objetivos

### 1.2.1 Objetivo general.

El objetivo general de esta tesis consiste en estudiar experimental y numéricamente la resistencia al fuego de forjados mixtos de hormigón ligero reforzado con fibras y chapa de acero, sometidos a un esfuerzo de flexión.

Para alcanzar este objetivo, se lleva a cabo una metodología híbrida basada en la combinación de ensayos experimentales y simulación numérica. La realización de ensayos experimentales permite caracterizar térmicamente los materiales y posibilita estudiar los forjados colaborantes sometidos simultáneamente a una carga constante y a fuego. A partir del estudio e interpretación de los resultados de los ensayos experimentales, se utilizan técnicas de simulación avanzadas que posibilitan analizar mediante métodos numéricos el comportamiento de las losas mixtas.

Los modelos numéricos se validan con los resultados experimentales y se determina el cumplimiento de los criterios de capacidad portante (R), integridad (E) y aislamiento (I) impuestos por el Eurocódigo 4 en su parte 1-2 (EN 1994-1-2) [13] y por otras normativas de diseño.

## 1.2.2 Objetivos específicos.

Los objetivos específicos que se plantean en la presente tesis doctoral se resumen en los siguientes puntos:

- 1) Revisión y análisis del estado actual del conocimiento sobre forjados mixtos, desde un punto de vista experimental y numérico, para evaluar el comportamiento de estos elementos estructurales en situaciones de fuego.
- 2) Estudio y definición de la metodología experimental de resistencia al fuego para evaluar el comportamiento térmico y estructural de diferentes tipos de hormigones ligeros.
- 3) Análisis de los resultados de los ensayos experimentales.
- 4) Comparativa del comportamiento térmico y estructural de las losas mixtas fabricadas con HLE y HN.
- 5) Modelización del problema térmico mediante el empleo de técnicas de simulación numérica usando el MEF. Para ello se consideran no-linealidades como la modificación de las propiedades térmicas (calor específico y conductividad térmica) respecto a la temperatura, el efecto de la vaporización del agua y los fenómenos de transferencia de calor (convección y radiación).
- 6) Modelización del problema térmico-estructural mediante el empleo de técnicas de simulación numérica usando el MEF. Para ellos se tendrán en cuenta comportamientos altamente no lineales tales como la variación del comportamiento estructural con la temperatura, y las grandes deformaciones.
- 7) Comprobación de los resultados obtenidos para validar los modelos numéricos desarrollados.

## 1.2.3 Alcance

El campo de aplicación de esta tesis se limita al estudio del comportamiento estructural en condiciones de fuego de forjados mixtos de chapa de acero delgada, sin elementos de protección contra el fuego, y hormigón ligero reforzado con fibras. El desarrollo de esta investigación mediante la realización de ensayos experimentales y su posterior modelización numérica permitirá adecuar y mejorar la normativa actual de resistencia al fuego sobre losas mixtas fabricadas con HLE.

Por otra parte, se pretende promocionar el aprovechamiento de forjados mixtos prefabricados. Desde un punto de vista térmico, para disminuir el consumo energético y promocionar el uso racional de la energía y el aprovechamiento de los recursos con el fin de prevenir el cambio climático y la emisión de gases de efecto invernadero. Y desde un punto de vista estructural, disminuyendo el peso que tiene que soportar la edificación.

## 1.3 Estructura de la tesis

La presente tesis doctoral se inicia con un resumen general en español e inglés. Seguidamente se encuentran los índices: índice de contenido, índice de figuras e índice de tablas, así como la simbología empleada en el documento. Los capítulos 1 y 2 constituyen la parte introductoria de este documento. Los capítulos 3 y 4 conforman el núcleo de esta tesis, donde se explican los ensayos experimentales y los modelos numéricos realizados. Por último, en el capítulo 5 se recogen las conclusiones obtenidas a partir de la investigación realizada. Finalmente, se incluyen las referencias bibliográficas, un resumen de cada uno de los capítulos en inglés, y los anexos donde se puede encontrar información adicional acerca de los ensayos realizados.

El contenido de cada capítulo se detalla a continuación:

**Capítulo 1. Presentación y objetivos de la tesis.** Establece el marco en el que se desarrolla la investigación, los objetivos y sus motivaciones.

**Capítulo 2. Estado del arte.** Se introduce de manera breve el concepto de ingeniería del fuego y, en particular, el de resistencia al fuego. A continuación, se definen las propiedades mecánicas y térmicas del hormigón normal y ligero, y la influencia de la temperatura en todas ellas. Posteriormente, se definen las bases teóricas de este trabajo, presentando los forjados mixtos y estableciendo los fundamentos para el análisis de su comportamiento estructural frente al fuego. Para finalizar, se realiza una revisión de la bibliografía y se analiza el estado actual del conocimiento en este campo, tanto experimental como numérico.

**Capítulo 3. Estudios experimentales.** Se describen los ensayos realizados para determinar las propiedades térmicas de los hormigones ligeros empleados y la metodología empleada para realizar los ensayos de resistencia al fuego, indicando los medios para su ejecución. Además, se realiza un análisis de los resultados de los ensayos, que sirven para la posterior validación de los modelos numéricos.

**Capítulo 4. Estudio numérico.** Este capítulo muestra los modelos numéricos empleados para simular tanto el comportamiento térmico como estructural de los forjados, incluyendo la teoría aplicada. Al final del capítulo, se analizan y validan los resultados numéricos mediante su comparación con los resultados experimentales.

**Capítulo 5. Conclusiones y líneas futuras de investigación.** Se exponen las conclusiones del estudio y se dejan abiertas futuras líneas de investigación que surgen de esta tesis.

Para finalizar, en el documento que compone la tesis doctoral se incluyen un resumen en inglés de cada uno de los capítulos, los ANEXOS, en los cuáles se recogen las publicaciones en relación con esta tesis.



# CAPÍTULO 2:

# ESTADO DEL ARTE

Este segundo capítulo presenta el estado de la técnica de esta tesis doctoral. La estructura seguida para agrupar los principales trabajos se muestra a continuación:

1. Análisis del concepto de ingeniería del fuego.
2. Análisis de la variación de las propiedades mecánicas y térmicas de los hormigones con la temperatura.
3. Análisis de los forjados mixtos, estudios experimentales y numéricos, tanto a temperatura ambiente como en situaciones de incendio.

## 2 ESTADO DEL ARTE

### 2.1 Introducción

Los objetivos de seguridad en caso de incendio son habitualmente alcanzados con la utilización de sistemas de protección activos y pasivos. Los *sistemas activos* de protección contra incendios alertan sobre un incendio e impiden que este se propague evitando pérdidas y daños. Dentro de este grupo se encuentran equipos como:

- Sistemas de detección y alarmas de incendios.
- Extintores.
- Bocas de incendios.
- Sistemas de abastecimiento de agua contra incendios.

Por otro lado, los *sistemas pasivos* de protección juegan un papel preventivo para controlar el fuego y sus efectos. Se considera protección pasiva porque funciona sin intervención humana y permite que una estructura resista un incendio durante un tiempo determinado, permitiendo la evacuación de personas y la intervención de los servicios de emergencia. Estos sistemas están destinados a:

- Evitar la propagación de las llamas.
- Detener la progresión de los humos.
- Contener los efectos térmicos en el área del desastre.
- Mantener la estabilidad al fuego de los elementos estructurales.

En la actualidad en España, el Reglamento de Seguridad contra Incendios en Establecimientos Industriales (RSCIEI) [14] y el Código Técnico de la Edificación en el Documento Básico de Seguridad en caso de Incendio (CTE DB-SI) [6], establecen una serie de exigencias de reacción y resistencia al fuego aplicables a los productos, materiales y sistemas constructivos que se utilicen. Estas exigencias varían en función del elemento estructural.

La **reacción al fuego** mide el comportamiento de los materiales y productos, e intenta reproducir las primeras fases de un incendio. Algunos de los parámetros que se miden en estos ensayos son la caída de partículas inflamadas, la emisión de calor, la emisión de humos, o la propagación de llamas. Por otro lado, la **resistencia al fuego** mide el tiempo que un sistema constructivo expuesto a la acción de un fuego conserva principalmente su capacidad portante, su capacidad de aislamiento térmico y/o su integridad durante un determinado tiempo, expresado en minutos.

El desarrollo de esta tesis doctoral centra su investigación en el estudio de la resistencia al fuego de un tipo de elementos estructurales horizontales, como son los forjados mixtos fabricados por una chapa de acero trapezoidal y una losa de HLE. Además, se realizan ensayos sobre forjados mixtos con HN, que sirven como patrón de comparación. Resistencia al fuego

El CTE define en el DB-SI [6] la resistencia al fuego como “*la capacidad de un elemento de construcción para mantener durante un periodo de tiempo determinado la función portante que le sea exigible, así como la integridad o el aislamiento térmico en los términos especificados en el ensayo normalizado correspondiente.*” Los criterios utilizados para caracterizar la resistencia al fuego, ver Fig 1, se definen a continuación [15]:

- **Capacidad portante o estabilidad al fuego (R)**: es la capacidad de una estructura o elemento constructivo de soportar las cargas, sin pérdida de la estabilidad, durante la exposición al fuego.
- **Integridad (E)**: es la capacidad que tiene un elemento constructivo con función separadora, de soportar la exposición al fuego solamente en una cara, sin que exista transmisión del fuego a la cara no expuesta debido al paso de llamas o de gases calientes.
- **Aislamiento térmico (I)**: es la capacidad de un elemento constructivo para evitar la transmisión excesiva de calor desde el lado expuesto al no expuesto. La transmisión debe limitarse de forma que no se produzca la ignición de la superficie no expuesta, ni de cualquier material situado en la proximidad a esa superficie.

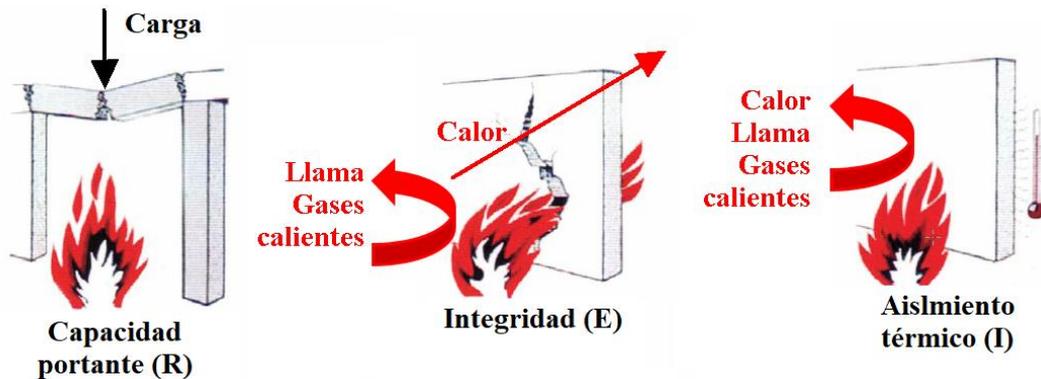


Fig 1. Criterios de resistencia al fuego ([16]).

## 2.1.1 Modelos de incendio

### 2.1.1.1 Incendio real

Los incendios pueden iniciarse y desarrollarse de numerosas formas dependiendo de ciertos factores, entre los que se incluyen: el tipo, la intensidad y el lugar de la fuente de ignición; la densidad de la carga de fuego; o las condiciones de ventilación [17]. Habitualmente, suelen caracterizarse mediante curvas tiempo-temperatura, las cuales presentan cuatro etapas o fases, como se muestra en Fig 2.

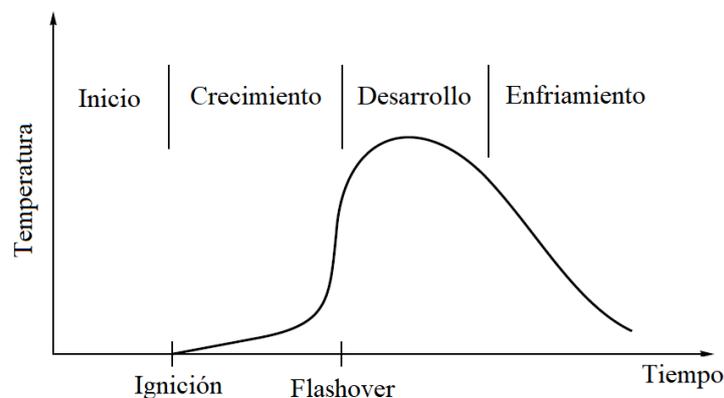


Fig 2. Curva tiempo-temperatura de un incendio real ([17]).

1. Fase de iniciación. El fuego se encuentra en estado latente a baja temperatura. Al propagarse las llamas y elevarse los gases calientes, la temperatura aumenta. Siempre que haya suficiente oxígeno, el fuego comienza a crecer y se involucran otras fuentes de combustible.
2. Fase de crecimiento. En esta etapa, en la que la reacción al fuego de los materiales expuestos es crucial para determinar si contribuirán o no al desarrollo del incendio, el fuego continúa localizado, aunque se aviva. A través de los fenómenos de radiación y convección, y del contacto directo de las llamas con otros materiales presentes, el incendio comienza a propagarse.

La propagación de las llamas, la velocidad de liberación de calor y la generación del humo de los materiales combustibles son cada vez mayores, hasta dar paso a la fase siguiente de desarrollo pleno del incendio.

Dentro de la fase de crecimiento existe un punto característico denominado *flashover*, en el que se produce la transición de un fuego localizado a la combustión simultánea de las superficies combustibles expuestas. En este intervalo se produce un incremento de temperatura brusco, dando lugar a la fase de pleno desarrollo.

3. Fase de pleno desarrollo. El incendio ocupa todo el recinto, y su duración depende de la carga de fuego, la ventilación, la disipación de calor y la velocidad de liberación de calor. Estos parámetros se tienen en cuenta para la representación de las curvas paramétricas tiempo-temperatura, utilizadas en los modelos simplificados.
4. Fase de enfriamiento. Una vez alcanzada la máxima temperatura de incendio, empieza a disminuir por la falta de combustible o ventilación. Durante esta fase la estructura puede verse afectada por el incremento de la temperatura en su interior, debido a la inercia térmica del material.

### 2.1.1.2 Incendios basados en fuegos nominales

Como se ha mencionado en el apartado 2.1.1.1, un incendio real varía en función de diferentes parámetros como la combustión y las condiciones de ventilación. Sin embargo, para analizar la resistencia al fuego de cualquier elemento constructivo, es necesario someter dicho elemento a una curva de fuego normalizada (tiempo-temperatura), internacionalmente aceptada, definida en la norma ISO 834-1 [18] y recogida en la norma de ensayos de resistencia al fuego UNE EN 1363-1 [19].

Esta curva describe la fase de combustión súbita y un fuego totalmente desarrollado, estableciendo un modelo matemático, según la ecuación (1), que simplifica la acción real de un incendio y expresa el incremento de temperatura del aire como función monótona creciente del tiempo (ver Fig 3). Además, ha sido establecida como el patrón para determinar la resistencia al fuego de los elementos constructivos.

$$T_g = 20 + 345 \times \log_{10} \left( \frac{8 \times t}{60} + 1 \right) \quad (1)$$

El tiempo que un elemento cumple los criterios de resistencia al fuego utilizando el método descrito en UNE EN 1363-1, no indica el tiempo real que un edificio pueda resistir, sino que permite cuantificar su capacidad frente al fuego y establecer una jerarquización bajo la cual un elemento es capaz de soportar un incendio. Los modelos estandarizados se enfocan en la etapa de post-flashover y aunque no reflejan las características de los fuegos naturales, son de aplicación en las pruebas normalizadas de fuego.

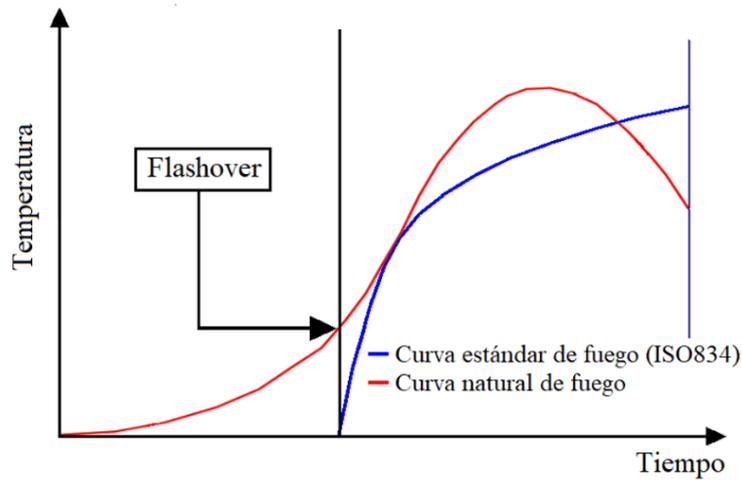


Fig 3. Comparativa entre la curva para un fuego natural y la curva estándar ISO834 ([20]).

Puesto que las condiciones de calentamiento especificadas en los ensayos se relacionan con aquellas que ocurren en incendios reales, además de la curva de fuego normalizada, ecuación (1), la norma UNE EN 1363-1 identifica otros posibles escenarios de incendio, más o menos severos, como son los generados por *hidrocarburos* en la industria petroquímica, ver ecuación (2), y los generados en un *fuego exterior*, ver ecuación (3). La Fig 4 muestra una comparativa entre los tres posibles escenarios contemplados.

$$T_g = 1080 \times (1 - 0.325 \times e^{-0.167 \times t_m} - 0.675 \times e^{-2.5 \times t_m}) + 20 \quad (2)$$

$$T_g = 660 \times (1 - 0.687 \times e^{-0.32 \times t_m} - 0.313 \times e^{-3.8 \times t_m}) + 20 \quad (3)$$

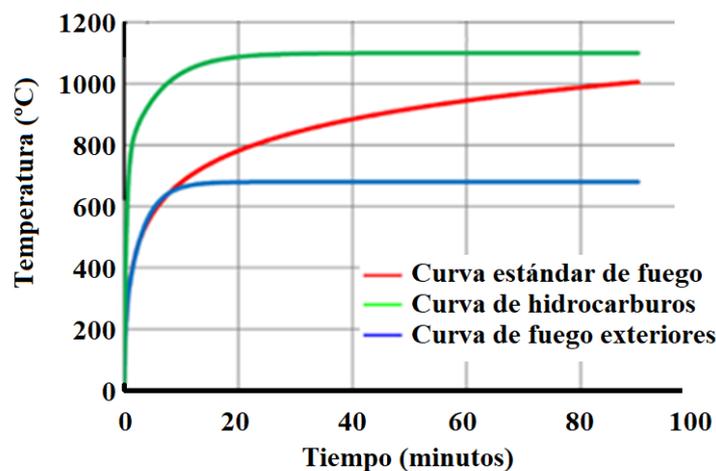


Fig 4. Curvas de incendio basados en fuegos nominales ([15]).

### 2.1.1.3 Modelos de incendio simplificados y avanzados

Las curvas de fuego nominales definidas en el apartado anterior se describen en el apartado 3.2 del Eurocódigo 1 parte 1-2 [15] como componentes de las acciones térmicas empleadas en los modelos de cálculo considerados en los códigos prescriptivos. El apartado 3.3 de dicho código establece otros modelos de fuego natural que se aproximan mejor al fenómeno de incendio real: modelos simplificados y modelos avanzados.

Los modelos simplificados sectorizan el fuego basándose en curvas paramétricas, que permiten modelar de manera más ajustada que la curva normalizada los incendios reales a partir de parámetros que dependen de la carga de fuego, de las condiciones de ventilación y las propiedades térmicas de la envolvente.

Los modelos de incendio avanzados tienen en cuenta aspectos como las propiedades del gas y el intercambio de masa y energía. De todos los modelos, se deben distinguir los modelos de zona, de una o dos zonas, y los modelos de campo basados en herramientas matemáticas que permiten el estudio de geometrías complejas mediante CFD.

## 2.1.2 Normativa europea y española

En 1988 se adoptó en Europa la CPD que contenía seis requerimientos imprescindibles, uno de ellos destinado a la seguridad en caso de incendio. Todos estos requerimientos han sido introducidos y detallados en los nueve Eurocódigos vigentes hoy en día. En 2011, la CPD fue reemplazada por el CPR [21].

La Unión Europea, mediante el desarrollo e implantación de los Eurocódigos, intenta unificar los códigos técnicos en el ámbito de la ingeniería civil y estructural. Los Eurocódigos tienen como objetivo:

- Proporcionar criterios de diseño y métodos de cálculo comunes para fusionar los requisitos necesarios para la estabilidad de la resistencia mecánica y la resistencia al fuego, considerando aspectos de durabilidad y economía.
- Establecer un entendimiento común del diseño de estructuras entre los propietarios, operadores y usuarios, diseñadores y fabricantes de productos de construcción.
- Proporcionar una base común para la investigación y el desarrollo en la industria de la construcción.

Los Eurocódigos permiten el cálculo y verificación de la capacidad de carga, de elementos y estructuras formados por diferentes materiales, basándose en conceptos de diseño semi-probabilísticos y factores de seguridad. La utilización de estas normas para el diseño de estructuras o elementos que soporten las condiciones de fuego posibilita el uso de valores tabulados y simplificados o métodos de cálculo generales, permitiendo realizar diseños optimizados de protección contra el fuego.

Los Eurocódigos relativos a los materiales (Eurocódigos 2, 3, 4, 5, 6 y 9), se dividen en Parte 1, donde se engloba el diseño de las obras de ingeniería civil y construcción, y Parte 1-2, que cubre el diseño estructural en condiciones de fuego. La aplicación de la parte de fuego de los Eurocódigos permite la integración de curvas paramétricas y curvas reales que representen escenarios reales de fuego, como alternativa a la curva estándar para evaluar la resistencia al fuego de cualquier elemento constructivo.

La resistencia al fuego de un elemento puede ser evaluado mediante la realización de ensayos o mediante el uso de métodos de cálculo. La norma europea UNE EN 1363-1 [19] establece los requerimientos generales para determinar la resistencia al fuego de diversos elementos de construcción cuando se someten a condiciones normalizadas de exposición al fuego. La norma EN 1363-2 [22] proporciona procedimientos alternativos y adicionales para el cumplimiento de requisitos especiales. Los productos de construcción y edificación deben de cumplir los criterios de resistencia al fuego (R, E, I), clasificando la norma europea EN 13501-2 [23] dichos productos y elementos en función del comportamiento al fuego requerido. La norma europea EN 13381 establece en sus diferentes partes [24–33], métodos de ensayo para evaluar y determinar la resistencia al fuego de diferentes elementos estructurales.

En el ámbito nacional, la reglamentación española establece y define los requisitos de resistencia al fuego exigibles a los elementos estructurales de un edificio mediante las siguientes normas:

- **Código Técnico de la Edificación (CTE)**. Establece las exigencias y requisitos básicos que deben de cumplir los edificios referentes a la seguridad en caso de incendio (CTE-SI [6]).
- **Reglamento de Seguridad contra Incendios en Establecimientos Industriales (RSCIEI)**. Reglamento de seguridad contra incendios en establecimientos industriales. En el apéndice 2, “Requisitos constructivos de los establecimientos industriales según su configuración, ubicación y nivel de riesgo intrínseco”, se establece la estabilidad al fuego de elementos estructurales portantes en función del nivel de riesgo intrínseco y de la configuración del establecimiento.

Tanto el CTE como el RSCIEI establecen los procedimientos a seguir para comprobar el comportamiento de un elemento estructural bajo condiciones de fuego. Estos procedimientos son:

1. Contraste con valores fijados mediante el uso de tablas para comprobar las dimensiones de su sección transversal para las distintas *resistencias al fuego*.
2. Obtención de la resistencia mediante métodos simplificados
3. Aplicación de un método de cálculo experimental.

Existen otras reglamentaciones que hacen referencia a la resistencia al fuego de las estructuras en caso de incendio como la LOE (*Ley de ordenación de la edificación*), EHE-08 (*Instrucción de hormigón estructural*), pero no indican el valor de resistencia o estabilidad al fuego que deben de cumplir las estructuras según las características de los edificios. Actualmente, se encuentra en proceso de redacción el nuevo Código Estructural que deroga y sustituye a la EHE-08, aprobada por Real Decreto 1247/2008, de 18 de julio, y la Instrucción de Acero Estructural (EAE), aprobada por Real Decreto 751/2011, de 27 de mayo.

### 2.1.3 Diseño de estructuras en caso de incendio

Actualmente en España existen dos metodologías para el diseño de estructuras cuando se afronta la seguridad en caso de incendio: (1) mediante **métodos prescriptivos** o (2) mediante **métodos basados en prestaciones** [34].

El enfoque prescriptivo ha predominado tradicionalmente en la concepción de cualquier tipo de edificio. El principal objetivo es proporcionar niveles adecuados de seguridad que cumplan los requisitos de resistencia al fuego establecidos en la normativa nacional e internacional de edificación.

El análisis basado en prestaciones se basa en el planteamiento de unas medidas de protección particularizadas a cada edificio en base al conocimiento relativo al desarrollo que tendrá el incendio en cada escenario probable. La aceptación de los métodos basados en prestaciones depende de las autoridades reguladoras nacionales.

Tabla 1. Métodos de cálculo para la seguridad en caso de incendio ([15]).

---

	Enfoque	Herramientas
Seguridad en caso de incendio de una estructura	Análisis prescriptivo (métodos con fuego estándar)	<ul style="list-style-type: none"><li>– Tablas publicadas a partir de ensayos experimentales según curva normalizada (ISO834)</li><li>– Reglas y modelos simplificados recogidos en la normativa</li><li>– Reglas y modelos avanzados utilizando el método de los elementos finitos para resolver modelos físicos térmicos y estructurales</li></ul>
	Análisis basado en prestaciones (métodos de fuego natural)	<ul style="list-style-type: none"><li>– Reglas y modelos simplificados recogidos en la normativa</li><li>– Reglas y modelos avanzados utilizando el método de los elementos finitos para resolver modelos físicos térmicos y estructurales</li></ul>

---

Para la determinación de la resistencia al fuego de cualquier elemento constructivo existen tres **procedimientos analíticos** que evitan la realización directa de ensayos.

- 1) La utilización de *tablas* proporciona los resultados más conservadores. Las tablas solamente dan valores genéricos para elementos aislados.
- 2) La utilización de *métodos simplificados de cálculo* es una alternativa a los datos tabulados, y estima la capacidad portante de los elementos estructurales mediante métodos analíticos. Presentan las desventajas de que su aplicación está limitada a la exposición al fuego normalizado, a elementos estructurales individuales y no se considera la interacción entre el elemento estructural y la estructura que lo rodea.
- 3) El empleo de *métodos avanzados de cálculo* proporciona un análisis realista de las estructuras expuesta al fuego, al basarse en fundamentos de ingeniería y en técnicas de elementos finitos para proporcionar valores más ajustados, debido a que simulan el comportamiento real de la estructura en caso de incendio.

Los fundamentos del cálculo en caso de fuego para cualquier estructura de un edificio se definen en la norma UNE-EN 1990 [35]. El análisis debe considerar la evolución térmica dentro de una estructura para determinar su comportamiento mecánico a elevadas temperaturas. El comportamiento requerido de la estructura puede determinarse mediante un análisis global, de las sub-estructuras o de elementos estructurales individualizados. La Fig 5 muestra el comportamiento general de un elemento estructural bajo el efecto del fuego normalizado y de las acciones aplicadas. A medida que la temperatura del gas aumenta, la temperatura del elemento también aumenta y su resistencia mecánica disminuye.

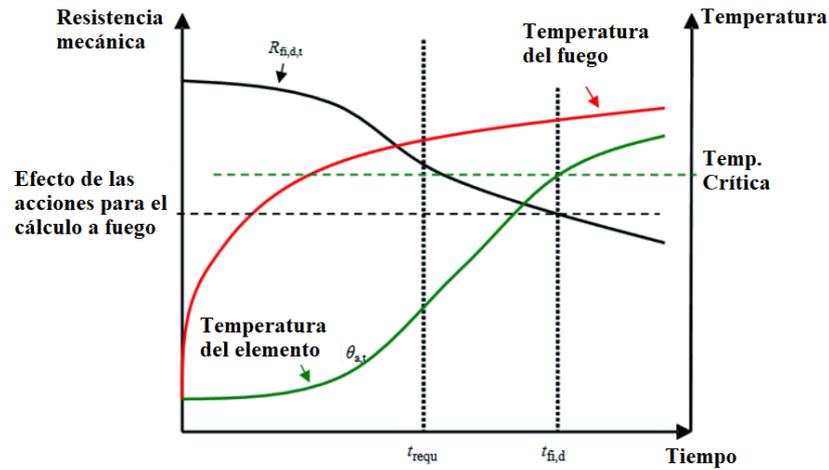


Fig 5. Comportamiento de un elemento estructural a fuego ([36]).

Los métodos de cálculo simplificados siguen el principio del estado límite último, al igual que los métodos de cálculo a temperatura ambiente. Estos tienen en cuenta la reducción de los efectos de las acciones en caso de incendio y la variación de las propiedades de los materiales a temperaturas elevadas.

El estudio de la estabilidad estructural requiere un cálculo de la estructura sometida a las diferentes cargas. En caso de producirse un cálculo de la estructura completa, solo factible si se realiza con un método avanzado de cálculo, la introducción de las cargas forma parte del propio proceso de cálculo. En cambio, al efectuar una comprobación por elementos o partes de la estructura se obtienen los esfuerzos de los elementos que se estudian. En estos casos, se puede hacer una simplificación que facilite el cálculo y que permita aprovechar los resultados obtenidos en la fase de cálculo a temperatura ambiente. Entonces, se considera que los esfuerzos en los elementos al inicio del incendio se mantienen constantes durante toda la ignición, y se desestiman las acciones indirectas.

Según lo que establecen los Eurocódigos, la situación de incendio es una acción accidental y, por lo tanto, la configuración de las cargas es diferente de la situación de diseño. Debido a la baja probabilidad de que ocurra un incendio importante a la vez que los valores máximos de todas las acciones externas, el efecto de las acciones para el cálculo ante incendios puede determinarse mediante la reducción de los efectos de cálculo de las acciones externas para el cálculo a temperatura ambiente a través de un coeficiente de reducción  $\eta_{fi}$ :

$$E_{fi,d,t} = \eta_{fi} \times E_d \quad (4)$$

$$\eta_{fi} = \frac{(G_k + \Psi_{fi} \times Q_{k,1})}{(\gamma_G \times G_k + \gamma_{Q,1} \times Q_{k,1})} \quad (5)$$

## 2.2 Materiales

El hormigón es una mezcla en proporciones variables de granulados de sólidos con un aglomerado hidráulico, mayormente de cemento portland:  $SC_3 + CS_2 + AC_3 + FAC_4$ . Las diferencias de composición, de naturaleza y proporción de los agregados, de los clínkers y del contenido en agua, hacen que las propiedades mecánicas y térmicas de los hormigones sean diferentes.

El calor liberado en un incendio provoca modificaciones, transformaciones y alteraciones en los materiales que componen un elemento constructivo de tal forma que influyen en su resistencia al fuego. Por tanto, la transferencia de calor en cualquier hormigón ha sido y continúa siendo objeto de estudio [37–41]. Estas investigaciones muestran que las variaciones en las propiedades del hormigón debido a cambios de temperatura son mucho más complejas que en el acero, motivado por la porosidad y, el transporte de humedad y temperatura, así como las transformaciones químicas que modifican las propiedades de los diferentes tipos de hormigón.

### 2.2.1 Hormigón normal

El HN es uno de los principales materiales empleados en el sector de la construcción debido a las ventajas respecto a otro tipo de materiales comúnmente empleados, como son: la *resistencia a la compresión*, la *durabilidad*, la *facilidad de fabricación* y la *no-combustibilidad*. Esta última es de gran importancia cuando se desean satisfacer los requerimientos en condiciones de fuego impuestos en las normativas vigentes.

El rápido incremento de la temperatura generada en un incendio provoca cambios y modificaciones en las propiedades de los hormigones. La resistencia al fuego de elementos estructurales de hormigón depende de sus propiedades **reológicas, térmicas y mecánicas**. Estas propiedades son función de la temperatura y dependen de la composición y características del hormigón, así como de su contenido en humedad [42,43]. Las propiedades térmicas determinan la transferencia de calor en el elemento, mientras que las propiedades mecánicas determinan la pérdida de resistencia y el deterioro de la rigidez. Las propiedades reológicas junto con las mecánicas determinan el alcance de las deformaciones. Debido a la porosidad del hormigón y al transporte de humedad a elevadas temperaturas, el fenómeno de spalling desempeña un papel importante en el comportamiento frente al fuego de las estructuras de hormigón [44].

El fenómeno de spalling no se comprende en profundidad debido a que es función de diferentes factores, los cuales a menudo suelen provocar comportamientos impredecibles. En algunos casos, el spalling se relaciona con el tipo de agregado o con las tensiones térmicas, aunque en la mayoría de los casos se relaciona con el comportamiento del cemento [17]. A pesar del desconocimiento por el que se produce este fenómeno, se considera que, en la mayoría de las ocasiones, el spalling, ocurre por efecto de la vaporización del agua en el interior del hormigón, la cual provoca que aumente la presión en la red capilar interna del hormigón. Este aumento de presión genera tensiones de tracción en el interior del hormigón, provocando microfracturas y su posterior desprendimiento. Entre algunos métodos para evitar el spalling está la inclusión de fibras de acero o de polipropileno durante la fabricación del hormigón. Algunas investigaciones han demostrado que el empleo de fibras de polipropileno previenen el fenómeno de spalling de manera más efectiva que al utilizar fibras de acero [45].

La combinación química de los materiales constituyentes del HN genera un material con una conductividad térmica baja, una capacidad calorífica alta y una disminución lenta de las propiedades mecánicas con la temperatura. Las propiedades mecánicas del HN a diferentes temperaturas han sido estudiadas en profundidad. Sin embargo, la ausencia de procedimientos de

ensayo a altas temperaturas estandarizados provoca una gran dispersión en los resultados disponibles en la bibliografía. A continuación, se muestran algunas de las investigaciones más relevantes realizadas sobre la resistencia a compresión y tracción, y el módulo elástico, así como la modificación de las curvas tensión-deformación con la temperatura.

La Fig 6 representa la reducción de la *resistencia a compresión* para HN a temperaturas elevadas. El amplio rango de valores de resistencia a compresión que se han documentado en ensayos experimentales [15,38,42,46,47], está motivado por la utilización de diferentes condiciones y procedimientos de ensayo debido a la falta de métodos de ensayos normalizados para su determinación [48]. A pesar de la dispersión que presentan los trabajos experimentales, las diferentes normativas establecen sus propias curvas de reducción de resistencia a compresión en función de la temperatura. En los Eurocódigos, se establece una lenta disminución del valor de la resistencia a compresión hasta los 200°C, momento en el que se produce un incremento de la pérdida de resistencia. Todos los trabajos concluyen que la resistencia a compresión de un HN se ve afectada por factores como el *contenido en humedad*, las *condiciones iniciales de curado* y la *adición de aditivos*. Por otro lado, la presencia de fibras de acero en el hormigón ayuda a frenar la pérdida de resistencia a temperaturas elevadas [37]

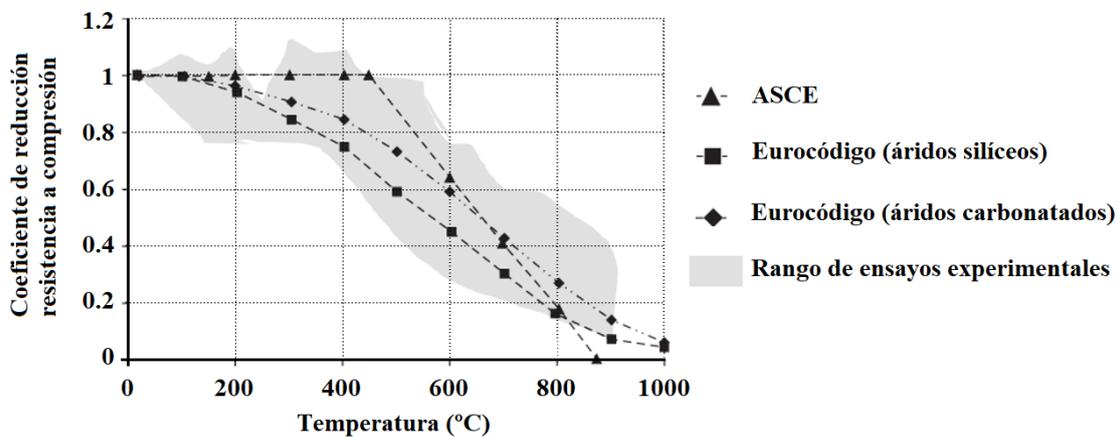


Fig 6. Variación de la resistencia a compresión del HN en función de la temperatura ([49]).

La *resistencia a tracción* del hormigón es muy inferior a la resistencia a compresión. Desde el punto de vista de la resistencia al fuego, cuando un elemento de hormigón se encuentra sometido a esfuerzos de tracción, se producen grietas en esta zona, que debilitan la estructura [49]. En situaciones de incendio, la resistencia a tracción juega un papel crucial cuando se produce el fenómeno de spalling [50]. La disminución de la resistencia a la tracción del HN con la temperatura se atribuye a la rápida iniciación de microfisuras. A partir de los 200°C, el hormigón pierde alrededor del 20% de su resistencia inicial a tracción. La disminución de la resistencia a tracción por encima de los 300°C es debido a un daño térmico más pronunciado en forma de microfisuras [49].

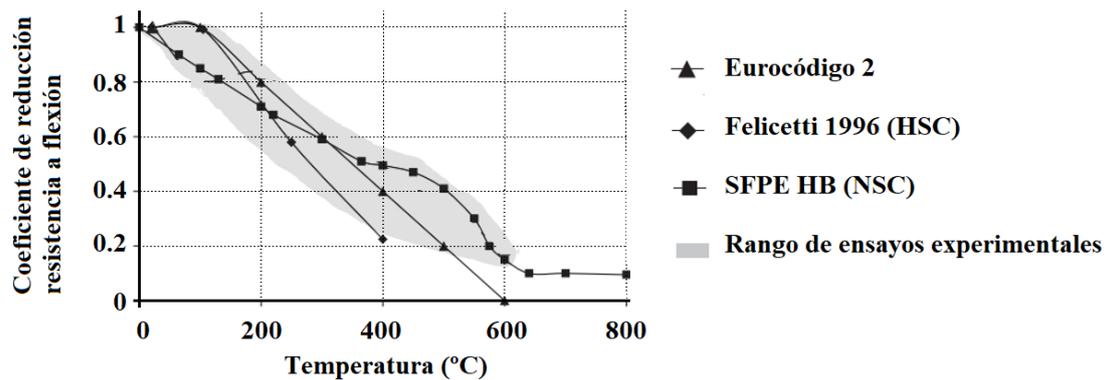


Fig 7. Variación de la resistencia a tracción del hormigón en función de la temperatura ([49]).

A temperatura ambiente, el *módulo elástico* del hormigón varía dependiendo de la ratio agua-cemento, la edad del hormigón y, la proporción y naturaleza de los agregados. A medida que aumenta la temperatura, se produce una rápida disminución del módulo elástico, como se observa en la Fig 8. Algunas investigaciones han concluido que el módulo de elasticidad de los HN disminuye a un ritmo mayor con la temperatura que el de los hormigones ligeros (HL) [49].

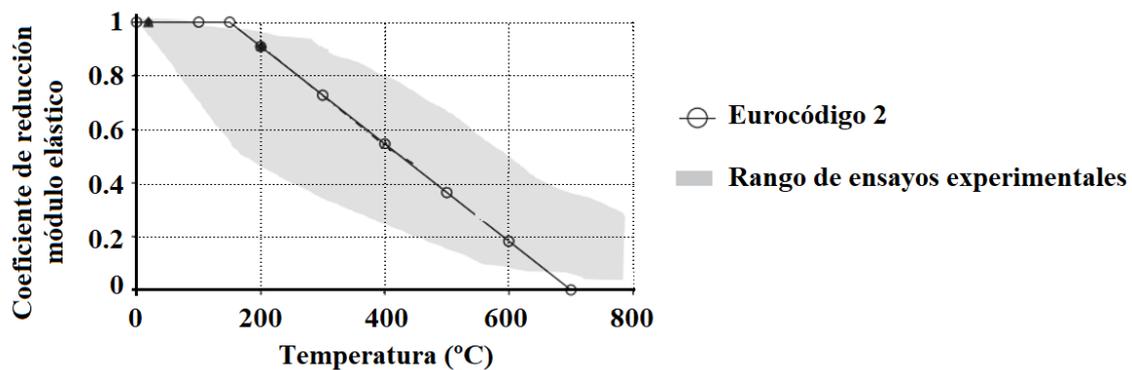


Fig 8. Variación del módulo elástico de hormigón en función de la temperatura ([49]).

El análisis de cualquier estructura expuesta al fuego requiere considerar la deformación de la estructura bajo las cargas del estado límite de incendio. La deformación de los materiales a temperatura elevada suele describirse como la combinación de cinco componentes:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el}(T, \sigma) + \varepsilon_{pl}(T, \sigma) + \varepsilon_{creep}(T, \sigma, t) + \varepsilon_{gr}(T, \sigma) + \varepsilon_{th}(T) \quad (6)$$

La respuesta mecánica del hormigón cuando se encuentra sometido a sollicitaciones normales se define en el diagrama tensión-deformación, donde el valor de deformación incluye los tres primeros parámetros de la ecuación (6). Generalmente, debido a la disminución de la resistencia a compresión y al aumento en su ductibilidad, la pendiente en estos diagramas disminuye con la temperatura, como se aprecia en la Fig 9.

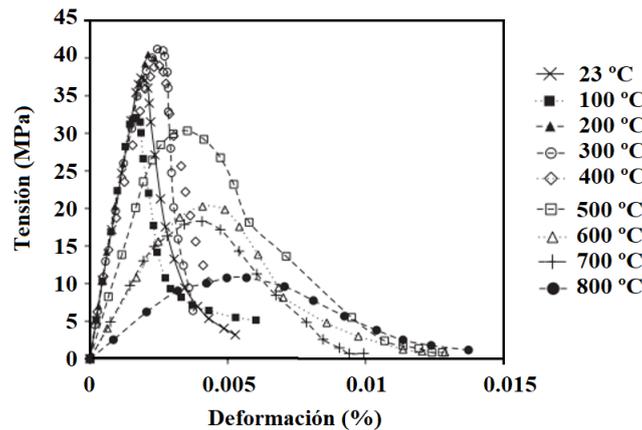


Fig 9. Diagrama tensión-deformación en función de la temperatura ([49]).

Como se ha indicado, el incremento de temperatura en una estructura de hormigón se encuentra gobernado por sus propiedades térmicas: **conductividad térmica** ( $\lambda$ ) y **calor específico** ( $c_p$ ). Su valor está influenciado por factores como el tipo de agregado, el contenido en humedad, la porosidad, la densidad o la composición del hormigón. La variación de la conductividad térmica y del calor específico a diferentes temperaturas, ha sido estudiado por diferentes autores, aunque en menor profundidad que las propiedades mecánicas [49,51].

El valor de la *conductividad térmica* en hormigones normales a temperatura ambiente se encuentra en el rango de 1.4 – 2.5 W/mK. Los valores de conductividad térmica indicados en el Eurocódigo definen un límite superior y uno inferior, y se basan en los datos de los ensayos experimentales (ver Fig 10, zona sombreada). En general, la conductividad térmica disminuye con la temperatura, ver Fig 10. Esta disminución depende de las propiedades de los agregados, del contenido en humedad y de la permeabilidad [49]. Algunos investigadores asocian la reducción gradual de la conductividad térmica a la pérdida masa [52]. El agua contenida en el interior del hormigón se empieza a evaporar entre los 100-120°C. Posteriormente, la disociación del agua unida al silicato de calcio hidratado (C-S-H) ocurre entre los 150-400°C. Finalmente, en el rango de 400-600°C se produce la mayor pérdida de masa, produciéndose un debilitamiento en el hormigón.

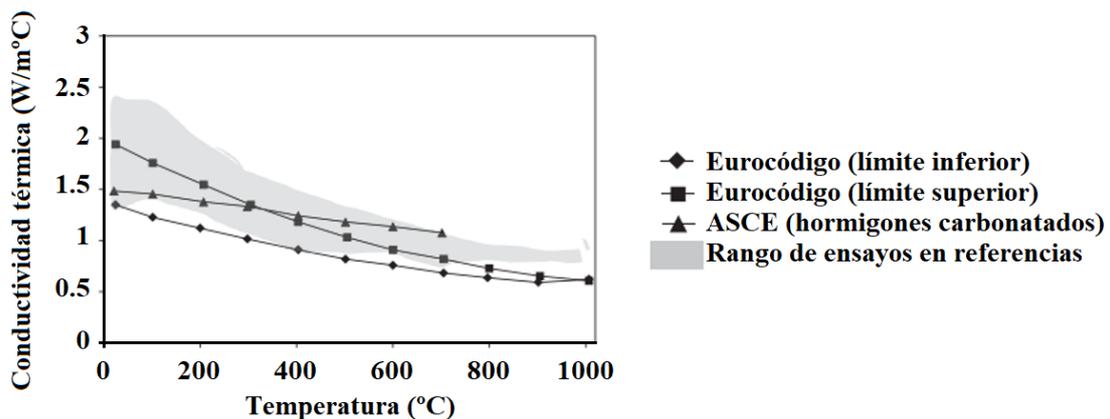


Fig 10. Variación de la conductividad térmica del HN con la temperatura ([49]).

El *calor específico* es una propiedad térmica sensible a las transformaciones físicas y químicas que tienen lugar en el hormigón a temperaturas elevadas. Esto incluye la vaporización del agua en torno a los 100°C, la disociación del hidróxido de Calcio ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) en  $\text{Ca}$  y  $\text{H}_2\text{O}$  entre los 400 y 500°C, y la transformación de algunos componentes a partir de 600°C. De los diferentes factores que afectan al calor específico, el tipo de agregado tiene una influencia significativa [46]. Los agregados carbonatados tienen un mayor calor específico en el rango 600-800°C debido a que se produce una reacción endotérmica, que provoca la descomposición de la dolomita y se absorbe una gran cantidad de energía. Esta alta capacidad calorífica minimiza el spalling y mejora su resistencia al fuego.

Khaliq y Kodur [50] recopilaron datos experimentales de calor específico de diferentes hormigones y los compararon con el Eurocódigo, ver Fig 11. Estos resultados muestran que el calor específico se mantiene constante hasta los 400°C, salvo en los valores indicados en el Eurocódigo 2 que se incrementan ligeramente a partir de los 200°C. En el rango de temperaturas de 600 a 800°C el código ASCE y los trabajos de Kodur recogen un incremento del valor de calor específico. Este incremento se identificó como consecuencia de una reacción endotérmica provocada por la disociación del clínker en el hormigón [42]. A partir de los 800°C el valor del calor específico se considera constante.

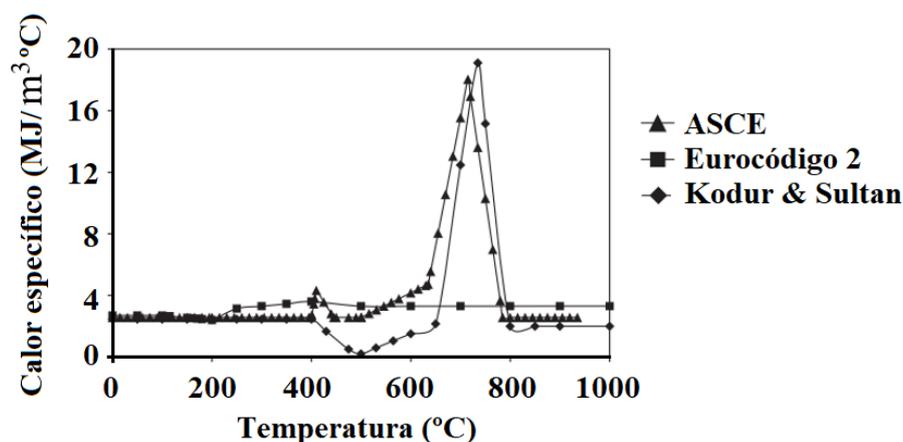


Fig 11. Variación del calor específico de un HN en función de la temperatura ([49]).

## 2.2.2 Hormigón ligero

La primera referencia existente del uso del hormigón ligero (HL) se remonta al año 3000 a.C [53]. Desde ese momento el empleo de este material ha pasado por diferentes fases hasta la actualidad. Actualmente, los áridos ligeros utilizados en la fabricación de este tipo de hormigones se producen en una gama muy extensa de densidades, desde los 50 kg/m<sup>3</sup> a los 1000 kg/m<sup>3</sup>. Debido a la significativa reducción del peso de la estructura y su consecuente ahorro en tiempo y costes de construcción, el HL se está convirtiendo en un material estructural importante y demandado. Además, su baja densidad provoca un elevado aislamiento térmico, lo que favorece la reducción de espesores de techos y paredes. Otro aspecto destacable es su reciclabilidad. Mediante la demolición de la estructura, el machaqueo de las losas de HL y la separación de la armadura de acero se consigue reciclar el 100% del material.

Las propiedades mecánicas y térmicas de los HL dependen de los agregados empleados, y estos de las materias primas y el proceso utilizado en su producción.

Al comparar las propiedades mecánicas del HN con el HL, estas difieren entre sí principalmente por la porosidad del HL disminuyendo su densidad, lo que genera que los HL tengan una menor resistencia y un menor módulo elástico [39,53]. Las propiedades del HL a altas temperaturas no han sido estudiadas en profundidad. A pesar ello, el Eurocódigo 4 define la variación de las propiedades mecánicas de los HL en función de la temperatura.

Al igual que el hormigón normal, las propiedades térmicas (*calor específico y conductividad térmica*) del hormigón ligero varían con el incremento de la temperatura. Al ser materiales más porosos que el HN, la variación de las propiedades térmicas depende en mayor medida del tamaño del poro.

Algunos investigadores [39,52,54] focalizaron sus trabajos en analizar el comportamiento térmico del hormigón ligero con el aumento de la temperatura. La variación de la temperatura provoca diferentes reacciones químicas que afectan a estos materiales. Cuando los hormigones se encuentran expuestos a altas temperaturas el agua interna en los poros y el agua adherida químicamente al cemento consumen una gran cantidad de energía en su transformación a estado gaseoso. La vaporización del agua se produce alrededor de los 100°C y, generalmente, se considera que se ha eliminado completamente a partir de los 120°C.

En el rango de 180 a 300°C se elimina el agua adherida químicamente, mediante la descomposición del C-S-H (silicato cálcico hidratado). Otras investigaciones se centran en el problema de la migración de la humedad causado por la diferencia de temperatura en materiales porosos y cómo esto les afecta [55]. El movimiento de humedad en el interior del hormigón se tiene en cuenta en los modelos numéricos mediante la modificación del valor del calor específico.

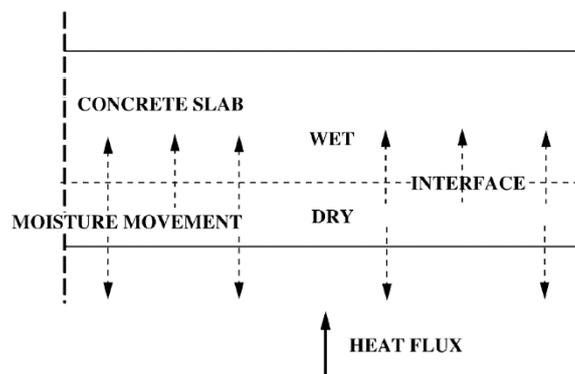


Fig 12. Calentamiento de una losa: Zona de interfase entre la zona húmeda y la seca ([56]).

A pesar de todos los estudios realizados, existen muy pocos métodos estandarizados para medir las propiedades térmicas. Además, la normativa vigente [13,57] considera para cualquier HL, independiente de su composición, que el calor específico es constante en todo el rango de temperaturas y con un valor de 840 J/kgK, y que la conductividad varía linealmente desde 1 W/mK a temperatura ambiente hasta 0.5 W/mK a 800°C.

### 2.2.3 Acero

Cuando una estructura de acero se expone a un incendio, las temperaturas del acero aumentan y la resistencia y la rigidez del acero se reducen, lo que conduce habitualmente al fallo catastrófico. Las estructuras de acero sin protección tienen un rendimiento deficiente en los incendios en comparación con las estructuras de hormigón armado, debido a que los elementos de acero tienen una mayor conductividad térmica que la mayoría de los materiales.

Para poder determinar el comportamiento bajo condiciones de fuego de estructuras de acero, al igual que para estructuras de hormigón, es necesario conocer sus propiedades mecánicas y térmicas en función de la temperatura. La variación de estas propiedades con la temperatura ha sido estudiada en profundidad y recogida en la normativa vigente [58–60].

La deformación del acero a temperatura elevada consta de cuatro componentes:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el}(T, \sigma) + \varepsilon_{pl}(T, \sigma) + \varepsilon_{creep}(T, \sigma, t) + \varepsilon_{th}(T) \quad (7)$$

La deformación térmica que se produce cuando la mayoría de los materiales se calientan se conoce como expansión térmica. En 1988, Anderberg realizó cuatro ensayos, en los que se obtuvieron relaciones lineales muy similares para la expansión térmica del acero [61]. A temperatura ambiente, el coeficiente de expansión térmica se toma generalmente como  $11.7 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ . A temperaturas más altas, como las que se experimentan en los incendios, el coeficiente aumenta, y se produce una discontinuidad entre los 700 °C y los 800 °C [62].

La deformación por fluencia es relativamente insignificante en el acero estructural a temperaturas normales. Sin embargo, se vuelve muy significativa a temperaturas superiores a 400 o 500 °C. En 1988, Kirby y Preston estudiaron la fluencia del acero a temperaturas elevadas, concluyendo que este fenómeno depende en gran medida de la temperatura y del nivel de tensión [63]. A pesar de la gran importancia de las deformaciones de fluencia en las estructuras de acero expuestas al fuego que se acercan a sus cargas de colapso, la fluencia no suele incluirse explícitamente en el proceso de diseño del fuego debido a la falta de datos y a la dificultad de los cálculos. La suposición habitual es que las relaciones tensión-deformación utilizadas para el diseño son relaciones "efectivas" que implícitamente incluyen las probables deformaciones debidas a la fluencia durante el tiempo de exposición al fuego.

El módulo de elasticidad es necesario habitualmente para los cálculos de pandeo. También es utilizado para los cálculos de deformación elástica, pero apenas se utilizan en condiciones de incendio, ya que las elevadas temperaturas provocan rápidamente deformaciones plásticas.

## 2.3 Forjados mixtos

### 2.3.1 Generalidades

#### 2.3.1.1 *Introducción a los forjados mixtos*

Los forjados mixtos de chapa metálica nervada se comenzaron a utilizar en Estados Unidos en 1938 utilizando la chapa nervada exclusivamente como encofrado perdido. Sin embargo, en Europa, su utilización no se implantaría hasta la década de los 80. Este sistema constructivo, es masivamente utilizado para la construcción con estructuras metálicas, tanto en el sector industrial, como en la vivienda residencial.

Los forjados de chapa metálica nervada están constituidos por una delgada chapa de acero perfilada o nervada que trabaja a tracción para soportar los momentos positivos. Sobre la chapa se coloca un armado de refuerzo para repartir cargas y absorber esfuerzos de retracción. Y se vierte el hormigón in-situ, que se comporta como un forjado unidireccional (Fig 13).

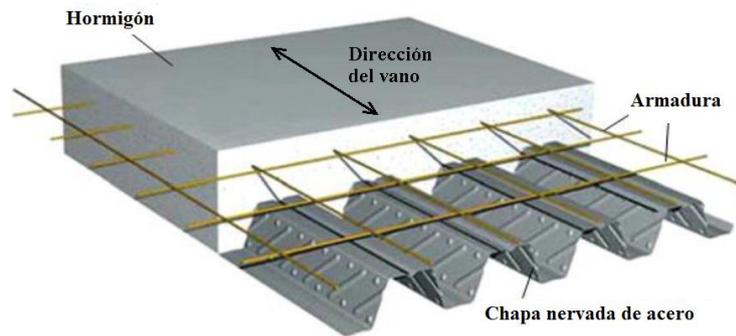


Fig 13. Estructura típica de un forjado mixto de hormigón y chapa nervada de acero [12].

El armado de refuerzo en los forjados mixtos sirve para controlar grietas, distribuir el efecto de cargas concentradas, e incrementar los momentos resistentes negativos y positivos [2]. La chapa de acero posee principalmente dos funciones: actúa como encofrado perdido para el hormigón fresco, soportando su peso y las cargas asociadas al proceso constructivo; y tras el endurecimiento del hormigón, las embuticiones mejoran la adherencia entre el acero y el hormigón, formando una sección conjunta capaz de soportar las cargas [12]. Además, suele ser utilizada para estabilizar las vigas y evitar el pandeo lateral durante la construcción.

La chapa de acero generalmente se obtiene por laminación, consiguiendo espesores entre 0.9 y 1.2 mm. Para evitar su corrosión, las chapas se galvanizan. Aunque existen dos configuraciones principales de chapa, nervio abierto (trapezoidal) y nervio en cola de milano. Las secciones utilizadas son muy diversas en función del perfil de la chapa de acero y de las embuticiones, algunos ejemplos se muestran en la Fig 14.

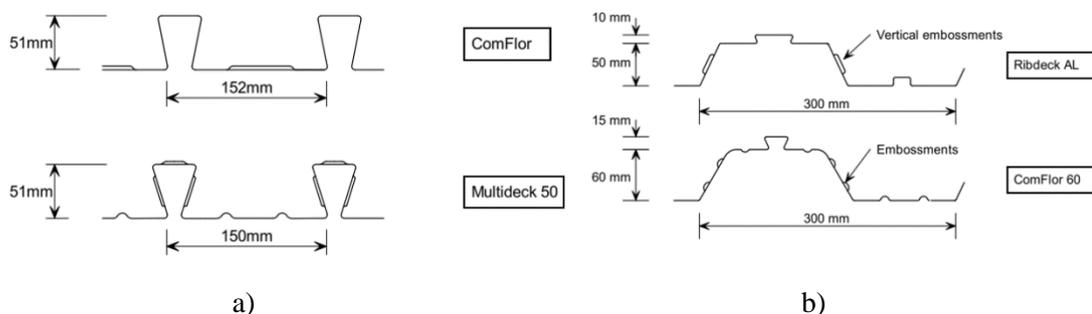


Fig 14. Ejemplos de perfiles de chapa de acero. (a) Perfil en cola de milano. (b) Perfil trapezoidal ([2]).

Algunos de los beneficios de emplear forjados mixtos y la rápida implantación como solución constructiva son [2,3]:

- **Rapidez de ejecución.** Mediante este proceso los tiempos de ejecución se reducen, debido a que la chapa de acero se utiliza como plataforma de trabajo, eliminando la necesidad de encofrado, y reduciendo la cantidad de armado de refuerzo necesario.
- **Reducción de peso.** Son estructuras rígidas y al disminuir la necesidad de armado, el peso se reduce.
- **Estabilidad estructural.** La chapa de acero puede trabajar como sistema de sujeción lateral para las vigas. Además, puede ser diseñado para redistribuir las cargas de viento.

### 2.3.1.2 Comportamiento mecánico y modos de fallo

El adecuado funcionamiento de las losas mixtas se garantiza únicamente cuando los esfuerzos rasantes se transfieren entre el hormigón y la chapa de acero. De no ser así, las deformaciones de los elementos se producen de manera independiente y, por tanto, deja de ser eficaz la combinación acero-hormigón.

Los principales mecanismos de interacción que aseguran el comportamiento frente a los esfuerzos rasantes son [64,65]:

- La **adherencia química**. Durante el proceso de fraguado del hormigón se produce un enlace químico entre el hormigón y el acero.
- La **interacción mecánica** entre el acero y el hormigón. Actualmente, el uso de elementos conectores (pernos) o embuticiones que mejoran la colaboración de la chapa y el hormigón es muy habitual en elementos mixtos de hormigón y acero.
- La **interacción friccional**. El contacto friccional entre los dos materiales favorece el comportamiento colaborante de las losas mixtas. Por tanto, la superficie de la chapa en contacto directo con el hormigón no debe ser lisa, puesto que esto genera un coeficiente de rozamiento muy bajo que impediría el trabajo colaborante de ambos materiales.

Los principales modos de fallo que presentan las losas mixtas se muestran la Fig 15.

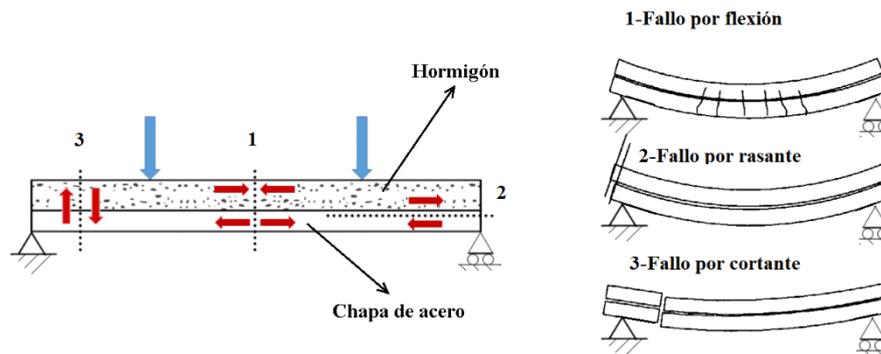


Fig 15. Modos de fallo forjados mixtos ([66]).

- 1) El **fallo por flexión** se presenta cuando la interacción es total entre acero y hormigón hasta alcanzar la capacidad última flexión de la sección compuesta colaborante.
- 2) El **fallo por rasante o deslizamiento longitudinal** es el modo de fallo más frecuente de las secciones mixtas dada la baja eficacia de los sistemas de interferencia usados comúnmente. Se produce cuando se supera la resistencia de los sistemas de retención del deslizamiento entre acero y hormigón, por liberación longitudinal de la chapa, por separación vertical o por ambas. En último caso también se produce por rotura del hormigón. Es un fallo típico a temperatura ambiente y no se suele producir en situaciones de incendio, debido a que el incremento de temperatura en la chapa de acero produce una rápida disminución de su límite elástico, y las fuerzas de tracción son transferidas a la armadura de refuerzo [5,12].
- 3) El **fallo por cortante vertical**. Es un modo de fallo muy poco habitual y se da en losas con luces pequeñas, cantos grandes y esfuerzos cortantes elevados [5].

### 2.3.1.3 Resistencia al fuego de forjados mixtos

Los forjados mixtos se diseñan para resistir los estados tensionales debidos a momentos flectores positivos a temperatura ambiente. Cuando sucede un incendio, las propiedades mecánicas de la chapa de acero y del hormigón disminuyen como consecuencia del aumento de la temperatura. A partir de una cierta temperatura, la chapa de acero no es capaz de resistir las cargas aplicadas y el forjado incumple los criterios de diseño especificados en las normativas de resistencia al fuego.

El objetivo de la protección contra el fuego es limitar los riesgos humanos. Por este motivo, para el diseño estructural de los forjados mixtos frente al fuego es necesario establecer criterios de comprobación de la resistencia al fuego de un elemento estructural (Fig 1). La resistencia al fuego, tradicionalmente, es analizada teniendo en cuenta elementos estructurales individuales colocados en un horno y bajo condiciones de estándar de fuego (ISO 834-1 [18]).

La aptitud de un forjado mixto en condiciones de incendio se define por el cumplimiento de los criterios de capacidad portante (R), integridad estructural (E) y aislamiento térmico (I). A continuación, se definen estos criterios:

#### 1) Capacidad portante.

Cuando se emplean los métodos simplificados para determinar la capacidad portante cada elemento estructural se trata de forma individual. Estos métodos asumen que un forjado mixto es una viga unidireccional, que resiste la acciones mediante flexión y cortante. Por tanto, el efecto membrana es ignorado. Sin embargo, de los tres modos de fallo mencionados en el apartado 2.3.1.2, (Fig 15), en situaciones de fuego solamente se considera el fallo por flexión.

Para el análisis de los forjados mixtos, el criterio de fallo por rotura internacionalmente utilizado se relaciona con la máxima flecha (límite de flexión) y el límite de la velocidad de flexión.

$$D = \frac{L_{sup}^2}{400 \cdot h_{ct}} \quad (8)$$

En aquellas situaciones en las que la flecha supera  $L_{sup}/30$  se emplea el límite de flexión siguiendo la ecuación (9)

$$\frac{\Delta D}{\Delta t_m} \geq \frac{L_{sup}^2}{9000 \cdot h_{ct}} \quad (9)$$

#### 2) Integridad.

Este criterio es una medida de la oposición que este tipo de forjados presenta al paso de las llamas y de gases calientes a través de las fisuras que se forman.

La puesta en obra de las losas debe garantizar que las juntas estén selladas, de modo que, aunque aparezcan fisuras en el hormigón, la chapa metálica impedirá el paso de las llamas y los gases calientes. En consecuencia, se supone que si el forjado cumple el criterio de aislamiento también cumple el criterio de integridad.

#### 3) Aislamiento térmico.

Para que un forjado cumpla el criterio de aislamiento térmico, se comprueba que el incremento de la temperatura en la cara no expuesta al fuego no debe de superar los 180°C en ningún punto, y el incremento medio de temperatura no debe exceder los 140°C de temperatura media.

Debido a las geometrías de las chapas, se debe de tener precaución cuando se compruebe el criterio de aislamiento puesto que la temperatura no es constante en toda la superficie (Fig 16).

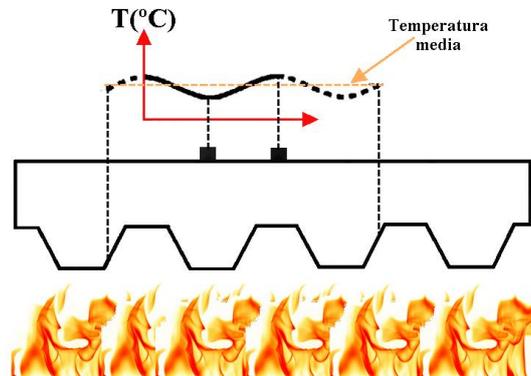


Fig 16. Distribución teórica de la temperatura en la superficie no expuesta de un forjado mixto.

## 2.3.2 Estudios experimentales

### 2.3.2.1 Estudios a temperatura ambiente

El comportamiento estructural de los forjados mixtos en condiciones ambientales, es decir, sin considerar otras cargas adicionales como es un incendio, ha sido estudiado por diferentes autores a lo largo de las últimas décadas. A continuación, se realiza una revisión de los trabajos más incipientes.

En el año 1969 se introducen en Europa los forjados mixtos de hormigón normal y chapa de acero. Durante esos años, Porter y Schuster centran su trabajo en el desarrollo de este sistema constructivo y, en el análisis para mejorar la capacidad para soportar los esfuerzos rasantes [67,68]. Aunque hasta 1980 no se produce una expansión del uso del forjado colaborante. Durante los primeros años de esta década, se elaboran documentos para el diseño y análisis de estas estructuras como son: “*Specifications for the Design and Construction of Composite Slabs*” y la Normativa británica *BS-5950-82* que ha seguido vigente hasta nuestros días.

Desde finales de los 80 y principios de los 90, las directrices francesas recogidas “*Avis Techniques*” provocan que las investigaciones realizadas sobre forjados colaborantes centran su estudio en el análisis del servicio y el tipo de rotura. A partir de los resultados obtenidos, se proponen métodos y valores recomendables relacionados con las acciones o cargas a considerar en el cálculo. Estos estudios dan lugar al Eurocódigo 4 (EN-1994), que se incorpora a España en el año 1994 como ENV-1994 [69].

Los estudios efectuados hasta el momento muestran que habitualmente esta tipología de forjados precisa de ensayos de comportamiento previo, que permitan observar su idoneidad y aplicaciones. Hoy en día se continúan haciendo estudios para definir, de manera general, las formas de las nervaduras y de las indentaciones para mejorar la interacción entre el hormigón y el acero [12,70].

En el caso de las losas mixtas colaborantes, la adecuada utilización del conjunto se garantiza si existe transmisión de los esfuerzos rasantes entre los elementos que conforman el conjunto. En caso contrario, las deformaciones de los elementos se producen de manera independiente y, por tanto, deja de ser eficaz la combinación del elemento mixto.

En este sentido, un aspecto muy importante que debe ser abordado en el estudio de estos elementos estructurales es el mecanismo de interacción entre ambos materiales en situación habitual de trabajo y en situaciones de fuego.

Tradicionalmente, las losas mixtas se han fabricado con hormigón convencional y chapa de acero plegada, aunque en esta tesis doctoral se da un paso más estudiando las ventajas que aporta el uso de hormigones ligeros combinados con chapa delgada de acero.

La mayoría de los forjados mixtos fabricados y estudiados emplean HN. Sin embargo, la tendencia en el sector de la construcción es usar materiales sostenibles de manera que se ahorre energía y se reduzcan las emisiones de CO<sub>2</sub> [30]. El empleo de hormigones ligeros estructurales (HLE) reduce el peso de las estructuras e incrementa la porosidad del hormigón. La porosidad varía en función del agregado empleado [31] e influencia el comportamiento térmico y mecánico del HLE [31–33].

Los hormigones ligeros ya han sido analizados. Sin embargo, la utilización de este material para la fabricación de forjados mixtos no ha sido estudiada en profundidad y se ha enfocado en el comportamiento estructural en condiciones normales, sin la presencia de fuego. La utilización del HLE en este tipo de elementos constructivo es reciente [11]. Los ensayos experimentales realizados hasta el momento se basan en el ensayo de flexión en 4 puntos tipo m-k. Los resultados obtenidos en estos estudios muestran el comportamiento dúctil del hormigón ligero, además de que reducen el peso, en torno al 20%. Sin embargo, también presentan algunas desventajas como la reducción de capacidad resistente debido a la reducción de resistencia del HLE respecto al hormigón convencional. Esta reducción, como se ha visto anteriormente, se atribuye a la porosidad del material.

En 2010, se realizaron pruebas experimentales en las que se añadían virutas de goma al hormigón de una losa mixta sustituyendo parte del agregado fino [71]. Los resultados obtenidos con este tipo de hormigón denominado “hormigón con virutas de goma” (Crumb Rubber Concrete CRC) muestran que la resistencia del hormigón se reduce. Sin embargo, la dureza aumenta y el comportamiento plástico del hormigón también, siendo capaz de absorber más energía antes de su rotura. Esta tipología de losas mixtas consigue un comportamiento dúctil de las mismas, en lugar del comportamiento frágil que caracteriza al hormigón convencional.

En esta misma línea, se han desarrollado también losas mixtas con otros hormigones. En 2011, se realizaron pruebas con hormigones realizados con agregados de escoria de palma. Este tipo de hormigones se caracterizan por tener bajas densidades. Esta tipología de losas mixtas se ensayó siguiendo el Eurocódigo 4, diferenciando dos tipos de muestras: muestras largas y muestras cortas. Utilizando una metodología similar a otros autores, se obtuvieron los coeficientes m-k [72]. Las principales conclusiones de estas investigaciones identifican un aumento de elasticidad en el comportamiento de las losas frente a las losas convencionales. El comportamiento del conjunto es dúctil y no frágil que es el comportamiento que caracteriza los hormigones tradicionales. La capacidad portante estructural de este nuevo tipo de losas mixtas es ligeramente inferior a la capacidad de las losas tradicionales [72].

En el año 2013, se realizaron investigaciones sobre la eficiencia del ensayo m-k para obtener el comportamiento a flexo-tracción de las losas mixtas de hormigón y acero [73]. Asimismo, se identificaron aspectos clave para obtener buenos resultados como son la introducción de iniciadores de fisura en el hormigón, la influencia del espesor de la chapa de acero o la influencia de la carga cíclica aplicada previamente al ensayo de rotura, entre otros. Las principales conclusiones de estos trabajos previos revelan la reducción de resistencia que presentan las losas al introducir los iniciadores de fisura, sin embargo, la normativa vigente recomienda su utilización puesto que el modo de rotura se encuentra más controlado.

Asimismo, de los resultados obtenidos se identifica que la influencia de la adherencia química entre el hormigón y el acero es insignificante, quedando gobernada la interacción entre ambos materiales por las embuticiones, la fricción entre ambos materiales y los conectores mecánicos que se puedan introducir.

Los trabajos más recientes, analizan el comportamiento mecánico de forjados mixtos utilizando diferentes agregados ligeros y diferentes espesores de chapa. Los resultados muestran que el fallo se produce de manera dúctil, y presentan una reducción de la capacidad de carga. Por otro lado, el aumento del espesor de la chapa nervada mejora el comportamiento mecánico de los forjados mixtos [7,74].

### 2.3.2.2 Estudios de resistencia al fuego

El comportamiento frente al fuego de forjados mixtos colaborantes ha sido investigado profundamente desde 1980. La Tabla 2 muestra algunos de los trabajos realizados durante las últimas décadas, detallando su configuración y sus condiciones de carga tanto térmicas como mecánicas. También muestra los resultados obtenidos de resistencia al fuego de forjados mixtos en varios laboratorios europeos.

Tabla 2. Resumen de los ensayos experimentales realizados ([75]).

Referencia	Configuración Losa	Dimensión (m)	Viga secundaria	Carga aplicada (kN/m <sup>2</sup> )	Carga de fuego	Flecha máxima (mm)
TNO tests	Simplemente apoyada	3.2x0.9	-	5.8	ISO 834	290 150
Cardington tests	Continua	9.5x6.5	Sin protección	5.4	40 kg/m <sup>2</sup>	428
	Diferentes configuraciones BRE corner	9x6 11x7				269 1000
BRANZ	Apoyada en 4 puntos	4.3x3.3	-	6 5.5	ISO 834	253
Purdue Tests	Apoyada en 4 puntos	4.6x4	Con y sin protección	9	ASTM E119 + enfriamiento	250
Manchester tests	Biapoyada con giro restringido	6.45x12	-	3.85- 11.7	Fuego paramétrico	33-103
FRACOF	Apoyada en 4 puntos	8.7x6.7	Sin protección	5.1	ISO 834	460
COSSFIRE	Apoyada en 4 puntos	9x6.7	Sin protección	3.9	ISO 834	550
CTU test	Apoyada en 4 puntos	4.5x3	-	1.8	ISO 834	300

En la mayoría de estos ensayos, los forjados mixtos colaborantes están formados por una chapa de acero en la que se coloca un refuerzo en la zona de tracción y sobre la que se vierte HN. En estos ensayos, no se adoptaron medidas activas de protección frente al fuego, y la resistencia al fuego fue superior a los 30 minutos.

Sin embargo, la dispersión de resultados se encuentra motivada por los diferentes criterios de diseño empleados a temperatura ambiente y a las diferentes condiciones de apoyo.

El incremento de la flecha en el centro del vano provoca desplazamientos horizontales de la losa. Si estos están impedidos, por ejemplo, cuando la losa está arriostrada de forma efectiva a la estructura del edificio, o cuando forma parte de un forjado continuo en el que un solo vano se expone al fuego, se generan esfuerzos axiales. Estos esfuerzos, generan un efecto membrana e incrementan significativamente la resistencia al fuego, siempre que la estructura del edificio pueda resistir las fuerzas horizontales generadas.

En 1989, se inició un proyecto en el que participaron los centros de investigación: CTICM (*Francia, Centre Technique Industriel de la Construction Metallique*), TNO (*the Netherlands Organisation for applied scientific research*) y, ARBED (*Luxemburgo*). En este proyecto se realizaron 25 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos con y sin carga [5,76–78]. Estas condiciones posibilitaron el análisis térmico y estructural individualmente.

El análisis térmico realizado en doce ensayos mostró que el perfil de la chapa juega un papel importante en la distribución de temperatura en la losa. Por otro lado, el análisis estructural, indicó que el fallo de estas estructuras se encuentra directamente relacionado con la rotura de la armadura de refuerzo.

A mediados de 1990, se realizaron en Cardington (Reino Unido) una serie de ensayos de resistencia al fuego sobre elementos estructurales a gran escala y con fuego real. Estos ensayos se realizaron utilizando forjados con vigas mixtas, de manera que los esfuerzos axiales son transmitidos a la estructura. La descripción detallada de cada ensayo, las principales observaciones e implicaciones, además de los resultados, se incluyeron en un informe para el British Steel (1999) y en diversos trabajos [79,80]. Estos ensayos constituyen la base para los estudios experimentales y de modelización numérica que se han realizado en los últimos años.

Los resultados de los ensayos de Cardington, indicaron que los forjados mixtos fueron capaces de soportar la carga impuesta sin ningún colapso, alcanzando flechas de 1/20 la longitud entre apoyos, así como temperaturas superiores a 1000°C. Estos resultados fueron justificados por el efecto de membrana en los forjados mixtos.

Para demostrar que el valor de resistencia a fuego puede incrementarse si se considera el efecto membrana, Bailey et al. [81] realizó un ensayo sobre un forjado mixto de 9.5 m × 6.5 m a temperatura ambiente. Para considerar el efecto que tiene el fuego sobre la chapa de acero, Bailey et al. eliminó durante el ensayo dicho elemento. Los resultados mostraron que la carga de fallo duplicó el valor de la carga de fallo calculada a partir de la teoría de las líneas de fluencia.

En el 2002, en Nueva Zelanda, el centro de investigación BRANZ (Building Research Association) realizó ensayos en condiciones de incendio sobre un forjado mixto de 3.3 m × 4.3 m. Los ensayos se realizaron en un horno, con unas condiciones de temperatura controladas según la curva de calentamiento ISO 834. De esta manera los resultados obtenidos se pudieron comparar con el método de diseño impuesto en la normativa. Además de los ensayos experimentales, diferentes modelos numéricos fueron desarrollados. Los resultados obtenidos en las simulaciones térmicas mostraron que la temperatura en la parte inferior de la losa fue superior a los ensayos, debido a la deformación producida en la chapa de acero y su separación de losa de hormigón [82,83]. La capacidad exhibida por las losas compuestas gracias al efecto membrana permite eliminar la protección contra incendios de las vigas secundarias colocadas en la parte inferior de la losa, sin afectar a la seguridad estructural, algo que puede extenderse en principio a toda la estructura de edificios altos

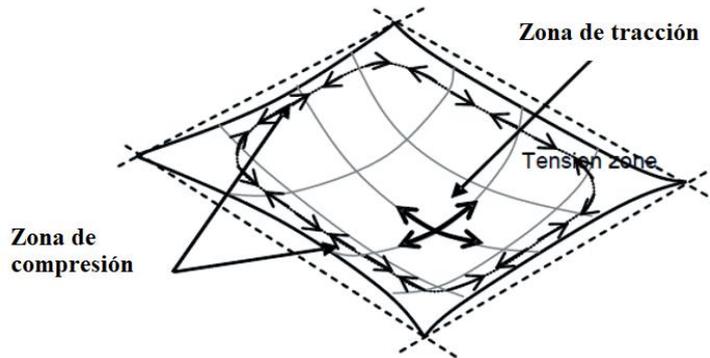


Fig 17. Efecto de membrana en losas con movimiento horizontal restringido ([36]).

En 2008, en Francia, en el centro tecnológico de la construcción metálica (CTICM) se realizó un ensayo de resistencia a fuego normalizado, sobre un forjado de 8.7 m × 6.6 m. Este ensayo constituyó una evidencia adicional a la aplicación del concepto “*efecto de membrana*” en edificios de varios pisos [84].

En el 2011, Bailey y Toh [85] realizaron 22 ensayos de resistencia sobre losas de hormigón a pequeña escala, sin restricciones horizontales. Los resultados de estos ensayos se utilizaron para validar el método de diseño anteriormente propuesto por trabajos anteriores [86]. Además, se concluyó que la fractura en el armado de refuerzo se relaciona con el fallo de la estructura.

En el 2011, Fike y Kodur [87] presentaron estudios experimentales y numéricos sobre forjados mixtos colaborantes de HN reforzado con fibras de acero. Estos forjados se apoyaron en vigas secundarias de acero para realizar los ensayos de resistencia al fuego. Los resultados obtenidos demostraron que la resistencia al fuego de este tipo de estructuras mixtas se puede mejorar significativamente gracias a la acción compuesta del conjunto viga-losa y al efecto membrana. Basado en los resultados de Fike y Kodur, otros trabajos estudiaron el comportamiento del mismo tipo de forjado en condiciones de fuego [88]. En este trabajo se consideraron varias conexiones entre vigas secundarias, dos escenarios de incendio y dos posibilidades de protección contra incendios de las vigas de acero secundarias. Los resultados indicaron que ninguno de los pernos empleados en la conexión, ni las conexiones para unir las vigas secundarias fallaron durante las fases de calentamiento y enfriamiento en los ensayos. Como consecuencia de los resultados los autores recomendaron mantenerla protección contra incendios de las vigas secundarias.

Guo y Bailey [89] realizaron estudios experimentales sobre el comportamiento de losas compuestas durante las fases de calentamiento y enfriamiento en incendios reales. Los resultados mostraron que el comportamiento de estas estructuras dependía de la velocidad de calentamiento y enfriamiento, y de la máxima temperatura alcanzada. Además, la temperatura máxima tanto en la superficie no expuesta como en el armado de refuerzo se alcanzó durante la fase de enfriamiento. Estos resultados remarcaron la necesidad de diseñar estas estructuras bajo diferentes escenarios y condiciones de fuego.

En 2017, Guo-Qiang Li et al [75], realizaron 4 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos formados por una chapa trapezoidal y HN armado. El principal objetivo de este trabajo fue estudiar la influencia de las condiciones de contorno, la localización del armado de refuerzo, así como, el efecto de membrana al utilizar una viga secundaria sin protección.

Los forjados mantuvieron su comportamiento para un REI90, y además los resultados demostraron que el criterio de diseño empleado en el Eurocódigo 4 es conservador y que puede ser empleado para otras geometrías. Estos autores destacaron que durante los ensayos se producía despegue entre el hormigón y la chapa de acero.

En 2018, otros investigadores [90] realizaron ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos, los cuales fueron fabricados con chapa de acero lisa. Además de los ensayos experimentales, este trabajo desarrolló un modelo numérico para estudiar la influencia de la geometría de la chapa en la transferencia de calor al interior de la losa. Este trabajo analizó el incremento de temperatura en el forjado utilizando diferentes condiciones de calentamiento y diferentes tipos de chapa perfilada. Los resultados mostraron que las zonas de reentrada poseen temperaturas inferiores a la base. Por lo tanto, las geometrías ayudan a reducir la cantidad de armado de refuerzo requerido en la parte inferior de las losas compuestas. Además, se demostró que el perfil de la chapa permite el cumplimiento del criterio de integridad incluso después de cuatro horas de ensayo, reduce el spalling y el daño posterior al incendio.

Sin embargo, a pesar de todos los estudios de resistencia al fuego realizados durante las últimas décadas, ninguno de los forjados mixtos ha empleado HLE en su fabricación. Por este motivo, esta tesis doctoral se centra en el estudio de la resistencia al fuego de forjados mixtos colaborantes empleando hormigones ligeros estructurales.

### 2.3.3 Estudios numéricos

#### 2.3.3.1 *Estudios numéricos a temperatura ambiente*

En 1993, se publicaron los primeros métodos de cálculo de losas mixtas de hormigón y acero que permitían predecir su comportamiento. Estos modelos realizaban simplificaciones que permitían obtener resultados conservadores válidos para estudiar el comportamiento real de las losas. Concretamente, estos modelos no tenían en cuenta el enlace químico entre los materiales, ni el estado tensional del hormigón, considerando a este último un material frágil [91,92].

En 1996 se desarrolló una de las primeras tesis doctorales sobre el estudio numérico de losas mixtas [93]. En esta tesis se aborda el estudio de los principales modos de fallo de las losas mixtas de hormigón y acero. Para realizar este análisis se emplearon simulaciones numéricas de elementos finitos con las que se modelaron las losas mixtas y su comportamiento estructural. La fisuración del hormigón tiene gran influencia en el comportamiento del conjunto, y por este motivo se emplearon modelos de elementos finitos no lineales que permitieron estudiar el agrietamiento del hormigón y el comportamiento de la losa en su conjunto. En esta tesis se realizaron ensayos experimentales que, en combinación con las simulaciones numéricas, permitieron estudiar en detalle el comportamiento de las losas mixtas, alcanzando un mayor conocimiento de estos elementos estructurales. Los modelos numéricos también permitieron en ese momento realizar un estudio paramétrico de algunas variables como las propiedades de las conexiones o la influencia de la distribución de cargas sobre la losa [94]. El método desarrollado en esta tesis mejora el método que descrito en el Eurocódigo 4. Este método es aplicable tanto a losas dúctiles como no dúctiles [93].

En el año 2006, se publicaron importantes avances en la simulación numérica de losas mixtas con modelos que incluían contacto friccional entre el hormigón y el acero, aunque sin considerar la adherencia inicial, efectos dinámicos o la tensión tangencial máxima [64]. Se emplearon modelos multilíneales elasto-plásticos para la chapa delgada de acero y el hormigón se simuló mediante una superficie de rigidez infinita.

También se realizaron simplificaciones por simetría, tanto geométrica como de cargas. Para modelar la chapa de acero se emplearon elementos tipo placa y la carga fue aplicada mediante un desplazamiento.

En los últimos años, la simulación numérica de losas mixtas de hormigón y acero no han sufrido grandes modificaciones. Los últimos trabajos publicados continúan realizando investigaciones del contacto entre los dos materiales, dada la importancia de la rasante en el comportamiento eficiente de las losas. En este sentido, en el año 2016, algunos autores realizan simulaciones de las losas mediante modelos numéricos simplificados que consiguen reproducir el comportamiento experimental de las mismas [12]. Las principales aportaciones son, en primer lugar, la reducción de la geometría a simular, seleccionando generalmente 1/8 de la losa real; en segundo lugar, la eliminación de las embuticiones en la chapa delgada de acero, lo que simplifica notablemente la geometría, el mallado de elementos finitos y el coste computacional; en tercer lugar, la consideración del comportamiento bilineal del acero, lo que permite incluir la no linealidad de este material de manera más sencilla que su comportamiento real.

### 2.3.3.2 *Estudios numéricos de resistencia al fuego*

La complejidad existente en la realización de ensayos de resistencia al fuego, así como, el coste y el tiempo necesario para realizar este tipo de ensayos, ha provocado un cambio en la forma de investigar la resistencia al fuego de forjados mixtos. Por ello, en la última década, se ha implementado el uso de herramientas matemáticas (como el método de los elementos finitos, MEF) para conocer el comportamiento de cualquier elemento constructivo en situación de incendio. Estas herramientas se utilizan para predecir el comportamiento, térmico y estructural, de este tipo de estructuras en situaciones de incendio.

Los principales retos en un análisis térmico se relacionan con la transferencia térmica en el interior de la losa de hormigón, siendo por tanto necesario definir de manera adecuada las propiedades térmicas del hormigón, las condiciones de contorno, el contacto térmico entre la chapa de acero y el hormigón, así como tener en cuenta el efecto del transporte de la humedad. En los primeros trabajos de simulación numérica llevados a cabo, el hormigón se define como un elemento sólido y la chapa de acero como una lámina. Investigadores del TNO (Netherlands) desarrollaron un modelo termo-mecánico en el que se introduce un elemento auxiliar para modelizar el intercambio en forma de radiación entre el fuego y el acero [5,76]. Este elemento fue vinculado a una superficie auxiliar donde se especifica la curva de calentamiento standard ISO 834 [18]. Mediante el empleo de este método se evitan introducir de manera empírica los factores de forma necesarios para definir la transferencia de calor por radiación.

Lamont [56] realizó estudios paramétricos para investigar los factores más influyentes que afectan a la distribución de temperatura en el interior del forjado. Los resultados indicaron que la conductividad térmica del hormigón, el contenido en humedad y el valor de la convección en la cara expuesta eran los más influyentes. Sin embargo, no se consideró la chapa de acero y, por tanto, aspectos como la emisividad del acero o su geometría no se tuvieron en cuenta.

Pantousa [95] simplificó el modelo termo-mecánico de forjados mixtos al no modelar el contacto entre la chapa de acero y el hormigón, asumiendo una continuidad en la temperatura entre el ambos materiales.

Trabajos recientes en el campo de la simulación numérica hacen hincapié en desarrollar en profundidad el análisis térmico para abordar con éxito estos problemas [41,90]. Algunos de los parámetros más influyentes y que afectan al comportamiento térmico y como consecuencia al estructural son el espesor y la geometría de la chapa de acero [75,96–99].

En 2019, Jian Jiang [100] del National Institute of Standards and Technology (NIST), investigó numéricamente el efecto de la geometría, las condiciones de contorno aplicadas (emisividad, fenómeno de convección, el factor de forma de la radiación) y las propiedades térmicas, en el criterio de aislamiento térmico (I). Concluyó que el espesor y el contenido en humedad son los principales parámetros que influyen en el cálculo de la I. Jian Jiang propuso una nueva expresión para el cálculo de la resistencia al fuego en la que se tenía en cuenta el contenido en humedad del hormigón.

Respecto al análisis estructural, los principales desafíos se relacionan con el comportamiento ortótropo de las losas mixtas generado por la geometría de la chapa de acero, así como ampliar los estudios sobre los efectos producidos por la temperatura en las propiedades mecánicas del material (plasticidad) y las no linealidades geométricas [100].

Desde los primeros trabajos de simulación realizados para estudiar el análisis estructural de los forjados mixtos en situación de incendio, el análisis térmico (temperaturas en el hormigón y la chapa de acero) era descrito dentro del propio análisis estructural. Por lo tanto, las características anteriormente comentadas no se tenían en cuenta para el desarrollo del modelo [56,83,101]. Se han llegado a realizar modelos de elementos finitos en los que se acoplan modelos térmicos a los modelos estructurales para representar el comportamiento real del elemento estructural bajo condiciones de fuego. En 2019, un grupo de investigadores realizó un estudio numérico en el que se incluyó una capa de aire entre la chapa de acero y el hormigón para simular el proceso de despegue. Únicamente fue posible obtener resultados en el modelo térmico ante la imposibilidad de dotar al aire de propiedades mecánicas [102].

A la vista de lo mostrado en este capítulo, la falta de información relativa en el estado del arte actual sobre la caracterización térmica del HLE a altas temperaturas y su insuficiente normativa han motivado la realización de esta tesis doctoral. Además, no se ha encontrado ningún trabajo que estudie experimental y numéricamente el comportamiento de forjados mixtos de HLE y chapa de acero en condiciones de fuego, por lo que los objetivos alcanzados en este trabajo suponen una contribución científica novedosa.



# CAPÍTULO 3:

# ESTUDIOS

# EXPERIMENTALES

En este capítulo se describe el programa experimental llevado a cabo para satisfacer el objetivo general propuesto, que es investigar la resistencia al fuego de forjados mixtos colaborantes fabricados con hormigón ligero. Para conseguir cumplir dicho objetivo y de acuerdo a la revisión del estado del arte actual, se ha diseñado un programa experimental basado en tres parámetros:

1. Ensayos previos de **caracterización mecánica**.
2. Ensayos de **caracterización térmica** de los hormigones ligeros, empleando diferentes técnicas.
3. Ensayos de **resistencia al fuego** de los forjados mixtos.

## 3 ESTUDIOS EXPERIMENTALES

### 3.1 Estudios previos

Con el fin de estudiar el comportamiento mecánico y de resistencia al fuego de forjados colaborantes se han empleado tres tipos de hormigones ligeros (HL) y un hormigón normal (HN) para la fabricación de los forjados. La caracterización mecánica a temperatura ambiente de estos materiales (HL23, HL28, HL37, HN y acero) y la capacidad de carga última de los forjados mixtos han sido estudiadas en trabajos previos [12,66], y en el Proyecto del Plan Nacional BIA2012-31609.

Los resultados de la caracterización mecánica de los hormigones ligeros se utilizan en esta tesis como parámetros de entrada (inputs) de los modelos de simulación numérica, que se explicaran el siguiente capítulo. La capacidad de carga última de los forjados mixtos es necesaria para determinar la carga máxima aplicada en los ensayos de resistencia al fuego.

En los siguientes apartados se detalla de manera general el procedimiento de ensayo realizado para la caracterización mecánica de los hormigones y el ensayo realizado para la determinación de la carga última de los forjados, además de los resultados obtenidos en cada estudio.

#### 3.1.1 Caracterización mecánica de los materiales

La densidad ( $\rho$ ), el módulo elástico ( $E_m$ ) y la resistencia a compresión media ( $f_{cm}$ ) son los parámetros que permiten la caracterización mecánica de los hormigones utilizados. Los ensayos se realizaron sobre probetas fabricadas en moldes normalizados y curadas durante 28 días según las condiciones indicadas en la norma UNE 83504:2004 [103].

La densidad aparente a temperatura ambiente para cada hormigón estudiado (HL23, HL28, HL37 y HN) se determinó a partir del peso y el volumen de cada muestra. Para cada tipo de hormigón se pesaron tres muestras normalizadas de  $\Phi 15 \times 30$  cm. Para los hormigones ligeros empleados en este trabajo, se determinó su densidad real utilizando un picnómetro de helio modelo AccuPyc 1340 de la marca MICROMERITICS INSTRUMENT CORPORATION (Fig 18). Los resultados de la densidad aparente del hormigón deshidratado y de la densidad real, se utilizaron para determinar la porosidad de los HL, como se muestra en la Tabla 3.

Tabla 3. Densidades y porosidad de los HLs

Identificación hormigones	Densidad aparente ( $\text{kg/m}^3$ )	Densidad real ( $\text{kg/m}^3$ )	Porosidad (%)
HL23	1763	2430	27.2
HL28	1742	2485	29.9
HL37	1875	2502	25.1



Fig 18. Equipo para la medición de la densidad real: a) Picnómetro; b) Muestra de HL en el portamuestras del picnómetro.

El procedimiento para determinar el módulo elástico sigue la norma UNE-EN 12390-13:2014 [104], mientras que el procedimiento de ensayo de resistencia a compresión sigue la norma UNE 83507:2004 [105].

La Fig 19 muestra los pasos seguidos para determinar la resistencia a compresión, la cual se calcula como el valor medio de los 3 ensayos realizados por muestra.

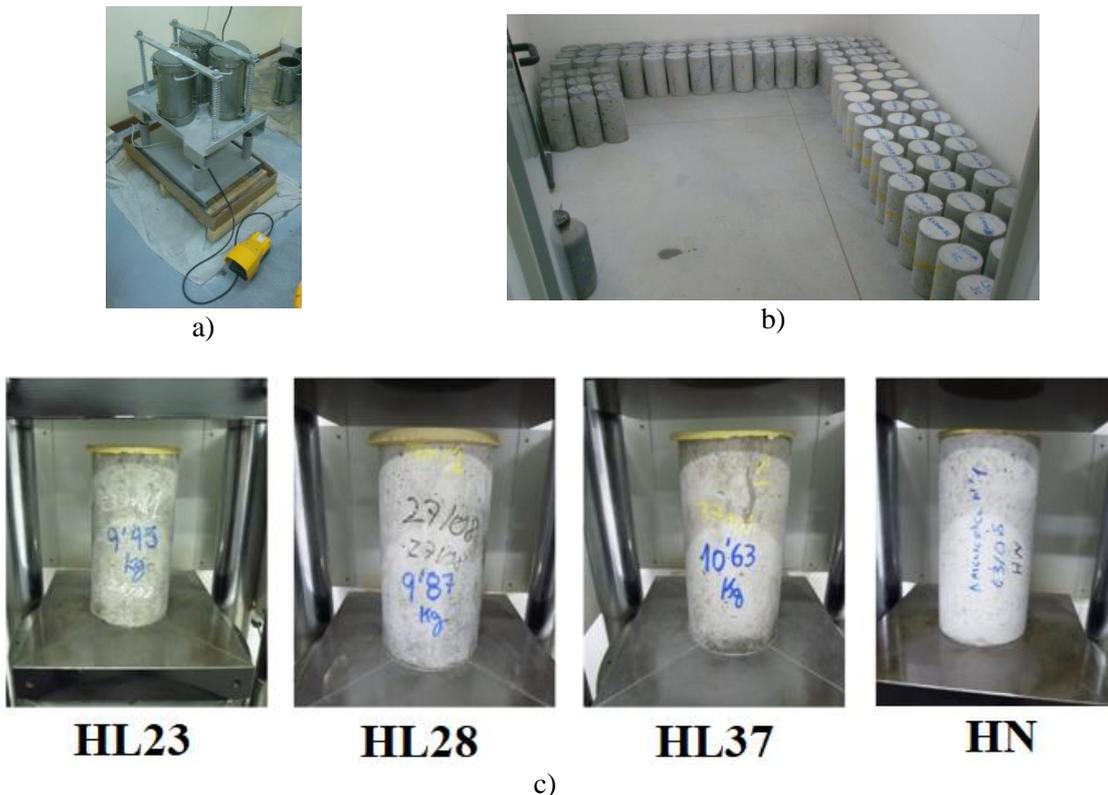


Fig 19. Probetas utilizadas en los ensayos a compresión: a) Vibrado de las probetas durante su fabricación. b) Curado de las probetas para el ensayo a compresión. c) Ensayo a compresión.

Utilizando el valor medio a 28 días de la resistencia a compresión ( $f_{cm}$ ), se calculó el valor de resistencia característica a compresión o resistencia de proyecto para cada HL ( $f_{ck}$ ), ecuación (10), según se indica en el capítulo 8 de la EHE-08 [106].

$$f_{ck} = f_{cm} - 8MPa \quad (10)$$

En la Tabla 4 se muestra el valor promedio de la densidad aparente a temperatura ambiente y de las propiedades mecánicas de los hormigones ensayados y empleados en la fabricación de las losas mixtas.

Tabla 4. Valor de las propiedades mecánicas de los hormigones empleados en la fabricación de las losas mixtas.

Identificación hormigones	Propiedades			
	Densidad aparente (kg/m <sup>3</sup> )	Módulo elástico (MPa)	Resistencia característica a compresión, 28 días (MPa)	Clase de resistencia a compresión
HL23	1875	20700	25.6	LC 25/28
HL28	1902	21600	28.59	LC 25/28
HL37	2010	27200	30.22	LC 30/33
HN	2435	45700	36.97	C 30/37

La chapa de acero empleada fue caracterizada mediante ensayos de tracción según UNE-EN ISO 6892-1 [107]. Se determinó el límite elástico, el módulo de Young, y el coeficiente de Poisson, además de la curva tensión-deformación. Esta curva se transformó a valores de tensión verdadera-deformación plástica verdadera, que se utiliza posteriormente como input para implementar la ley de endurecimiento en el análisis numérico.

La Tabla 5 muestra los valores obtenidos en los ensayos de tracción y el valor promedio, que se emplea en las simulaciones numéricas.

Tabla 5. Propiedades mecánicas de la chapa de acero obtenidas en el ensayo de tracción.

Propiedad mecánica	Ensayo			Promedio
	Test 1	Test 2	Test 3	
Límite Elástico (MPa)	268	275	271	271.33
Módulo de Young (GPa)	206	204*	210	208
Coficiente de Poisson	0.31	0.33*	0.31	0.31

\*Se han obtenido pocos valores en régimen plástico, se descartan.

### 3.1.2 Fabricación de los forjados mixtos

Los forjados colaborantes analizados en el proyecto BIA2012-31609, y los que se estudian en esta tesis doctoral, fueron fabricados por la empresa Prefabricados Industriales del Norte S.A. (PRENOR S.A).

Para su fabricación se utilizaron cuatro dosificaciones de hormigón diferentes de acuerdo con lo indicado en la sección 3.1.1, una de HN y tres de HLE que se reforzaron con fibras de poliolefinas y una malla de refuerzo en la parte superior de 2 mm de diámetro para evitar el efecto de retracción del hormigón. El hormigón fue vertido sobre una chapa perfilada de 1 mm de espesor, aportada por la empresa HIANSA®. El proceso de fabricación se muestra en la Fig 20.



Fig 20. Fabricación de los forjados mixtos: a) Encofrado de la losa mixta; b) Vertido del hormigón.

Con el objetivo de satisfacer los requisitos de la norma de ensayos de resistencia al fuego de elementos mixtos de hormigón y chapa de acero perfilada [28], según la cual la longitud expuesta mínima debe de ser mayor de 1300 mm, las dimensiones de los forjados fueron 2030 mm de largo, 1120 mm de ancho y 160 mm de espesor, como se muestra en la Fig 21. Sobre estos prototipos se realizaron los ensayos para la determinación de la capacidad de carga última y los ensayos de resistencia al fuego.

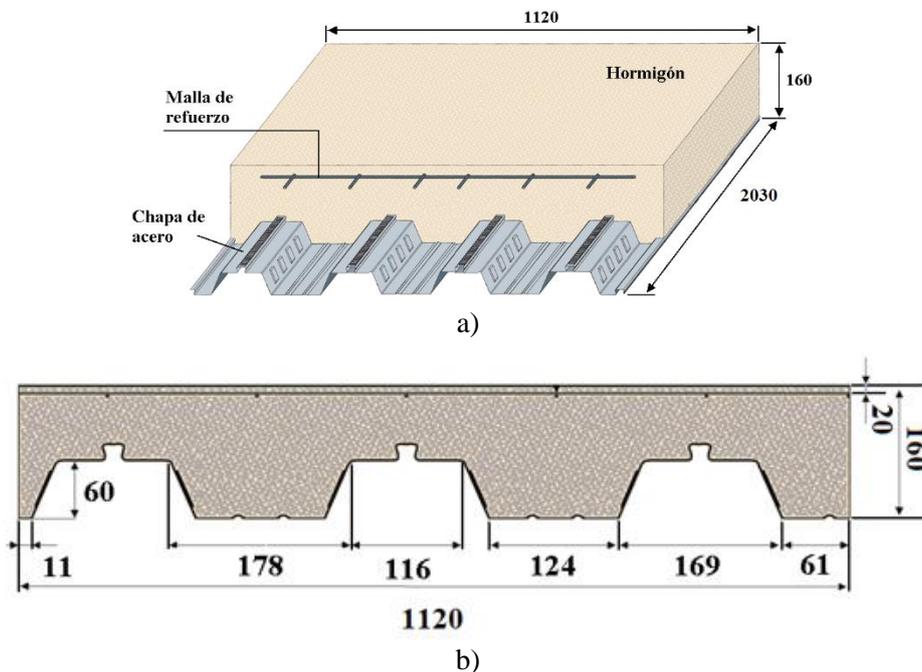
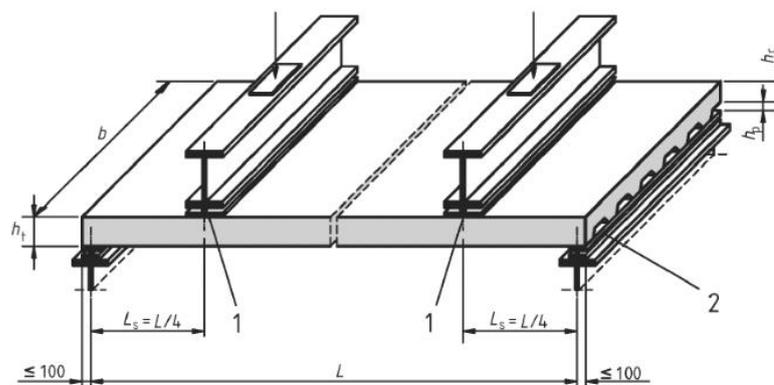


Fig 21. Geometría de los forjados mixtos: a) Vista isométrica; b) Vista frontal de la sección (dimensiones en mm).

### 3.1.3 Determinación de la carga última de los forjados

Para la determinación de la capacidad de carga última de los forjados se realizaron ensayos de flexión en 4 puntos, con los que se pudieron obtener los coeficientes m-k. El objetivo de este ensayo es obtener la capacidad de carga máxima que es capaz de soportar la losa sin que se produzca el fallo por esfuerzo rasante entre el hormigón y la chapa. El fallo por rasante causa un deslizamiento relativo entre ambos elementos de la losa, haciendo que estos dejen de trabajar de manera conjunta.

El procedimiento para la determinación de la capacidad de carga última de los 4 tipos de forjados mixtos estudiados sigue el método de ejecución establecido en el Anexo B del Eurocódigo 4 parte 1 [108], titulado: “Ensayos normalizados. Ensayos de losas mixtas en forjados.” La Fig 22 muestra la configuración para realizar estos ensayos. La carga aplicada se reparte idénticamente en dos cargas concentradas y situadas simétricamente en el vano a  $L/4$  y  $3L/4$ .



Leyenda  
 1 Apoyo de neopreno o equivalente  $\leq 100 \text{ mm} \times b$   
 2 Placa de apoyo  $\leq 100 \text{ mm} \times b \times 10 \text{ mm}$  (mín) (usual para todas las placas de apoyo)

Fig 22. Ensayo a flexión en 4 puntos ([108] Anexo B).

Los valores medios resultantes de la realización de 3 ensayos de flexión sobre cada tipo de forjado estudiado se muestran en la Tabla 6. En esta tabla, se recogen la longitud del forjado, longitud del cortante ( $L_s$ ), la carga de rotura o carga última ( $W_t$ ), el valor característico de la resistencia a esfuerzo cortante ( $V_{tck}$ ), y la resistencia a esfuerzo cortante ( $V_c$ ).

Tabla 6. Parámetros obtenidos en el ensayo de flexión a 4 puntos.

Tipo de Forjado	L (mm)	$L_s$ (mm)	$W_t$ (kN)	$V_{tck}$ (kN)	$V_c$ (kN)
HL23	2030	455	166	63.1	50.47
HL28	2030	455	168	63.87	51.07
HL37	2030	455	192	72.97	58.37
HN	2030	455	193	91.7	73.34

## 3.2 Estudios térmicos

En situaciones de incendio, la respuesta térmica y la resistencia al fuego de los forjados mixtos se encuentran influenciadas por las propiedades térmicas, conductividad térmica y calor específico de los materiales que lo conforman.

La correcta definición de ambas propiedades en función de la temperatura desempeña un papel importante cuando se utilizan métodos de cálculo avanzados para analizar el comportamiento de cualquier elemento estructural en situación de fuego.

Como se ha visto en el **capítulo 2: ESTADO DEL ARTE**, cuando un elemento de hormigón se encuentra expuesto a un fuego, el incremento de temperatura se encuentra muy influenciado por el transporte del agua interna (contenido en humedad), lo que provoca un aumento de la energía asociada al calor latente de forma que afecta a las propiedades térmicas del hormigón. Además, las propiedades térmicas de los hormigones ligeros varían en función de factores tales como la humedad y el tipo de agregado utilizado en su fabricación.

Sin embargo, los Eurocódigos 2 [57] y 4 [13], establecen para cualquier tipo de HL un valor constante para el **calor específico ( $c_p$ )** de **840 J/kgK**, independientemente de la temperatura. De igual forma, según los Eurocódigos, el valor de la **conductividad térmica ( $\lambda$ )** se puede obtener de manera general de la siguiente forma:

$$\begin{array}{l}
 \text{Conductividad térmica} \\
 \lambda \text{ (W/m}\cdot\text{K)}
 \end{array}
 \left| \begin{array}{l}
 = 1 - \left( \frac{T}{1600} \right) \quad \text{si } 20^\circ\text{C} < T < 800^\circ\text{C} \\
 = 0.5 \quad \text{si } T > 800^\circ\text{C}
 \end{array} \right. \quad (11)$$

Ante la gran diversidad de los HL utilizados en el sector de la construcción y la dificultad de definir unas propiedades térmicas genéricas, se realizó una campaña experimental para determinar las propiedades térmicas de los HL empleados en esta tesis doctoral.

Mediante el estudio de los resultados obtenidos en los ensayos realizados, se comprende la influencia de la humedad y la temperatura en los valores del  $c_p$  y la  $\lambda$  ante diferentes condiciones de temperatura y contenido en humedad. Además, los valores obtenidos en esta campaña experimental se utilizan como parámetros de entrada (inputs) en las simulaciones térmicas realizadas.

### 3.2.1 Extracción de muestras

Para la realización de los ensayos de caracterización térmica se utilizan probetas de diferentes geometrías. Las muestras analizadas térmicamente se extraen de las losas empleadas en los ensayos de flexión a 4 puntos. Para su extracción se emplea un equipo de extracción de la marca Hilti® que consta de una plataforma, una extractora de testigos modelo DD-250E y brocas de dos diámetros,  $\phi 50\text{mm}$  y  $\phi 120\text{mm}$ .

El proceso de extracción utilizado se muestra en la Fig 23 y se realiza en la zona del forjado donde hay un mayor espesor, para evitar el corte de la chapa. Inicialmente se coloca el equipo de extracción (Fig 23 a) y b)), para posteriormente realizar la perforación a la vez que se refrigera la broca de corte para favorecer el proceso.

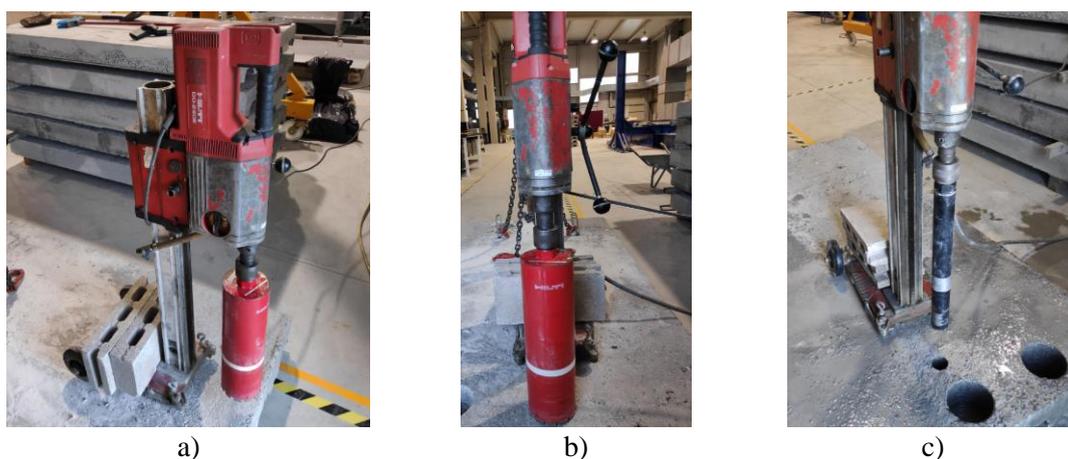


Fig 23. Extracción de testigos.



Fig 24. Muestras extraídas: a) Geometrías de diferentes tamaños. b) Muestras de mayor diámetro para cada tipo de hormigón.

Una vez extraídos los testigos, ver Fig 24, se cortan para conseguir muestras de 50 mm de espesor utilizando un disco de corte (Fig 25). Al finalizar el proceso de corte, se seleccionan las muestras que se utilizarán en la caracterización térmica. Estas deben de cumplir las siguientes condiciones:

- No poseer poros grandes.
- No tener grietas o muescas producidas por el proceso de corte.
- Ser cilíndricas.
- Tener una de sus superficies transversales totalmente lisa.

Aquellas muestras que no cumplen estos requisitos pasan por un proceso de molienda y tamizado para conseguir polvo, el cual se ha utilizado para obtener los valores de conductividad térmica y calor específico a altas temperaturas.

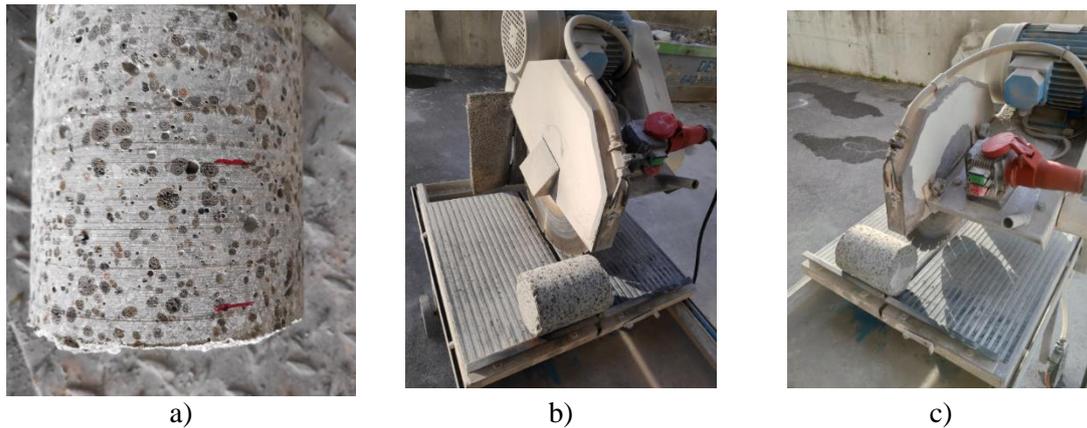


Fig 25. Proceso de corte de las probetas utilizadas en los ensayos de caracterización térmica.

### 3.2.2 Técnicas empleadas

El calor específico ( $c_p$ ) es una propiedad física que se define como la cantidad de calor que hay que suministrar a un kilogramo de una sustancia para elevar su temperatura en una unidad. Para su determinación se han empleado tres técnicas diferentes: *la calorimetría diferencial de barrido (DSC)*, *la técnica de láser flash (LFA)* y *la técnica modificada de la fuente plana transitoria (MTPS)* utilizando un analizador de conductividad térmica TCi. Cada una de estas técnicas se explicarán en los siguientes subapartados.

La conductividad térmica ( $\lambda$ ) es una propiedad física de los materiales que mide la capacidad de conducción de calor, y se define como la capacidad de una sustancia de transferir la energía cinética de sus moléculas a otras adyacentes o a sustancias con las que está en contacto. Las dos técnicas empleadas para determinar la conductividad térmica de las muestras han sido *la técnica de láser flash (LFA)* y *la técnica modificada de la fuente plana transitoria (MTPS)* utilizando un analizador de conductividad térmica TCi.

El hormigón ligero identificado como HL23 ha sido caracterizado térmicamente empleando las diferentes metodologías mencionadas. Los hormigones ligeros HL28 y HL37 se han caracterizado empleando solamente la técnica MTPS. El HN se ha caracterizado únicamente a temperatura ambiente, obteniéndose unos valores de  $\lambda=2.79$  W/mK y  $c_p=851$  J/kgK. Esta decisión fue motivada por la amplia información disponible en la bibliografía para este tipo de hormigones, ver apartado 2.2.1 de esta tesis.

#### 3.2.2.1 Ensayos de caracterización térmica de HL utilizando la técnica DSC: Descripción y resultados

La Calorimetría Diferencial de Barrido, o DSC por sus siglas en inglés, es una técnica termoanalítica en la que la diferencia de temperatura entre una muestra y una referencia inerte es empleada para calcular cuantitativamente el calor liberado o absorbido en las distintas reacciones de descomposición o cambio de fase que sufre el material analizado. Tanto el portamuestras de la muestra de estudio como el de la referencia están compuestos por el mismo material, como se muestra en la Fig 26.

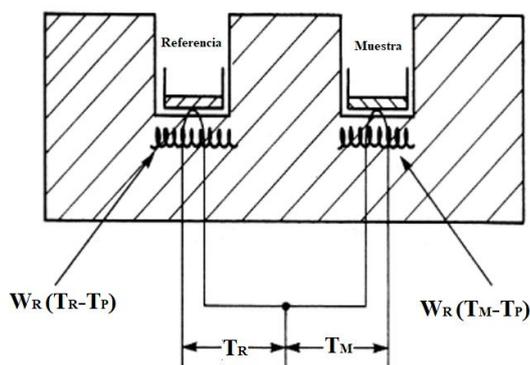


Fig 26. Esquema de un equipo DSC ([109]).

Mediante este tipo de ensayos, se pueden detectar diversos tipos de transiciones en la muestra ensayada debidas al calentamiento. Una de las transiciones más comunes es la fusión, que es un proceso endotérmico debido a que la muestra debe absorber energía para llevar a cabo la fusión.

El equipo de DSC empleado permite realizar medidas en un rango de temperaturas comprendido entre  $-30^{\circ}\text{C}$  y  $1500^{\circ}\text{C}$ . El principal objetivo de esta técnica es medir el flujo de calor de la muestra en función de la temperatura o del tiempo. Adicionalmente, permite determinar el **calor específico efectivo** de un material, es decir, el calor específico considerando todas las fases de transición del material.

En la Fig 27 se muestran los resultados de los ensayos de calor específico realizados para tres muestras en polvo del HL23.

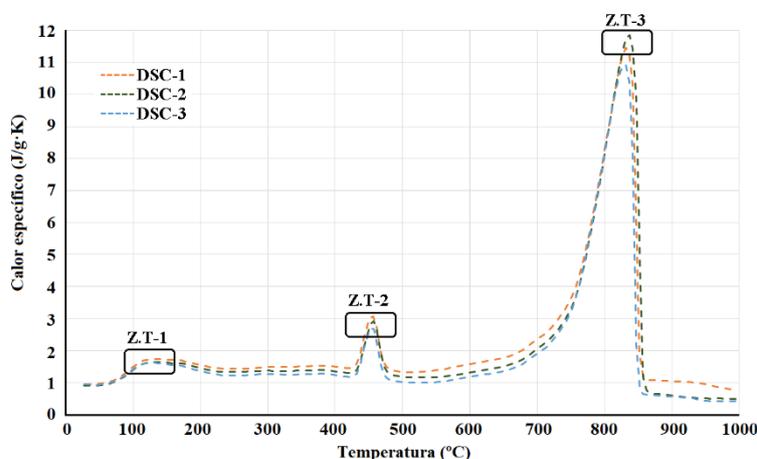


Fig 27. Calor específico obtenido para HL23.

En la Fig 27 se pueden identificar tres zonas de transición correspondientes con picos endotérmicos, que están relacionadas con reacciones de descomposición térmica de los hormigones de acuerdo a trabajos previos [49,52,110] y descritas en el apartado 2.2.1 de esta tesis. Los resultados obtenidos muestran un comportamiento similar al de HN indicado en la bibliografía existente: la primera reacción observada en el rango de temperaturas  $100\text{-}200^{\circ}\text{C}$  se corresponde con la vaporización del agua interna de la muestra. La segunda reacción tiene lugar entre los  $400\text{-}500^{\circ}\text{C}$  y se debe a la disociación del hidróxido de calcio o cal hidratada ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ). En esta reacción, se produce la mayor pérdida de masa y, por último, superados los  $800^{\circ}\text{C}$ , la disociación o descomposición del árido ligero empleado (arrita) [111–113].

Los valores del calor específico efectivo mostrados en la Fig 27 incluyen las distintas reacciones que tienen lugar en el hormigón a diferentes temperaturas. Estas medidas, a través de las zonas de transición, son un indicativo del calor absorbido o liberado durante las distintas reacciones. Sin embargo, la curva del calor específico indicada en el Eurocódigo 4 no tiene en cuenta estos procesos, simplificando el comportamiento térmico de los hormigones ligeros a un valor constante, tal y como se ha indicado en el apartado 2.2.2.

### 3.2.2.2 Ensayos de caracterización de HL utilizando LFA: Descripción y resultados

La técnica Laser Flash Análisis (LFA) tiene como objetivo la obtención de la conductividad térmica a diferentes temperaturas. El método empleado en el LFA fue desarrollado por Parker [114] en 1961. En una configuración vertical como la mostrada en la Fig 28 a), una fuente de luz (por ejemplo, láser o lámpara de flash) calienta la muestra desde el lado inferior y un detector en la parte superior detecta el aumento de temperatura en función del tiempo. Con esta medida se obtiene una curva de aumento de la temperatura en función del tiempo (Fig 28 b)), de la cual se obtiene el valor del tiempo hasta la mitad del aumento de la temperatura alcanzado ( $t_{1/2}$ ), y que junto con el espesor de la muestra ( $\Delta x$ ) se introducen en la ecuación (12) para obtener el valor de la difusividad térmica ( $\alpha$ ).

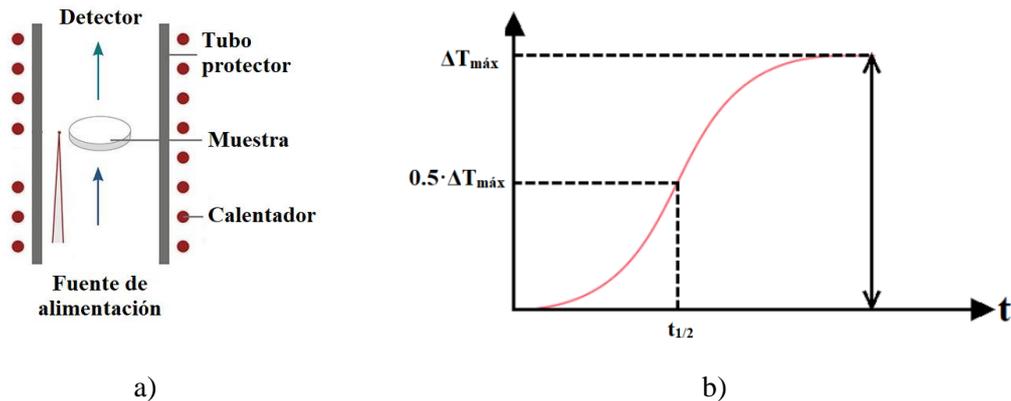


Fig 28. Principios del método LFA([115]). a) Medición; b) Determinación de los valores.

$$\alpha = 0.1388 \times \frac{\Delta x^2}{t_{1/2}} \quad (12)$$

Cuando el calor específico es desconocido, se determina mediante un método comparativo con un material de referencia del que se conozca previamente su valor. Este método comparativo despeja el calor específico de la muestra de la siguiente ecuación:

$$Q = \text{energía absorbida} = (m \times c_p \times \Delta T)_{ref} = (m \times c_p \times \Delta T)_{muestra} \quad (13)$$

Una vez calculados la difusividad térmica y el calor específico, y conociendo la densidad del material, se calcula la conductividad térmica a través de la siguiente ecuación:

$$\lambda(T) = \alpha(T) \times c_p(T) \times \rho(T) \quad (14)$$

Dada la configuración en polvo de las muestras de hormigón ensayadas, se empleó un portamuestras especial que permite ensayar este tipo de muestras comprimiéndolas entre dos capas de aluminio (Fig 29). Este portamuestras permite obtener las propiedades térmicas del hormigón sometido a distintas presiones. En esta tesis se ensayaron las muestras de hormigón bajo unas presiones de 100, 240 y 290 N/cm<sup>2</sup> a unas temperaturas de 100, 140, 220 y 300°C.

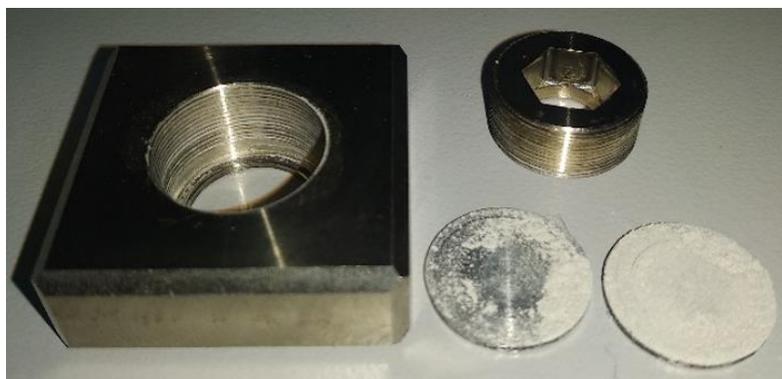


Fig 29. Portamuestras utilizado en la técnica LFA.

La Fig 30 muestra los resultados la conductividad térmica a las distintas temperaturas y presiones.

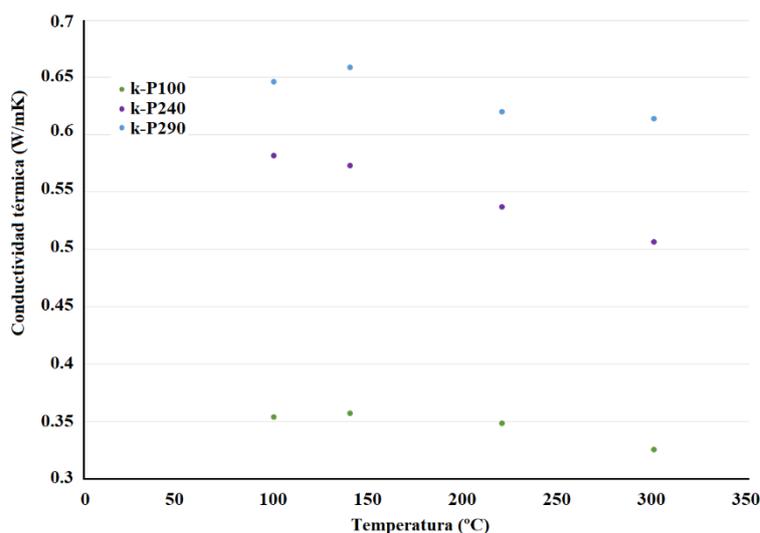


Fig 30. Resultados para la conductividad térmica a distintas presiones y temperaturas.

### 3.2.2.3 *Ensayos de caracterización de HL utilizando MTPS. Descripción y resultados*

Los ensayos que utilizan la Técnica Modificada de la Fuente Plana Transitoria (MTPS) son ensayos no destructivos (END), y utilizan un sensor de reflectancia de calor que aplica una fuente de calor constante y momentánea a la muestra. El calor producido da como resultado un incremento de la temperatura en la interfase entre el sensor y la muestra que induce una caída del voltaje del elemento sensor. El grado de incremento en el voltaje del sensor se utiliza para determinar las propiedades termo-físicas de la muestra del material.

Tanto *la conductividad como la efusividad térmica* son medidas de manera directa y rápida, proporcionando una descripción de las características térmicas de la muestra del material. Para determinar sus valores se emplea un analizador TCi de la empresa C-Therm que se basa en una técnica modificada de la fuente plana transitoria (TPS) contemplada en la norma ISO/DIS 22007-2.2 [116].

Sin embargo, el *calor específico* se calcula a partir de la densidad del material ensayado y de la medida directa de la conductividad térmica y de la efusividad térmica. Según la ecuación (15):

$$c_p = \frac{E_f^2}{(\lambda \times \rho)} \quad (15)$$

En la Fig 31 se muestran los diferentes componentes del equipo utilizado para medir la conductividad térmica y el calor específico. Y en la Fig 32 se muestra el posicionamiento del sensor utilizado en la realización de los ensayos.

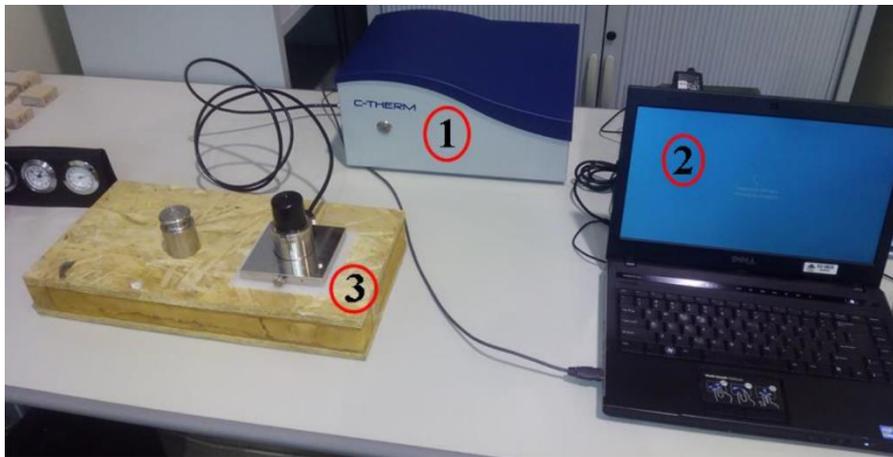


Fig 31. Equipo de ensayo no destructivo TCI C-Therm para la medición de parámetros térmicos a temperatura ambiente. (1) TCI C-Therm, (2) PC y (3) sensor de conductividad térmica.

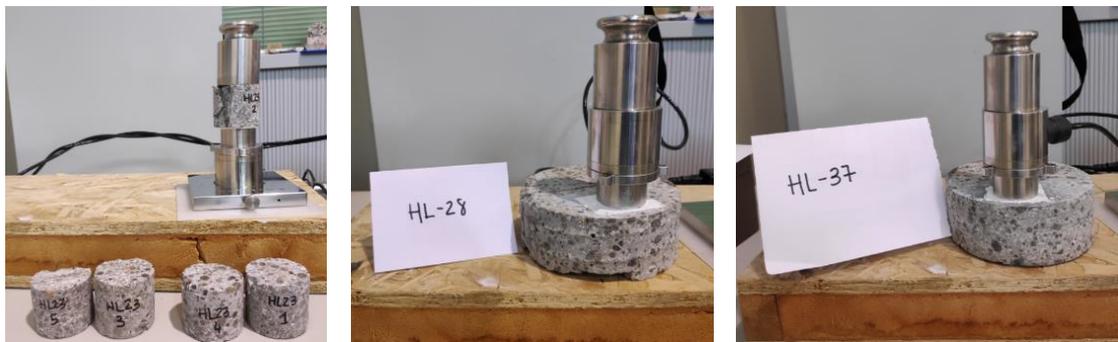


Fig 32. Ensayo de caracterización térmica de las muestras de HL utilizadas. (HL23, HL28, HL37).

Aprovechando las posibilidades de esta técnica, se realizan ensayos en diferentes condiciones según se observa en la Tabla 7.

Tabla 7. Condiciones de ensayo.

ENSAYOS	CONDICIONES DE ENSAYO
TEMPERATURA AMBIENTE	1) Muestras de hormigón ligero en torno al <b>5%</b> de contenido en humedad.
TEMPERATURA ELEVADA/ELEVADAS	2) Muestras de hormigón ligero <b>seco</b> en torno al <b>0%</b> de contenido en humedad.
	3) Muestras de hormigón ligero <b>saturadas</b> en torno al <b>10%</b> de contenido en humedad
	4) Muestras de hormigón ligero <b>inicialmente saturadas</b> , en torno al <b>10%</b> de contenido en humedad, sometidas a una rampa de temperatura controlada hasta los 160°C.

Mediante la metodología mostrada en la Tabla 7 se realiza la caracterización térmica de los tres tipos de hormigones ligeros empleados en esta tesis en diferentes condiciones de humedad y de temperatura (ver Fig 33). Las muestras se pesan antes de realizar cada uno de los ensayos para determinar la densidad aparente inicial. Además, en el cuarto tipo de ensayo, el peso de la muestra se determina antes y después del ensayo para conocer la variación de la densidad y poder así relacionar la porosidad de cada uno de los tipos de hormigones estudiados.

En el primer tipo de ensayos (temperatura ambiente y humedad cerca del 5%), la medición se realiza sobre las probetas seleccionadas. En el segundo ensayo, las muestras se secan en una estufa a una temperatura de  $110 \pm 2$  °C hasta que la diferencia de masa entre dos pesadas sucesivas es inferior al 0.1%. En el tercer ensayo, las muestras se saturan, introduciéndolas en agua para que los poros acumulen la humedad. Por último, en el cuarto ensayo, las muestras se saturan hasta alcanzar un contenido en humedad cercano al 10% y se ensayan en el interior de un horno aplicando una rampa de temperatura controlada hasta alcanzar los 160°C.

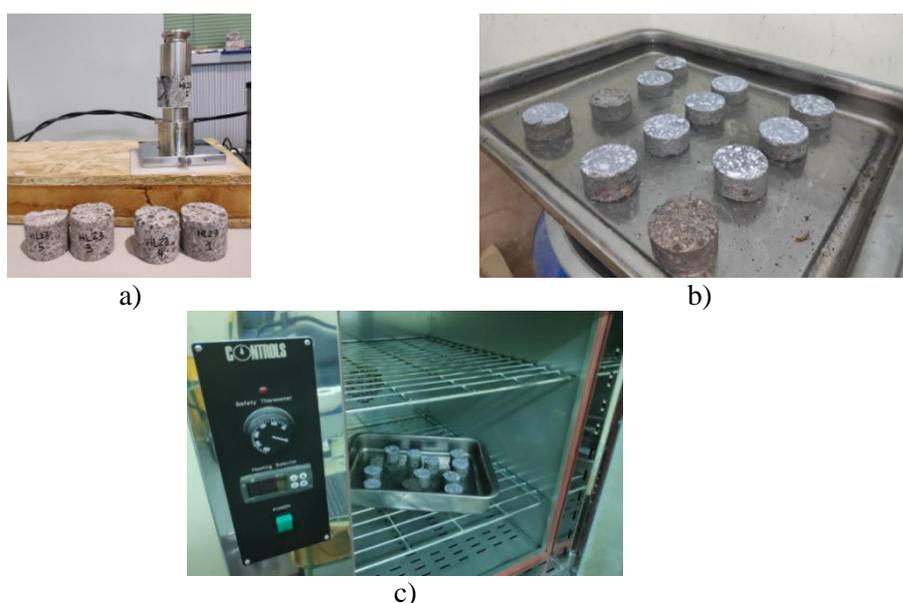


Fig 33. Condiciones de las muestras para los ensayos a temperatura ambiente: a) Probetas ambiente; b) Probetas saturadas; c) Probetas secas.

### 3.2.2.3.1 Ensayos a temperatura ambiente: Descripción y resultados

Se realizan ensayos de conductividad térmica sobre las diferentes probetas de HL. Para los 3 ensayos realizados a temperatura ambiente (Tabla 7), la metodología seguida para cada tipo de HL se describe a continuación:

- 1) Se seleccionan 20 muestras, 8 para el HL23, 6 para el HL28 y 6 para el HL37.
- 2) Se pesan las muestras y se determina su volumen para calcular la densidad aparente de cada muestra. De esta manera el software del equipo TCi puede determinar su calor específico de acuerdo a la ecuación (15).
- 3) Se realiza el ensayo con el TCi para cada probeta de hormigón ligero. Se realizan mediciones durante 10 minutos, obteniendo los valores directos de conductividad térmica y calor específico.
- 4) Se realizan dos ensayos más para cada probeta, repitiendo el paso anterior.
- 5) Los resultados se tratan en Excel, obteniéndose los valores promedio.

Posteriormente, se realizan ensayos sobre probetas secas con la metodología indicada. Las muestras se secan en una estufa (ver Fig 34) siguiendo la norma UNE-EN 13183-1/AC:2004 [117]. Los ensayos a temperatura ambiente finalizan realizando ensayos sobre probetas húmedas saturadas en agua hasta alcanzar un porcentaje en humedad entre el 10 y el 15%. El contenido en humedad ( $w$ ) se determina en tanto por ciento siguiendo la ecuación (16):

$$w = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \times 100 \quad (16)$$



Fig 34. Horno de secado de las probetas.

Los resultados obtenidos se muestran en las siguientes tablas.

Tabla 8. Propiedades térmicas medias medidas en muestras a temperatura ambiente.

Hormigón	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/m·K)	$c_p$ (J/kg·K)	w(%)
HL23	1837.83	1.38	1056.31	4.66
HL28	1811.84	1.26	1076.14	2.92
HL37	1914.09	1.12	969.44	2.63

Tabla 9. Propiedades térmicas medias medidas en muestras saturadas.

Hormigón	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/m·K)	$c_p$ (J/kg·K)	w(%)
HL23	1946.71	1.78	999.39	10.86
HL28	1994.55	1.75	980.91	13.75
HL37	2068.30	1.41	949.71	9.21

Tabla 10. Propiedades térmicas medias medidas en muestras secas.

Hormigón	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/m·K)	$c_p$ (J/kg·K)	w(%)
HL23	1756.23	1.09	1028.69	0.00
HL28	1745.54	1.07	1036.87	0.00
HL37	1893.95	1.12	974.25	0.00

Como se aprecia en las tablas anteriores, la cantidad de humedad en la muestra posee una gran influencia en la conductividad térmica. Respecto al  $c_p$ , los valores obtenidos siguen una tendencia inversa a la densidad, aunque los valores obtenidos son muy similares en las tres condiciones de humedad ensayadas. Por lo tanto, se considera que la cantidad de humedad en la muestra a temperatura ambiente no es un factor influyente en el cálculo del  $c_p$  utilizando la técnica MTPS.

### 3.2.2.3.2 Ensayos en horno: Descripción y resultados

El sensor TCi permite medir las propiedades térmicas a diferentes condiciones ambientales de temperatura hasta una temperatura máxima de 200°C. Para estudiar la variación de las propiedades térmicas en unas condiciones de temperatura controlada se utilizó un horno de ensayos (*MTS 651 Environmental Chamber*).

La metodología empleada en los ensayos en horno se resume en los siguientes puntos:

- 1) Se saturan en agua las muestras de los diferentes HL.
- 2) Se pesan las muestras y se determina la densidad aparente, para que el programa pueda determinar su calor específico.
- 3) Se programa la curva de temperatura (Fig 35).
- 4) Se coloca la muestra y se realiza el ensayo (Fig 36).
- 5) Se pesan las muestras al finalizar el ensayo, para determinar la variación de su contenido en humedad.

La utilización de este horno de ensayos permite configurar una curva de calentamiento hasta una temperatura máxima de 300°C, aunque por limitaciones de medición en el sensor del TCi, el aumento de temperatura se limita hasta los 160°C.

La curva de ensayo, Fig 35., se inicia a una temperatura de 20°C y se incrementa con una velocidad de 1°C/min hasta los 70°C, manteniéndose constante durante 20 minutos. Posteriormente, y manteniendo el incremento de temperatura, se alcanzan los 100°C y se mantiene esta temperatura durante 40 minutos. El mismo procedimiento se sigue hasta alcanzar los 120 y 160°C. Momento en el que se inicia el proceso de disminución de temperatura a una velocidad de 1°C/min. Durante todo el proceso de incremento de temperatura se registran los valores de conductividad térmica y calor específico para cada una de las muestras.

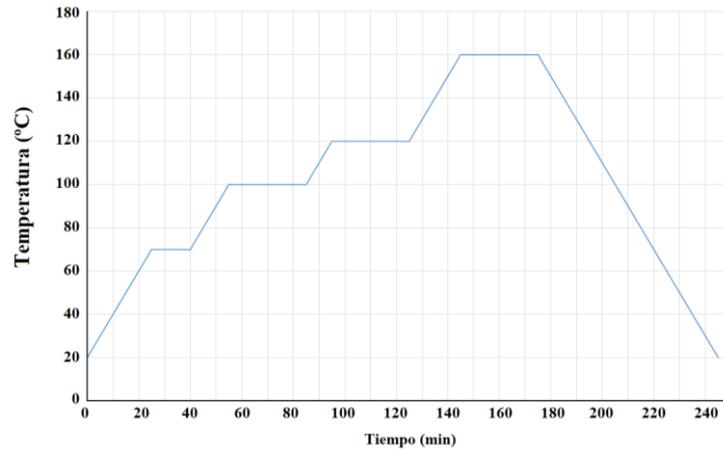


Fig 35. Curva de calentamiento programada en el horno de ensayo.

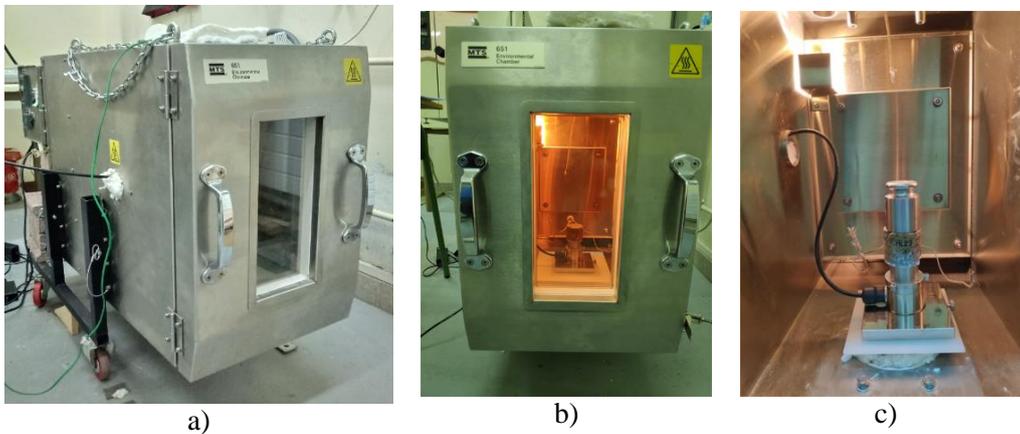


Fig 36. a) Horno de ensayo utilizado. b) Vista frontal exterior de la muestra en el interior del horno. c) Detalle de la muestra en el interior del horno.

La Tabla 11 muestra la variación de masa para cada una de las muestras ensayadas. En todos los casos hay una disminución de la masa, entorno al 10%, lo que implica una reducción de la densidad aparente.

Tabla 11. Pesos de la muestra al inicio y al fin del ensayo.

Muestra	HL23		HL28		HL37	
	Peso inicial(kg)	Peso final (kg)	Peso inicial(kg)	Peso final (kg)	Peso inicial(kg)	Peso final (kg)
1	0.1235	0.1113	0.1243	0.1128	0.1238	0.1136
2	0.1152	0.1039	0.1275	0.1167	0.1304	0.1190
3	0.1189	0.1073	0.1218	0.1109	0.1278	0.1169
4	0.1111	0.1004	0.1162	0.1058	0.1271	0.1175
5	-	-	0.1144	0.1049	0.1264	0.1156
6	-	-	0.1192	0.1065	0.1276	0.1160

La variación de la conductividad térmica y del calor específico para los HL estudiados se muestran en las siguientes figuras. Los hormigones ligeros HL23 y HL28 son más porosos que el HL37, por lo que almacenan más cantidad de humedad en su interior, provocando que su conductividad térmica en condiciones de saturación sea más elevada. Una vez que toda la humedad de las muestras se ha secado, la conductividad térmica de HL28 y HL37 son similares, alcanzando un valor de 1 W/mK. Mientras, el HL23 alcanza un valor de conductividad térmica cercano a los 0.6 W/mK.

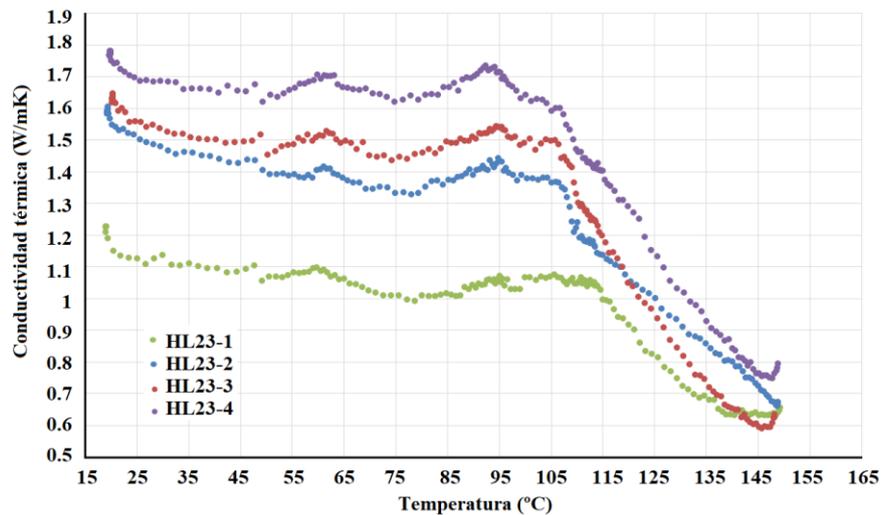


Fig 37. Conductividad térmica del HL23 en el rango de temperaturas de 20-160°C.

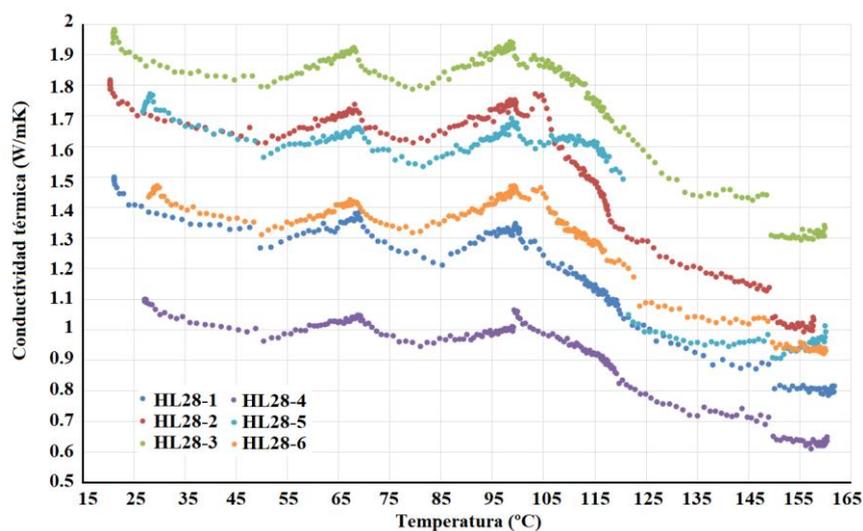


Fig 38. Conductividad térmica HL28 en el rango de temperaturas de 20-160°C.

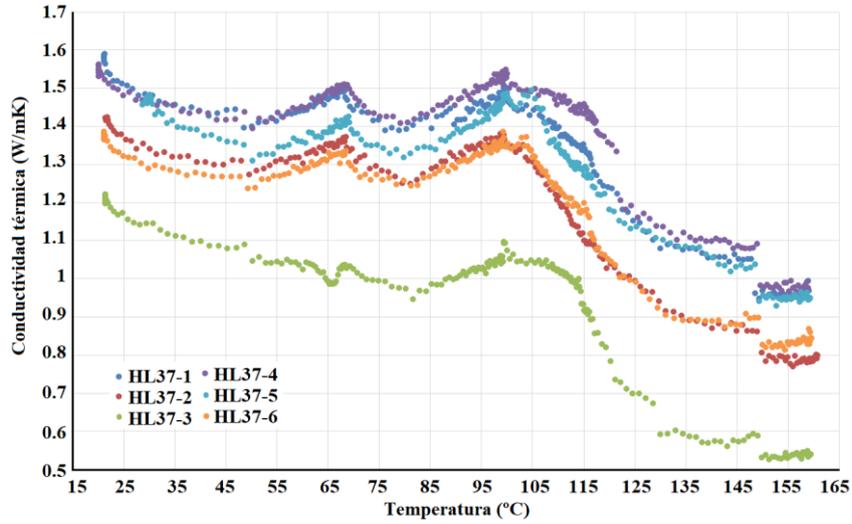


Fig 39. Conductividad térmica HL37 en el rango de temperaturas 20-160°C.

Para la determinación del calor específico, se utiliza la ecuación (15) a partir de las mediciones directas de efusividad y conductividad térmica. En la Fig 40 se muestra la variación del calor específico en función de la temperatura. Para los tres tipos de HL se produce un incremento del  $c_p$  a partir de los 115°C, siendo más significativo para el HL23. A partir de esta temperatura se produce el proceso de vaporización del agua y, por tanto, hay una modificación de la microestructura del hormigón afectando a los valores de  $c_p$ .

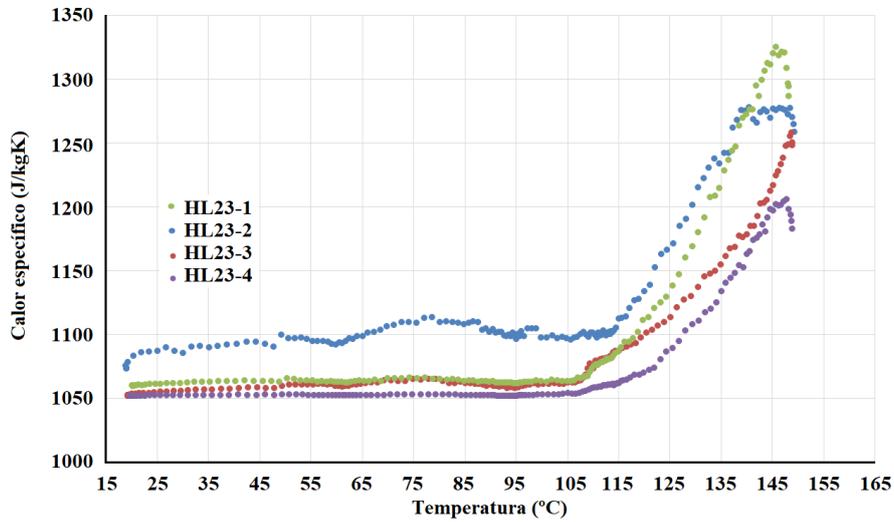


Fig 40. Calor específico del HL23 en el rango de temperaturas de 20-160°C a densidad constante.

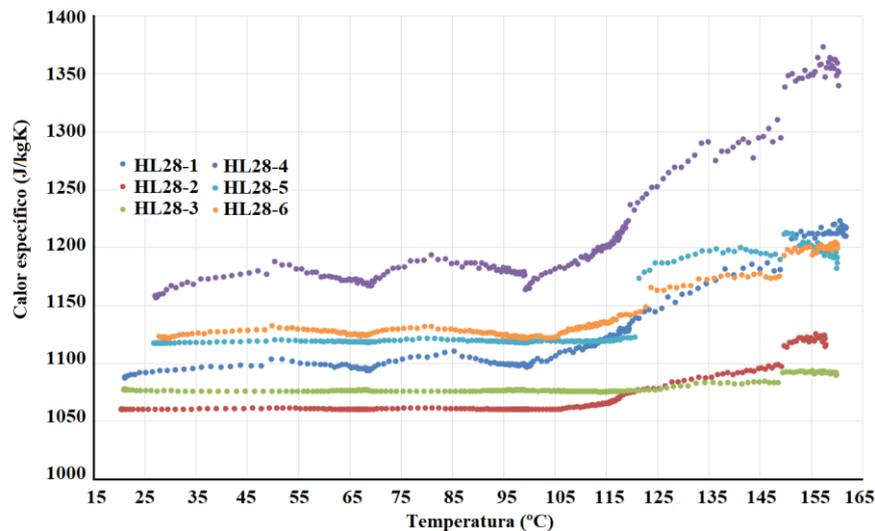


Fig 41. Calor específico del HL28 en el rango de temperaturas 20-160°C a densidad constante.

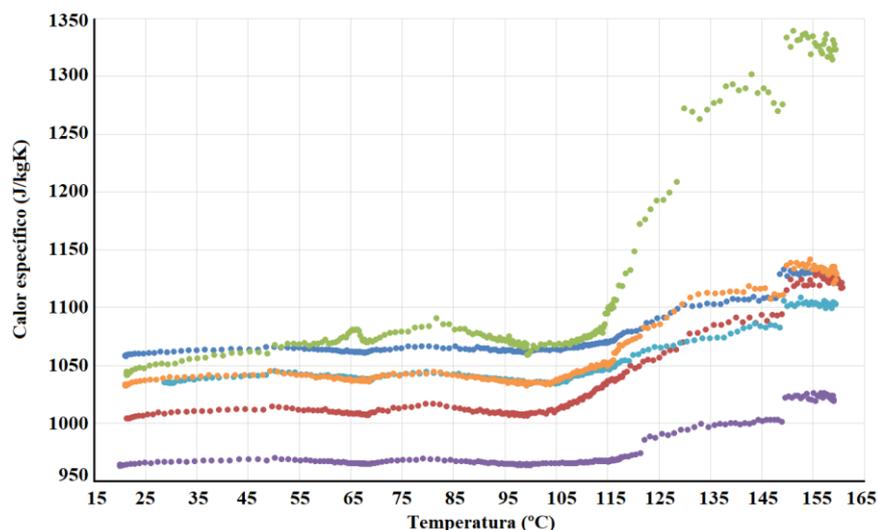


Fig 42. Calor específico del HL37 en el rango de temperaturas 20-160°C a densidad constante.

Como se ha visto en la Tabla 11 y se ha comentado anteriormente, se produce una pérdida de masa en las muestras con el incremento de la temperatura. Por tanto, para determinar el calor específico a diferentes temperaturas, se debería de aplicar una corrección en la que se tenga en cuenta la variación de la densidad aparente de cada una de las muestras.

Para conocer cómo influye el cambio de densidad en el calor específico, en una muestra de HL23 se realizó un ensayo donde se midió la conductividad térmica, el calor específico y la variación de masa durante todo el rango de temperaturas desde 20° a 160 °C. La variación del peso de la muestra a lo largo del ensayo fue medida utilizando una célula de carga monoplato certificada SP4M, ver Fig 43, de la empresa HBM.

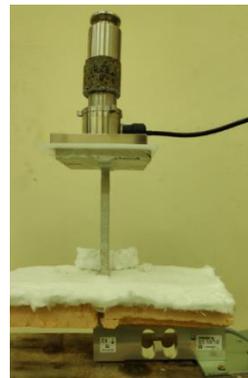


Fig 43. Célula de carga SP4M de 3 kg

Esta célula de carga se ve afectada por la temperatura por lo que no pudo colocarse en el interior del horno sino que se fabricó un portamuestras que se colocó en la zona de medición de la célula (Fig 44 a)). Y sobre el portamuestras se colocó el sensor de medición del equipo TCi, como se muestra en la Fig 44 b).



a)



b)

Fig 44. Portamuestras: a) Colocación del portamuestras en la célula de carga; b) Colocación del conjunto célula de carga, portamuestras, sensor TCi y muestra.

A partir de los resultados obtenidos, según la Fig 45, y para comprobar la influencia del peso en el cálculo del  $c_p$  utilizando la técnica MTPS se determinó la variación de la densidad de la muestra respecto a la temperatura. Posteriormente, para cada punto de medición se calcula el  $c_p$  mediante la ecuación (15).

La comparativa entre el  $c_p$  determinado por el equipo TCi, el corregido teniendo en cuenta la variación de masa y el obtenido mediante la técnica DSC se muestra en la Fig 46. Al tener en cuenta la variación de la masa, se puede apreciar una tendencia más cercana a los valores obtenidos del  $c_p$  mediante la técnica DSC. Aunque inicialmente existen discrepancias en los valores calculados y los medidos con el DSC y el incremento no es constante, los valores corregidos al final del ensayo, cuando la muestra se encuentra totalmente seca, siguen la misma tendencia que los ensayos experimentales con la técnica DSC.

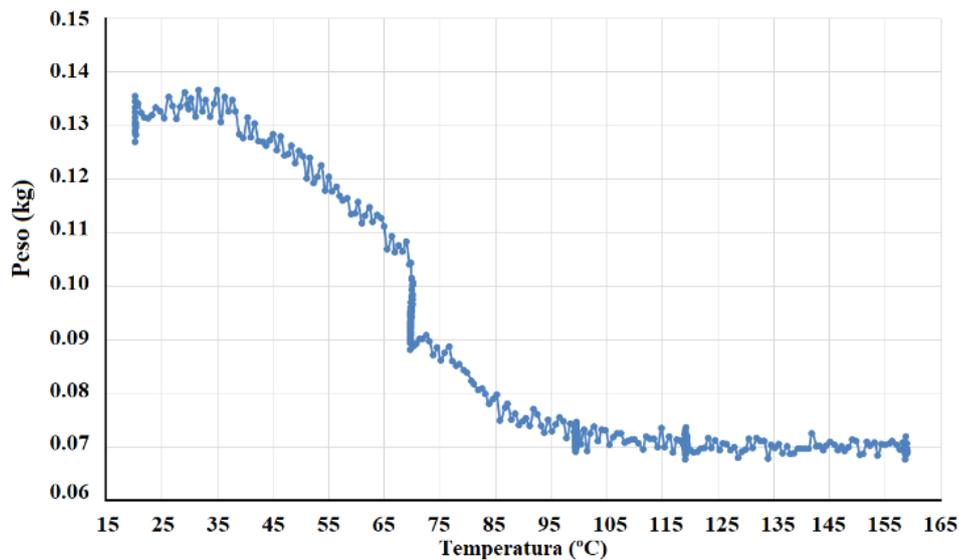


Fig 45. Variación del peso en el rango de temperaturas de 20-160°C.

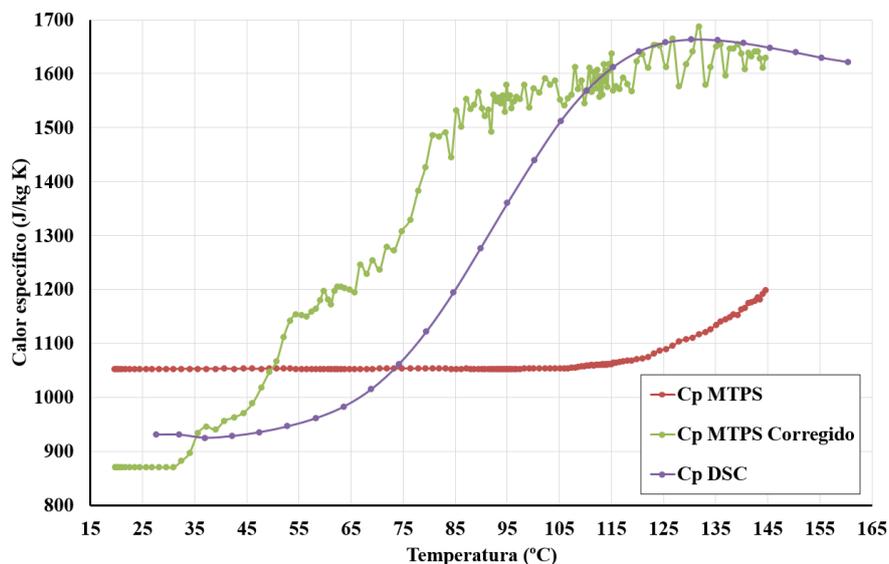


Fig 46. Comparativa del calor específico teniendo en cuenta la variación de peso.

### 3.2.3 Comparativa de las diferentes técnicas para las muestras HL23

Los ensayos realizados han permitido llevar a cabo un estudio comparativo de los resultados de calor específico y conductividad térmica mediante el uso de diferentes técnicas experimentales. En primer lugar, se examinan los resultados obtenidos para el calor específico. Posteriormente, se comparan los resultados obtenidos para la conductividad térmica.

### 3.2.3.1 Calor específico del hormigón ligero (HL23)

La Fig 47 muestra la variación del calor específico para el HL23 a diferentes temperaturas determinada con cada una de las técnicas de ensayo utilizadas. En todos los casos se aprecia que la temperatura es un parámetro influyente y que debe de tenerse en cuenta. Además, la diferencia existente entre los valores del calor específico de las técnicas LFA y DSC respecto a la técnica MTPS, indica que existen diferencias significativas entre ellas.

Los valores de  $c_p$  obtenidos puntualmente con la técnica LFA coinciden con los valores medidos utilizando la técnica DSC. Por lo tanto, ambas técnicas de medición de  $c_p$  se correlacionan y son complementarias para determinar esta propiedad térmica. Sin embargo, el  $c_p$  obtenido mediante la técnica MTPS se mantiene constante hasta los 110°C. Como se ha mencionado previamente y se ha mostrado en la Fig 46, la técnica MTPS debería de tener en cuenta la pérdida de masa producida por la vaporización del agua para proporcionar un valor ajustado del  $c_p$ . Por tanto, para poder utilizar la técnica MTPS de forma que permitiese obtener un valor ajustado del  $c_p$  a altas temperaturas, se debería de utilizar una técnica para medir la variación de densidad del material en función de la temperatura de ensayo y efectuar las correcciones correspondientes aplicando la ecuación (15).

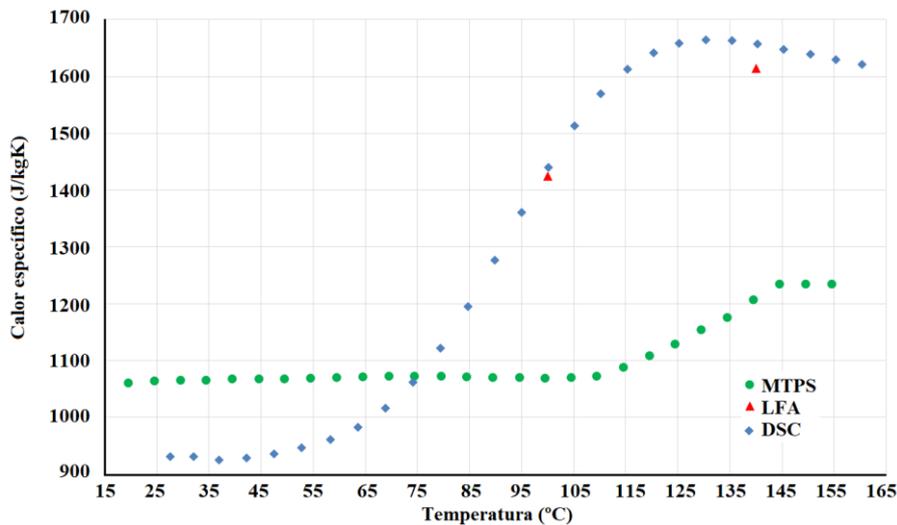


Fig 47. Gráfico comparativo de las técnicas empleadas para determinar el calor específico en el rango 20-160°C.

### 3.2.3.2 Conductividad térmica del hormigón ligero (HL23)

La Fig 48 muestra el valor de conductividad térmica utilizando dos técnicas para su medición. Utilizando la técnica MTPS se consigue medir la conductividad térmica de manera continua hasta los 150°C. La primera muestra medida con esta técnica posee un porcentaje de humedad menor que las otras 3 muestras analizadas, lo que implica que el valor de conductividad a temperatura ambiente sea inferior. Al utilizar el equipo LFA 447, basado en las normas ASTM E-1461 o DIN EN 821, se determina la conductividad térmica a temperaturas concretas dentro de un rango que va desde los 100 hasta los 300°C. Para la realización de los ensayos LFA se ha utilizado polvo que se ha compactado utilizando 3 presiones diferentes, tal y como se explica en el apartado 3.2.2.2.

Como se observa en la Fig 48 las muestras compactadas a mayores presiones (P240 y P290) proporcionan un valor de conductividad térmica a 140°C muy similar al obtenido con el TCI. Los resultados obtenidos a 100°C difieren entre las dos técnicas motivados por la deshidratación de las muestras (las muestras empleadas en el equipo LFA deben estar deshidratadas). Aunque, las pérdidas de agua no se corresponden, las mediciones en los puntos adicionales de 140°C, 220°C y 300°C a presiones de 290 N/cm<sup>2</sup> serían las mediciones correctas.

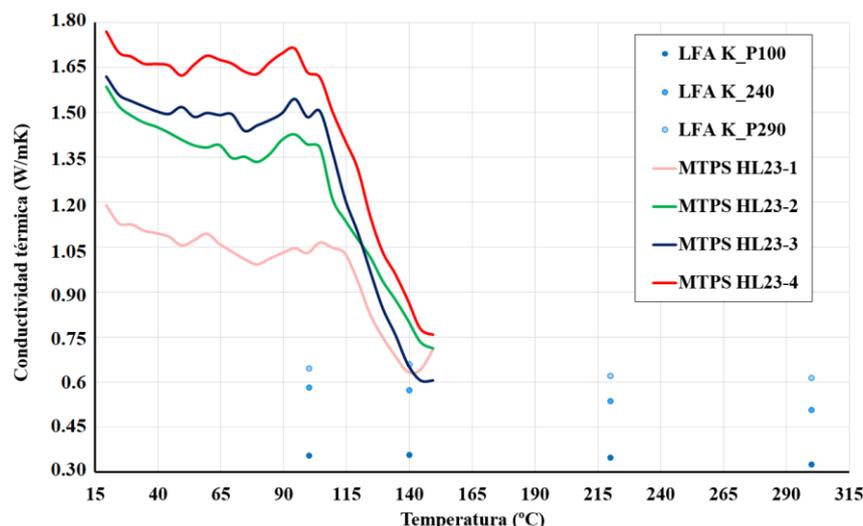


Fig 48. Gráfico comparativo de las técnicas empleadas para determinar la conductividad térmica en el rango 20-300°C.

La Fig 48 muestra el valor de conductividad térmica utilizando dos técnicas para su medición. Utilizando la técnica MTPS se consigue medir la conductividad térmica de manera continua hasta los 150°C. La primera muestra medida con esta técnica posee un porcentaje de humedad menor que las otras 3 muestras analizadas, lo que implica que el valor de conductividad a temperatura ambiente sea inferior. Al utilizar el equipo LFA 447, basado en las normas ASTM E-1461 o DIN EN 821, se determina la conductividad térmica a temperaturas concretas dentro de un rango que va desde los 100 hasta los 300°C. Para la realización de los ensayos LFA se ha utilizado polvo que se ha compactado utilizando 3 presiones diferentes, tal y como se explica en el apartado 3.2.2.2

Los resultados obtenidos mediante la técnica MTPS reflejan de forma más fidedigna el proceso de deshidratación que ocurre hasta los 140°C y la consecuente disminución del valor de la conductividad térmica del material. A partir de esta temperatura, en la que prácticamente ya no existe agua en el hormigón, los valores obtenidos mediante LFA podrían considerarse válidos. **Ambas técnicas son complementarias**, tal y como demuestra la continuidad de los valores de conductividad térmica a los 140°C y como se muestra en la Fig 49.

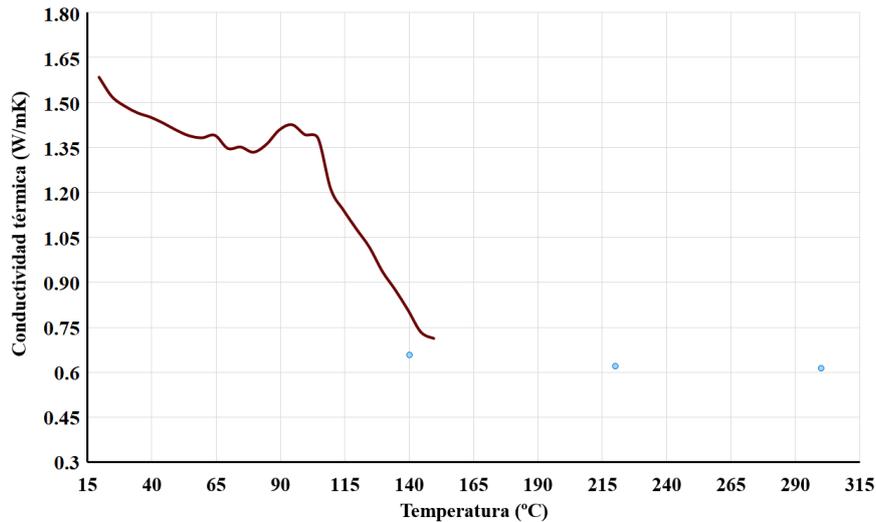


Fig 49. Determinación de la conductividad térmica empleando las técnicas MTPS y LFA.

### 3.3 Ensayos de resistencia al fuego de forjados mixtos

Las losas mixtas diseñadas de acuerdo con el Eurocódigo 4 Parte 1-1 deben de garantizar una resistencia al fuego mínima de 30 minutos sin medidas suplementarias de protección contra el fuego. La resistencia al fuego se evalúa por medio de la satisfacción de los criterios de integridad (E), aislamiento térmico (I) y resistencia (R), recogidas en la normativa, y explicados previamente en el apartado 2.1.

Se ha diseñado un programa experimental de acuerdo con las conclusiones de la revisión del **capítulo 2 ESTADO DEL ARTE** referente a los ensayos experimentales sobre el comportamiento al fuego de forjados colaborantes fabricados con HL.

El trabajo experimental desarrollado constó de 14 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos diferenciando tres tipologías de hormigón ligero (HL) y una de hormigón normal (HN). La selección de estos hormigones se ha indicado en la sección 3.1. Los 14 ensayos se dividieron de la siguiente forma:

- 3 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos, donde el hormigón empleado fue el denominado HL23.
- 3 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos empleando HL28.
- 4 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos empleando HL37.
- 4 ensayos de resistencia al fuego sobre forjados mixtos empleando HN.

#### 3.3.1 Equipos de ensayo

Para hacer frente al estudio de la resistencia al fuego de forjados mixtos es necesario disponer fundamentalmente de dos equipos que posibiliten la aplicación de una curva de temperatura normalizada mediante un horno de ensayos, y una carga mecánica mediante un equipo de carga. El área de Ingeniería de la Construcción de la Universidad de Oviedo dispone de este equipamiento en el laboratorio del Edificio de Servicios Comunes Científico Técnicos en la Escuela Politécnica de Ingeniería de Gijón.

### 3.3.1.1 Horno de ensayo

El horno de ensayos de resistencia al fuego ha sido diseñado de acuerdo a las especificaciones y requerimientos de las normas UNE-EN 1363-1: 2015 [19], UNE-EN 1363-2: 2000 [22], UNE-ENV 1363-3: 2000 [118], y UNE-EN 13381-5: 2016 [28]. El horno de ensayos consta de una cámara de combustión, un sistema de extracción de gases, y de un pórtico móvil para la aplicación de la carga y sobre el que descansa la cámara de combustión.

El conjunto de la cámara de combustión supone un peso aproximado de 2060 kg y sus dimensiones nominales internas son 1000 mm de ancho, 2000 mm de longitud y 1500 mm de alto, como se muestra en la Fig 50. La cámara de combustión se compone de un marco exterior, que recubre el revestimiento interior (Fig 51), una solera (Fig 52) y una tapa desmontable (Fig 53). El marco exterior, el cual da forma y resistencia mecánica al conjunto, está formado por perfiles de acero al carbono UPN160 y chapas de acero al carbono de 6 mm de espesor.

La solera de la cámara de combustión es un elemento de hormigón refractario, que tiene un orificio central que posibilita el arriostamiento de elementos o estructuras verticales y la realización de ensayos de resistencia al fuego sobre estos elementos.

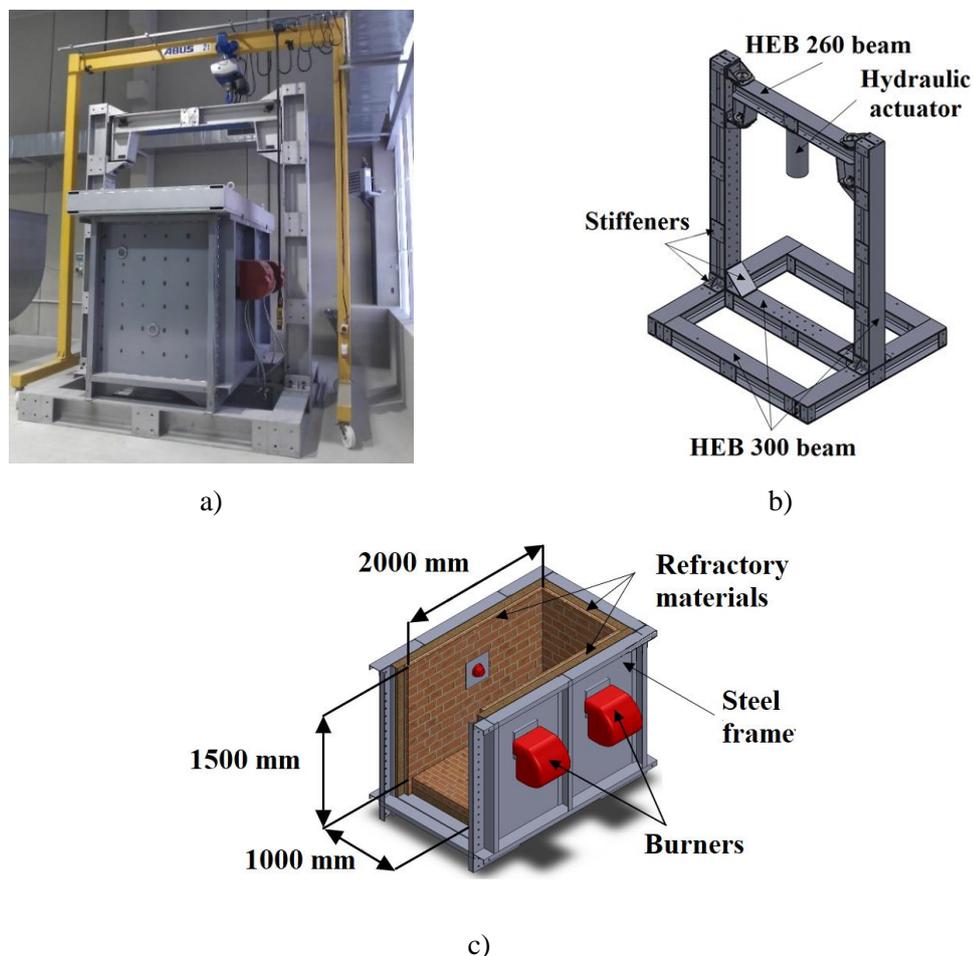


Fig 50. Horno de ensayo de resistencia al fuego: a) Conjunto del horno de ensayos. b) Bancada para el soporte del horno y la aplicación de la carga. c) Cámara de combustión.



Fig 51. Construcción y composición de las paredes del interior de la cámara de combustión.



Fig 52. Construcción y composición de la solera de la cámara de combustión.



Fig 53. Construcción y composición de la tapa desmontable.

La tapa desmontable, que permite la entrada para realizar las labores de montaje e instalación de las muestras de ensayo, así como para la limpieza y el mantenimiento, es un elemento de hormigón refractario reforzado, que además dispone de una chapa superior metálica con anclajes para su manipulación. Este elemento posee un orificio que permite el acceso del actuador hidráulico con el que se aplicará carga a los elementos a ensayar, losas, losas mixtas, probetas o pilares.

Para evitar fugas de calor y, garantizar un perfecto aislamiento térmico y unas condiciones uniformes en el interior del horno de ensayo, las diferentes partes que componen la cámara de combustión se construyen por capas, utilizando diferentes materiales refractarios para cada una de ellas. Los materiales que constituyen las diferentes capas, así como su espesor, densidad y conductividad térmica se muestran en las Tabla 12, Tabla 13 y Tabla 14.

Para aplicar la carga de fuego, el horno dispone de 3 quemadores idénticos de la marca RIELLO y modelo RL 22BLU, los cuales se alimentan con gasoil y están diseñados para funcionar en dos etapas [119]. Los quemadores generan una potencia de 89-178 kW en la primera etapa y de 116-261 kW para la segunda etapa.

Tabla 12. Composición de la solera y principales propiedades

Capas	Espesor (mm)	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/mK)
Panel aislante microporoso	40	350	0.0343
Manta de fibra cerámica	60	128	0.2888
Hormigón refractario aislante	30	1300	0.5757
Hormigón refractario denso	80	2800	2.79

Tabla 13. Composición de las paredes y principales propiedades

Capas	Espesor (mm)	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/mK)
Chapa de acero	6	7800	57.37
Panel aislante microporoso	40	350	0.0343
Manta de fibra cerámica	25	128	0.2888
Ladrillo refractario aislante	64	660	0.2733
Ladrillo refractario denso	30	2600	2.398

Tabla 14. Composición de la tapa desmontable y principales propiedades

Capas	Espesor (mm)	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/mK)
Chapa de acero	6	7800	54.37
Manta de fibra aislante	100	128	0.1467
Manta de fibra aislante	75	128	0.4256
Hormigón refractario denso	75	2800	2.79

La bancada para el soporte del horno y la aplicación de la carga se ha diseñado de acuerdo a las especificaciones y requerimientos de las normas UNE 58112-5: 1991 [120], UNE 58132-3: 2005 [121] y UNE 58132-3:2005 ERRATUM: 2005 [122]. Las dimensiones principales de la bancada son 3100 mm de ancho, 2700 mm de largo y 4000 mm de alto, como se muestra en la Fig 54 a). El pórtico tiene una estructura metálica compuesta por perfiles HEB300, incluyendo refuerzos de 20 mm en las juntas principales (ver Fig 54 b)). Además, el pórtico sobre el que se sustenta la cámara de combustión incluye una viga giratoria con dos posiciones (ver Fig 54), que cumple dos funciones: 1) servir sujeción para el actuador hidráulico y, 2) posibilitar la extracción de las muestras mediante su giro.

La bancada soporta el peso muerto de la cámara de combustión, así como las cargas del actuador hidráulico, tanto en posición cerrada como abierta.

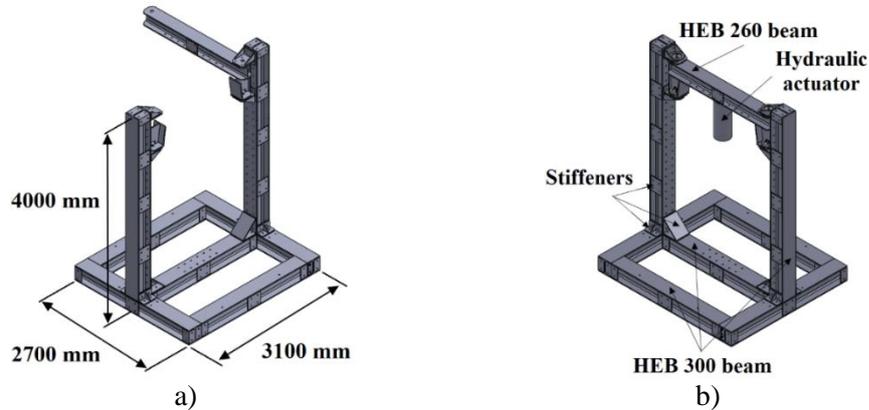


Fig 54. Bancada para el soporte del horno y la aplicación de la carga: a) Posición abierta; b) Posición cerrada

### 3.3.1.2 Sistema de extracción de gases

El sistema de extracción de gases está formado por un conducto horizontal, una vena auxiliar y una chimenea que incluye una válvula de seguridad como se muestra en la Fig 55. El conducto horizontal, con un diámetro de 500 mm, conecta la cámara de combustión con la válvula de seguridad (tipo JOLA). Este tramo se encuentra revestido por una capa de 100 mm de espesor de mortero refractario, que protege la parte metálica del conducto de las altas temperaturas a la salida de la cámara de combustión. La chimenea se conecta desde la válvula de seguridad y evacua los gases calientes al exterior con una tubería de 300 mm de diámetro

En el conducto horizontal se coloca una vena auxiliar. Se inyecta un flujo de aire en el conducto principal a través de un ventilador de flujo axial a temperatura ambiente. Este ventilador garantiza valores adecuados de presión dentro del horno y de temperatura de los gases a la salida de la chimenea. La temperatura de los gases de salida debe ser superior a 100 °C para evitar posibles condensaciones, e inferior a 400 °C, para preservar la integridad del conducto de la chimenea.

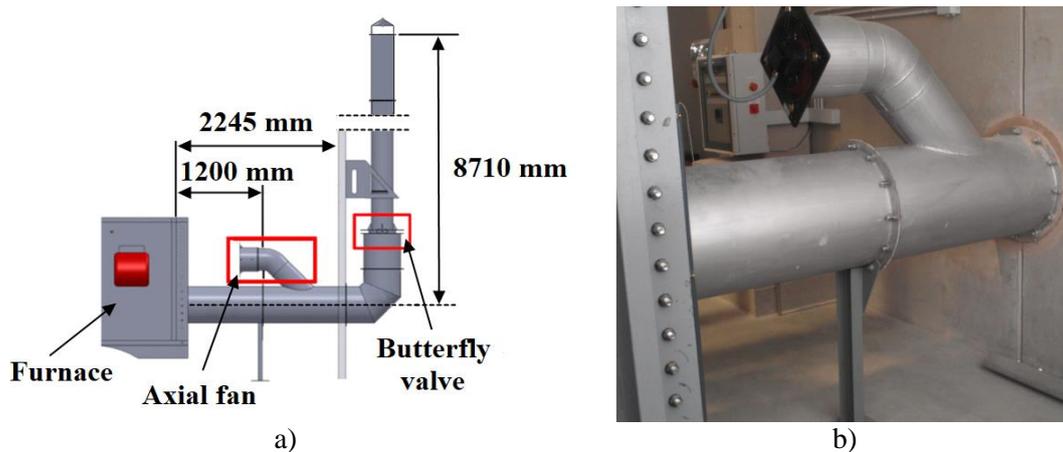


Fig 55. Sistema de extracción de gases: a) Vista de perfil del conjunto; b) Vista del conducto horizontal y la vena auxiliar.

### 3.3.1.3 Control del equipamiento de resistencia al fuego

Para controlar el funcionamiento del horno de ensayos de resistencia al fuego se utiliza un controlador/registrador PID (controlador proporcional, integral y derivativo) de la marca Eurotherm y modelo NANODAC™. Este equipo controla el funcionamiento de los quemadores, el arranque del ventilador acoplado en la vena auxiliar y la válvula de seguridad.

El funcionamiento del controlador es el siguiente, tal y como se muestra en la Fig 56. El PID recibe las mediciones realizadas por los sensores de presión y los termopares de placa y son comparadas con los valores de consigna establecidos (SP). En función de la diferencia entre ambos valores, el PID envía las ordenes de puesta en marcha o detención a los quemadores.

Para evitar un elevado incremento de temperatura en la chimenea como consecuencia de la salida de los gases calientes de la cámara de combustión, el PID controla el arranque del ventilador cuando el termopar colocado en la chimenea, donde la válvula de seguridad, alcanza los 100°C. Además, para evitar problemas en el equipamiento, si este termopar alcanza los 400°C, el controlador actúa sobre los relés de seguridad, los cuales cortan el funcionamiento de la instalación.

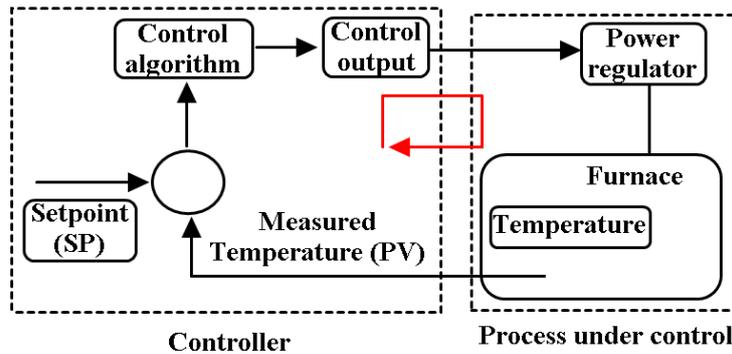


Fig 56. Esquema de control del regulador

### 3.3.1.4 Equipo de carga

Además de las condiciones térmicas y de presión adecuadas, el ensayo de resistencia al fuego para forjados colaborantes requiere de la aplicación simultánea de unas condiciones de carga constantes. Para ello se dispone de un sistema capaz de ejercer sobre los forjados la fuerza necesaria y registrar tanto los valores de carga aplicados como el desplazamiento vertical de la muestra, ver Fig 57.

Este sistema consta de un actuador hidráulico, de la marca Ibertest, con una capacidad de carga de 200kN. Está dotado de un pistón de 250mm de diámetro y un vástago de 160mm de diámetro con una longitud de carrera de 135mm. Está regulado por una unidad de adquisición de datos y control, mediante el software Wintest 32, que permite la aplicación de una carga constante durante la realización del ensayo. Para alimentar el actuador, se utiliza un grupo hidráulico de la marca Roquet formado por un motor trifásico de 3 CV con una velocidad de giro de 1500 rpm.

Es importante destacar que el actuador hidráulico genera una carga puntual. Para repartir la carga transversalmente, se utiliza una viga de reparto formada por dos perfiles IPN120, que apoyan sobre una placa de neopreno, garantizando la distribución uniforme de la carga, tal y como se muestra en la Fig 58.



Fig 57. Equipo utilizado para la aplicación de la carga: equipo hidráulico (izquierda) y actuador (derecha).



Fig 58. Viga utilizada para el reparto de la carga.

### 3.3.1.5 Instrumentación

Para la medida de la temperatura interior del horno se utilizan 4 termopares de placa, como los que se muestran en la Fig 59 a). Estos termopares se colocan a 450 mm de cualquier superficie según se definen en la norma UNE EN 1363-1 [19]. Además, se sitúan paralelamente al forjado y a una distancia de 100 mm de la superficie expuesta. Estos termopares de placa consisten en un conjunto de una placa de níquel plegado con un termopar fijado a él y un material aislante. La placa de metal tiene unas dimensiones de 100 mm de longitud, 100 mm de ancho y 10 mm de espesor, y está formada por una banda de aleación de níquel austenítico con resistencia a la oxidación a altas temperaturas (Fig 59 b)). En cualquier momento, tras los 10 primeros minutos del ensayo, la temperatura registrada por cualquier termopar en el horno no debe diferenciarse de la temperatura normalizada correspondiente en ese instante en más de 100 °C.

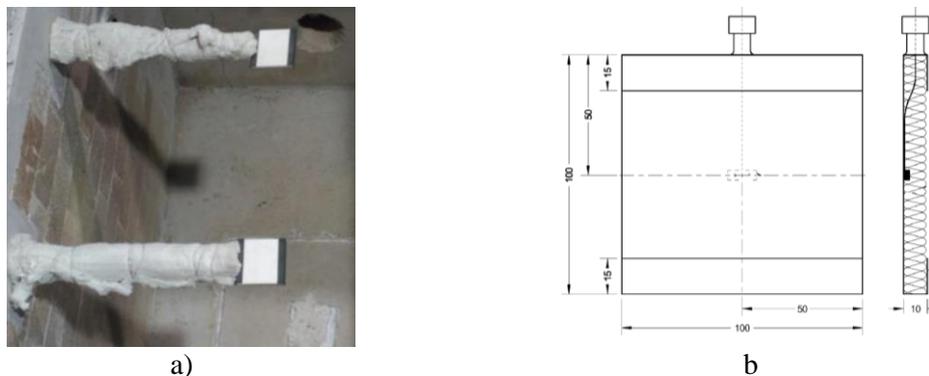


Fig 59. Termopares de placa tipo K: a) situados en el horno de ensayo; b) Diseño de los termopares de placa ([19]).

Con el objeto de analizar la evolución de la temperatura en la losa de hormigón se han utilizado 16 termopares tipo K. De los termopares empleados para medir la temperatura en el hormigón, 12 son embutidos a diferentes profundidades (Fig 60 a)) y los 4 restantes poseen una chapa de cobre soldada que permite su colocación en la superficie no expuesta (Fig 60 b)). Los datos temperatura medidos durante el ensayo se recogen utilizando dos equipos de adquisición de datos Quantum<sup>X</sup> MX1609KB (ver Fig 61) y se visualizan utilizando el software Catman<sup>®</sup> Easy de la casa HBM.

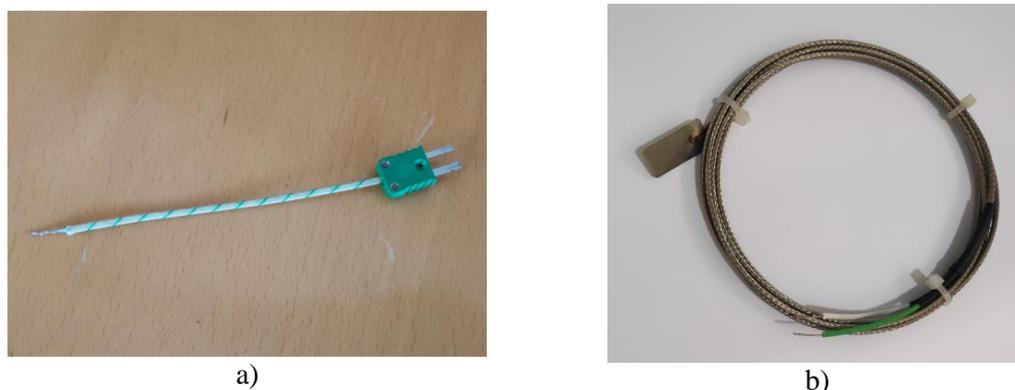


Fig 60. Termopares tipo K empleados: a) Termopares embutidos en el hormigón; b) Termopares de superficie



Fig 61. Equipos de adquisición de datos

Además de los 4 termopares de superficie utilizados para la medición de la temperatura en la superficie no expuesta, se utilizó como elemento de apoyo para controlar dicha temperatura una cámara termográfica para altas temperaturas modelo FLIR A325sc de la marca FLYR SYSTEMS. Sus principales características se muestran en la Tabla 15.

Tabla 15. Características técnicas cámara termográfica ([123]).

Imagen	
Resolución IR	320×240 pixeles
Sensibilidad térmica	<0.05°C @ +30°C
Frecuencia de captación de imágenes	60 Hz
Medida de temperatura	
Rango de temperatura	-20 a 120°C 0 a 350°C
Precisión	±2°C

Esta cámara termográfica de la marca FLIR, enfoca una región de la losa (ver Fig 62) que tiene en cuenta los diferentes espesores del forjado (zonas A y B de la Fig 63).



Fig 62. Cámara termográfica: a) Cámara termográfica FLIR ([123]); b) Colocación en el ensayo.

### 3.3.1.6 Zonas de medición

Para comprobar la temperatura en el interior de las muestras estudiadas durante el ensayo, los termopares se colocaron en 6 zonas de medición según lo indicado en la norma UNE-EN 13381-5:2016 [28] y como se muestra en la Fig 63. De esta manera se conoce durante todo el ensayo la variación de la temperatura en el interior de la losa de hormigón y en la superficie no expuesta de la misma, lo que posibilita la comprobación del cumplimiento del criterio de aislamiento térmico (I). Las 6 zonas en las que se realizan las medidas se identifican con letras de la A a la F:

- 1) Superficie no expuesta en la zona con mayor espesor de hormigón. (Zona A)
- 2) Superficie no expuesta en la zona de menor espesor de hormigón. (Zona B)
- 3) En contacto con la chapa en la zona con mayor espesor. (Zona C)
- 4) En contacto con la chapa la zona de menor espesor. (Zona D)
- 5) Embutidos en el hormigón a 100 mm de la superficie no expuesta. (Zona E)
- 6) Embutidos en el hormigón a 40 mm de la superficie no expuesta. (Zona F)

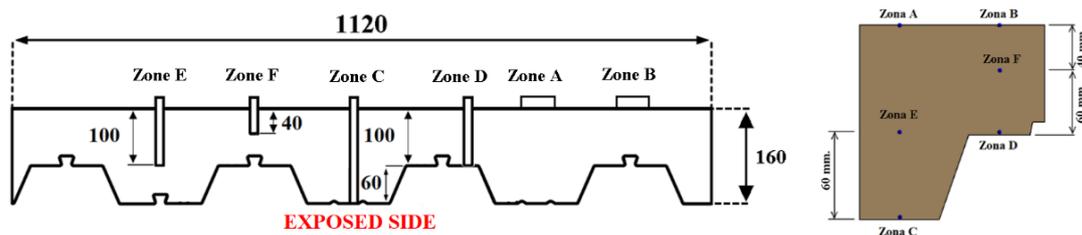


Fig 63. Zonas de medición según UNE-EN 13381-5:2016 [28].

La colocación de los termopares es la misma en todas las losas ensayadas. En la Fig 64 a) se aprecia la colocación y distribución de los termopares mientras que en la Fig 64 b) se observa la profundidad a la que se encuentran los mismos.

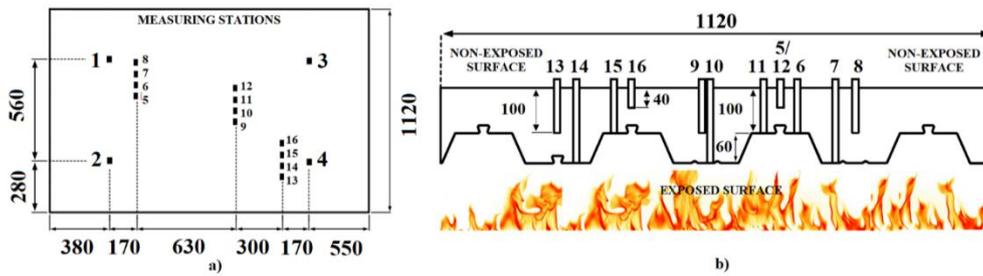


Fig 64. Colocación de los termopares según UNE-EN 13381-5:2016 [28]: a) vista en planta en la cara no expuesta. b) corte de la sección.



Fig 65. Vista en planta de la colocación de los termopares (cara no expuesta).

### 3.3.2 Metodología

Los ensayos experimentales de resistencia al fuego siguen la metodología descrita en las normas UNE-EN 1363-1:2015 [19] y UNE-EN 13381-5:2016 [28]. Las cuales establecen el procedimiento para ensayar forjados colaborantes en situación de incendio y determinar su resistencia al fuego.

La norma UNE-EN 13381-5:2016 [28] “*especifica un método de ensayo para determinar la contribución de sistemas de protección contra el fuego de elementos o losas estructurales mixtos de hormigón/chapa de acero perfilada. El hormigón puede ser ligero, normal o pesado y de clases resistencia 20/25 (LC/CHC) a 50/60 (LC/CHC).*” De acuerdo con esta norma, la carga se debe diseñar con la función de introducir un momento flector equivalente a la carga máxima diseñada por el fabricante de las chapas de acero perfiladas para el espesor y luz de hormigón ensayados.

Sin embargo, en su versión anterior ENV 13381-5:2002, “*la magnitud y la distribución de la carga debe ser tal que el momento causado por la carga aplicada (P) teniendo en cuenta el peso muerto de la muestra (medido u obtenido por el cálculo a partir de muestras de los componentes) y el peso de las vigas o placas de distribución de la carga, represente el 60% de la resistencia a flexión de cálculo de acuerdo con la ecuación 7.5 (b) de la Norma ENV 1994-1-1:1992. La resistencia a flexión de diseño se debe de calcular a partir de las propiedades nominales del material del perfil de acero laminado concreto y de las propiedades del hormigón utilizado.*”

El comienzo de esta tesis fue anterior a la actualización de norma [28], por lo que la carga aplicada (P) para cada tipo de hormigón se determinó a partir del momento flector máximo a temperatura ambiente ( $M_{max,b}$ ) obtenido en los ensayos *m-k*, (3.1.3). Estos ensayos se realizaron en 4 puntos, por tanto, el momento flector máximo y la carga de rotura se calcula usando la teoría de vigas biapoyadas y carga en dos puntos. Sin embargo, el ensayo de resistencia al fuego se realiza en 3 puntos. Y, por tanto, la carga aplicada se determina siguiendo la ecuación (17), que tiene en cuenta el cambio en la configuración del ensayo.

$$P = \frac{4 \times 0.6 \times M_{max,b}}{L} \quad (17)$$

Los valores de carga de rotura y momento flector máximo obtenidos en los ensayos *m-k* (Tabla 6), así como la carga aplicada en los ensayos de resistencia al fuego, se muestran en la siguiente tabla:

Tabla 16. Cálculos de la carga aplicada en los ensayos de resistencia al fuego.

Tipo de losa	Carga de rotura (KN)	Momento flector máximo (KN·mm)	Carga aplicada (KN)
HL23	166	39806.3	52.2
HL28	168	40530	53.2
HL37	192	46320	60.8
HN	193	46561.3	61.1

Todos los ensayos realizados han seguido el procedimiento detallado a continuación, para evitar errores asociados al montaje de la muestra en el horno y de la instrumentación:

- 1) Colocación del forjado en el horno. Prestando especial atención en que la muestra se encuentre colocada simétricamente y que la distancia desde cada uno de los apoyos al plano transversal del horno sea de 915 mm.
- 2) Montaje de todo el equipamiento de medición y carga, ver Fig 66: *termopares* para medir las temperaturas en la chapa y en el hormigón; *Cámara termográfica*; *Viga de reparto* para la distribución de la carga.

Una vez comprobados y colocados los equipos de medida de temperatura, de carga y de desplazamiento se comienza el ensayo de resistencia al fuego, siguiendo los siguientes puntos:

- 3) Se aplica la carga constante (P) indicada en la Tabla 16 para cada tipo de hormigón a temperatura ambiente durante quince minutos.
- 4) Una vez superado el tiempo de aplicación de la carga a temperatura ambiente, sin modificar el valor de P (ecuación (17)), se inicia la curva de calentamiento nominal. Esta curva está definida en la norma ISO 834-1 [18] y recogida en la norma de ensayos de resistencia al fuego EN 1363-1 [19], cuya expresión ya fue previamente indicada en la ecuación (18) del presente documento.
  - Siguiendo las consideraciones de la norma UNE-EN 13381-5:2016 [28] el ensayo de resistencia al fuego finaliza cuando la deformación es superior a  $L_{sup}/30$ , o se superan los criterios de capacidad portante indicados en la norma UNE-EN 1363-1:2015 [19], (tal como se indica en el apartado 2.3.1.3, según las ecuaciones (8) y (9)). Adicionalmente, la norma UNE EN 13381-5 especifica que el ensayo de resistencia al fuego finaliza cuando la temperatura en la superficie no expuesta incrementa su valor en más de 140°C.

$$\frac{dD}{dt} = \frac{L^2}{9000 \cdot d} \quad (18)$$

Una imagen del montaje final del ensayo de resistencia al fuego puede verse en la siguiente figura.

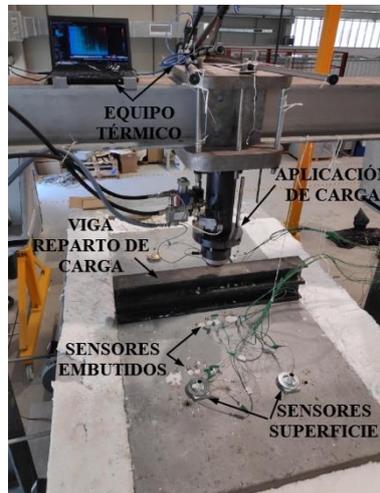


Fig 66. Montaje del ensayo de resistencia al fuego.

### 3.3.3 Resultados

Se realizaron un total de 16 ensayos de los cuales seis se finalizaron cuando se consiguió alcanzar el criterio mínimo de resistencia al fuego R30, indicado en el Eurocódigo 4 parte 1-2. El resto de los ensayos se finalizaron cuando se superó la máxima flecha permitida.

Durante la realización de los ensayos se apreció el proceso de vaporización del agua y cómo el agua existente en el interior de la losa asciende por capilaridad hasta la superficie de la losa, en especial para los HL, ver Fig 67. Este efecto se localiza puntualmente en las primeras fases del ensayo, como se muestra en la Fig 67 a). A medida que la temperatura del forjado aumenta, el proceso de transporte de agua desde el interior hasta la superficie no expuesta se hace más patente y se aprecia cómo el agua interna de las losas se vaporiza, como se muestra en la Fig 67 b).



Fig 67. Agua expulsada durante el ensayo en la cara no expuesta de la losa: a) En los primeros instantes del ensayo; b) Al final del ensayo.

Una vez finalizado el ensayo y enfriado el horno, se extrajeron las muestras y se comprobaron visualmente los efectos producidos por el fuego en el forjado. La primera observación fue que, en todos los ensayos, la chapa de acero modificó su aspecto inicial, ver Fig 68. El fuego provoca que la capa de zinc que protege la chapa de acero se funda, provocando su corrosión. A pesar de este defecto visual, no se aprecia un cambio de geometría ni efectos de aplastamiento en las embuticiones.



Fig 68. Integridad de la chapa de acero al finalizar el ensayo.

Este capítulo de resultados se divide en dos apartados diferenciando, por un lado, los resultados del análisis térmico, y por otro, los resultados estructurales en términos de flecha para cada elemento mixto sometidos a fuego en esta tesis doctoral.

### 3.3.3.1 Resultados térmicos

Todas las gráficas que se muestran en este apartado recogen la temperatura media medida por los termopares localizados en cada zona de medida. El análisis de los resultados térmicos para cada uno de los diferentes hormigones ensayados se muestra a continuación.

Debido a la dificultad inherente al proceso de realización del ensayo, parte de los gases calientes que se producen en el interior del horno salen hacia exterior por los huecos existentes entre la losa y el marco del horno, como se muestra en la Fig 69. Estos gases interfieren en la correcta medición de la temperatura con la cámara termográfica.

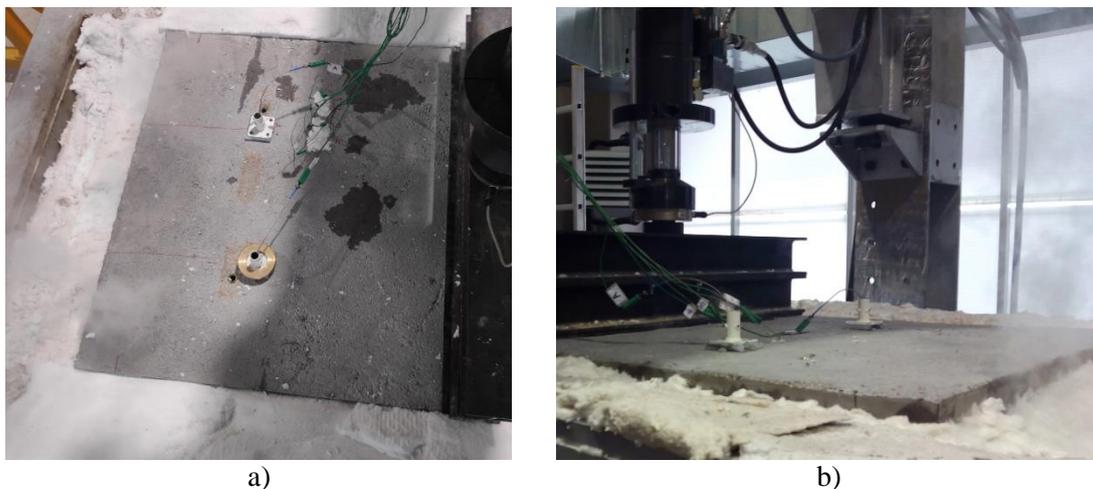


Fig 69. Salida de los gases calientes por los exteriores del ensayo: a) Vista superior; b) Vista lateral.

La Fig 70 muestra la variación de la temperatura en la superficie no expuesta medida con la cámara termográfica. Durante los primeros instantes del ensayo a fuego, la superficie no expuesta apenas modifica su temperatura inicial, como se observa en la Fig 70 a), b) y c). A partir de los 1000 segundos de ensayo de resistencia al fuego, Fig 70 d), se aprecia el incremento de temperatura y como se empieza a distinguir la geometría trapezoidal de la chapa de acero. A medida que se incrementa el tiempo de ensayo queda patente la diferencia de temperaturas entre las zonas de mayor y menor espesor.

A partir de los 1500 segundos, Fig 70 e) y f), se aprecia como la imagen térmica presenta distorsiones en los valores de temperatura provocadas por salida de gases calientes del interior del horno, lo que incrementa la temperatura y falsifica las mediciones de la temperatura en la superficie no expuesta. Por lo tanto, teniendo en cuenta la experiencia en los ensayos realizados, se considera que la utilización de cámaras de termografía infrarroja en ensayos de resistencia al fuego no es la más adecuada, ya que las mediciones realizadas pueden estar influidas por los fenómenos de vaporización de agua que se producen durante los ensayos.

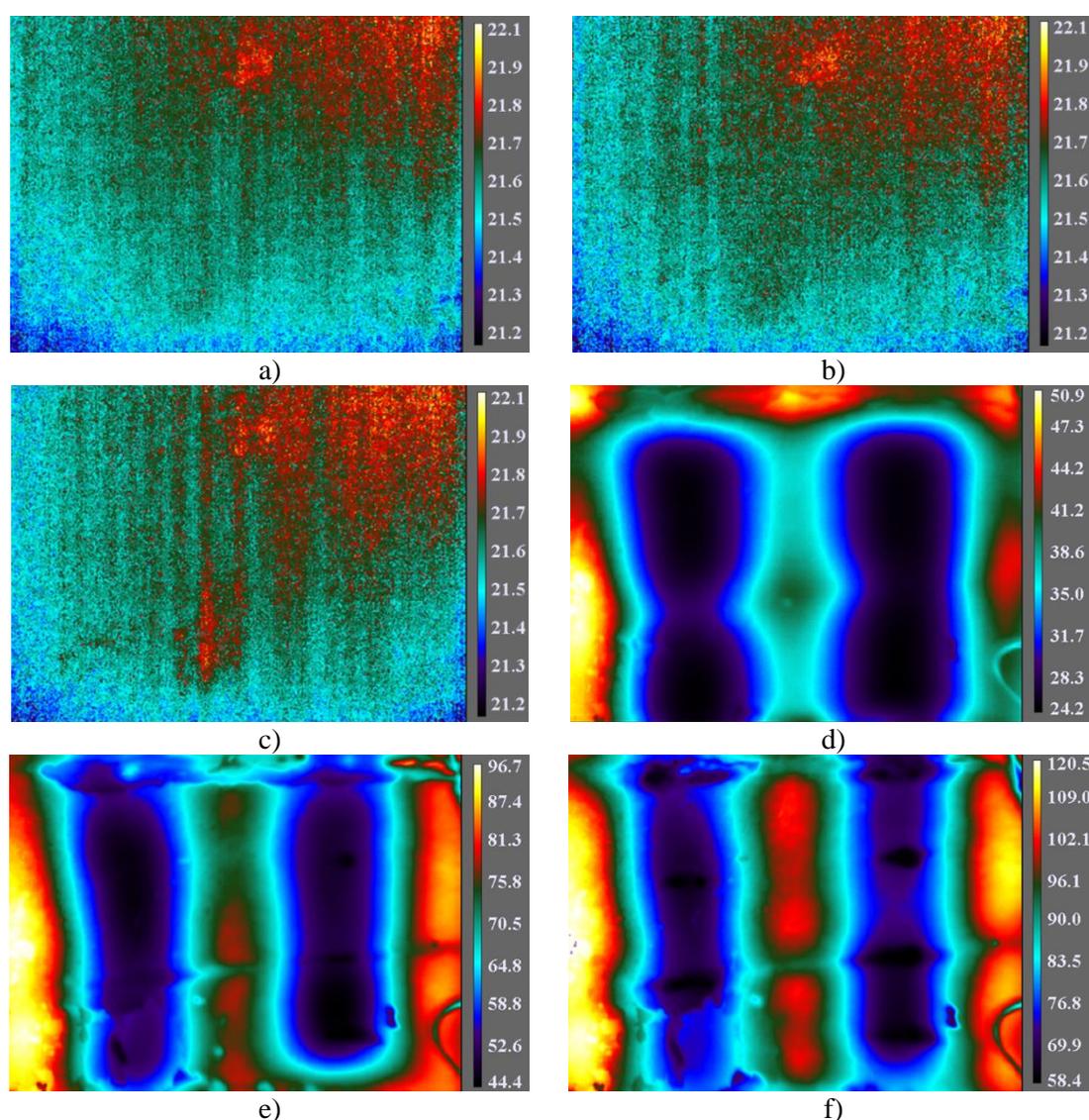


Fig 70. Medición de la temperatura en la superficie no expuesta con la cámara termográfica para el ensayo HN en diferentes instantes: a) 0 s; b) 100 s; c) 500 s; d) 1000 s; e) 1500 s; f) 1800 s.

### 3.3.3.1.1 HL23

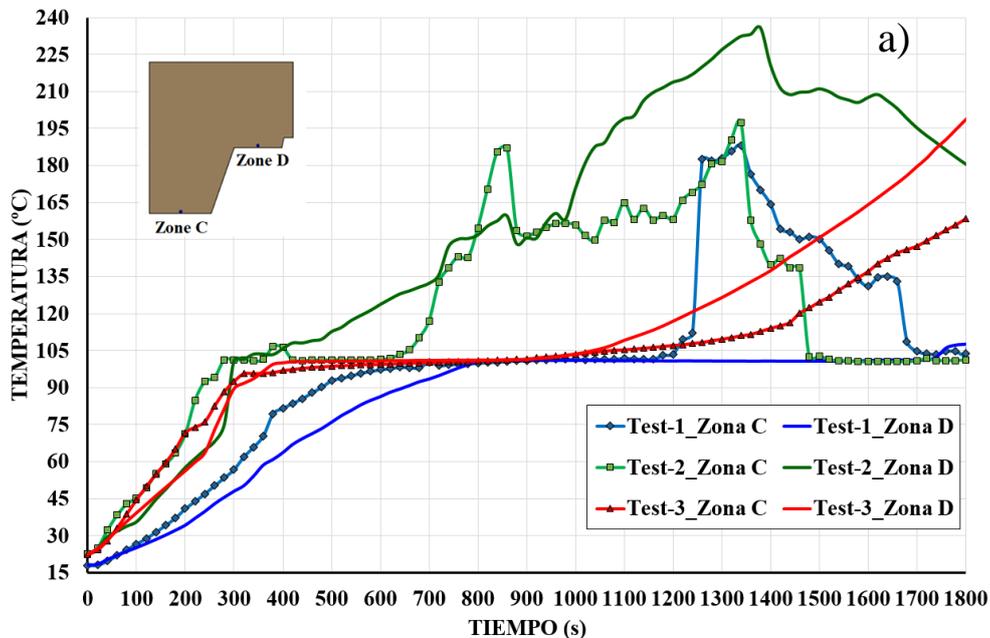
La Fig 71 muestra los resultados de temperatura media obtenidos en las distintas zonas de medición. Los resultados muestran una relación entre el comportamiento térmico en la superficie expuesta y la no expuesta.

En el test-1 (líneas azules) el aumento de temperatura en la superficie expuesta es menor al respecto a los otros dos ensayos. También se observa que, al alcanzar los 100°C, la temperatura en esta superficie se mantiene constante. Como consecuencia, no se produce un gran incremento de temperatura en la superficie no expuesta, y no se diferencian las zonas de medición.

En el test-2 (líneas verdes) la temperatura en la superficie expuesta alcanza los 100°C a los 300 segundos del inicio del ensayo. Sin embargo, solamente los termopares colocados en la zona C se mantienen durante 300 segundos a 100°C. Este efecto provoca que el incremento de temperatura en la superficie no expuesta se produzca a partir de los 900°C. Además, se observa que la máxima temperatura obtenida en la superficie expuesta se produce a los 1300 segundos, momento en el que se produce la máxima temperatura en la superficie no expuesta.

En el test-3 (líneas rojas) se alcanzan los 100°C a los 300 segundos y la temperatura se mantiene constante hasta los 1000 segundos, momento en el que la mayoría del agua presente en esta zona se ha expulsado. Esto se refleja en la superficie no expuesta donde se muestra que en torno a los 1000 – 1200 segundos, la temperatura en las zonas A y B de la superficie no expuesta comienza a subir.

Las diferencias en el incremento de temperatura en la superficie expuesta, así como, en el comportamiento, indican que el contenido en humedad de las losas estudiadas es un parámetro muy influyente en el comportamiento térmico de estos elementos estructurales. También se observa que existe una diferencia de temperatura entre las zonas de medición de C y D.



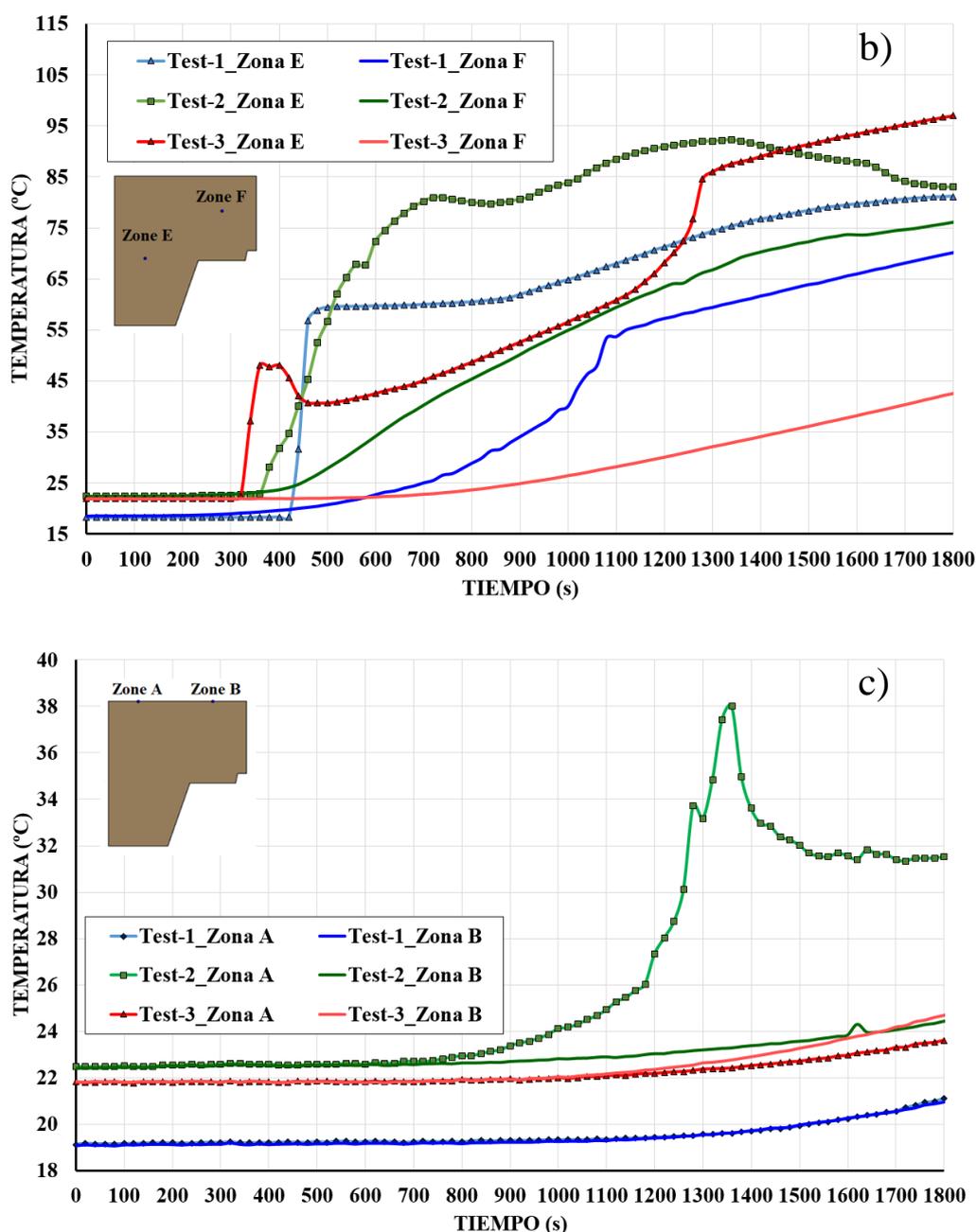


Fig 71. Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HL23: a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.

### 3.3.3.1.2 HL28

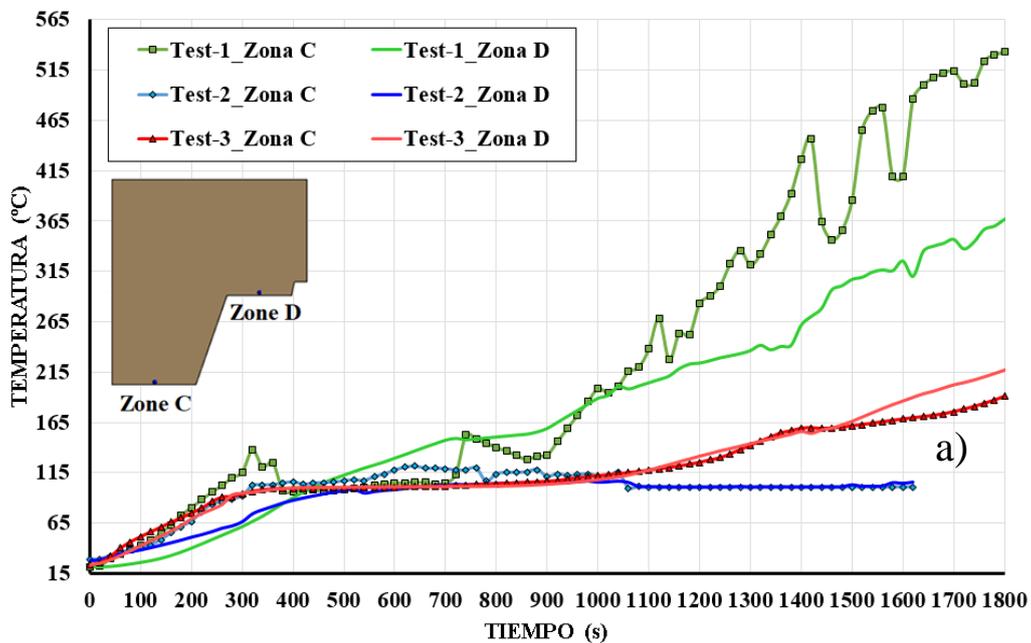
Los resultados de temperatura en las diferentes zonas de medición se muestran en la Fig 72. En todos los ensayos la temperatura en la zona C se alcanzan los 100°C en el mismo intervalo de tiempo. Sin embargo, en el test-1 la temperatura se incrementa a partir de los 700 segundos de ensayo, mientras que, en el resto de los ensayos, los termopares se mantienen constantes a 100°C durante un mayor tiempo. Aunque el contenido en humedad no ha sido un parámetro que se ha medido, el comportamiento térmico mostrado hace indicar que en el test-1 la cantidad de agua existente en el forjado es inferior al del resto de ensayos.

En el test-1, la temperatura en la zona expuesta alcanza los 100°C a los 300 segundos de ensayo y se mantiene hasta los 700 segundos. A partir de este momento se incrementa progresivamente hasta los 500°C. La mayor porosidad de este HL, como se ha indicado en el apartado 3.1.1, provoca que el proceso de expulsión de agua sea más significativo.

En el test-2, la temperatura en la superficie expuesta aumenta progresivamente hasta los 100°C y se mantiene constante durante todo el ensayo. A pesar de esta afirmación, la temperatura en la zona C alcanza los 100°C a los 300 segundos mientras que en la zona D, esta temperatura se alcanza aproximadamente a los 500 segundos. Esta diferencia muestra que el contacto entre la chapa y el hormigón no es perfecto y que existe una holgura mayor que en el resto de los forjados, lo que provoca que se almacene agua residual propio del proceso de fabricación. Y, por tanto, el proceso de vaporización sea más duradero y el incremento de temperatura en el resto de las zonas de medición se encuentre limitado, como se observa en la superficie no expuesta. Esta superficie mantiene su temperatura, en torno a los 22°C, prácticamente durante todo el ensayo. En la zona intermedia (E y F) se observa como el lento incremento de temperatura en la zona D afecta al incremento de temperatura en la zona F, y como, la temperatura en la zona E es superior a la zona F en todo momento.

El proceso de expulsión de agua se produce en el interior de la losa de HL, tal y como se ha indicado en el apartado 2.2.2.

El test-3 tiene un comportamiento similar al mostrado por el mismo ensayo para el HL23. Existe un proceso de expulsión de agua en la cara expuesta entorno a los 100°C, a los 1000 segundos, y posteriormente se eleva la temperatura de nuevo hasta superar los 200°C. La cara no expuesta mantiene una temperatura prácticamente uniforme y ambiente durante esos primeros 1000 segundos de ensayo en los que no se eleva la temperatura de la cara expuesta, mientras que, una vez superado este punto, la temperatura de la cara no expuesta se eleva.



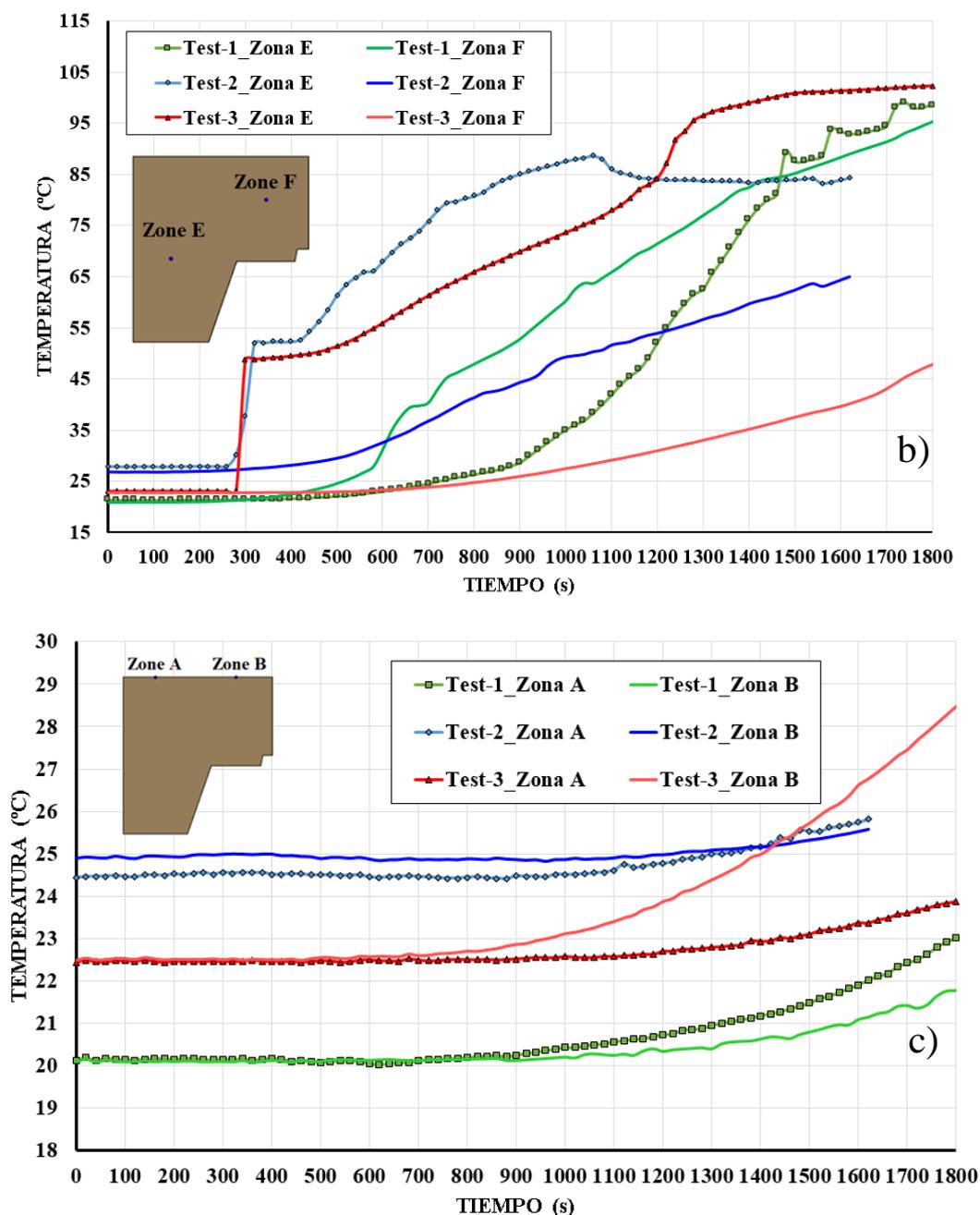


Fig 72. Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HL28: a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.

### 3.3.3.1.3 HL37

En el test-1 la zona C presenta mayor temperatura que en la zona D (ver Fig 73). Estos resultados indican que la geometría trapezoidal de la chapa de acero, y por tanto del forjado, reduce la temperatura en la superficie expuesta sin afectar al resultado de aislamiento del conjunto. En la zona D se aprecia la presencia de mayor contenido de agua/humedad que mantiene la temperatura constante a 100 °C en la zona de contacto entre la chapa y el hormigón. Esto se refleja también en la cara no expuesta donde se mantiene una temperatura baja en torno a la temperatura ambiente (aproximadamente 22 °C). La mayor temperatura en la zona C provoca que el

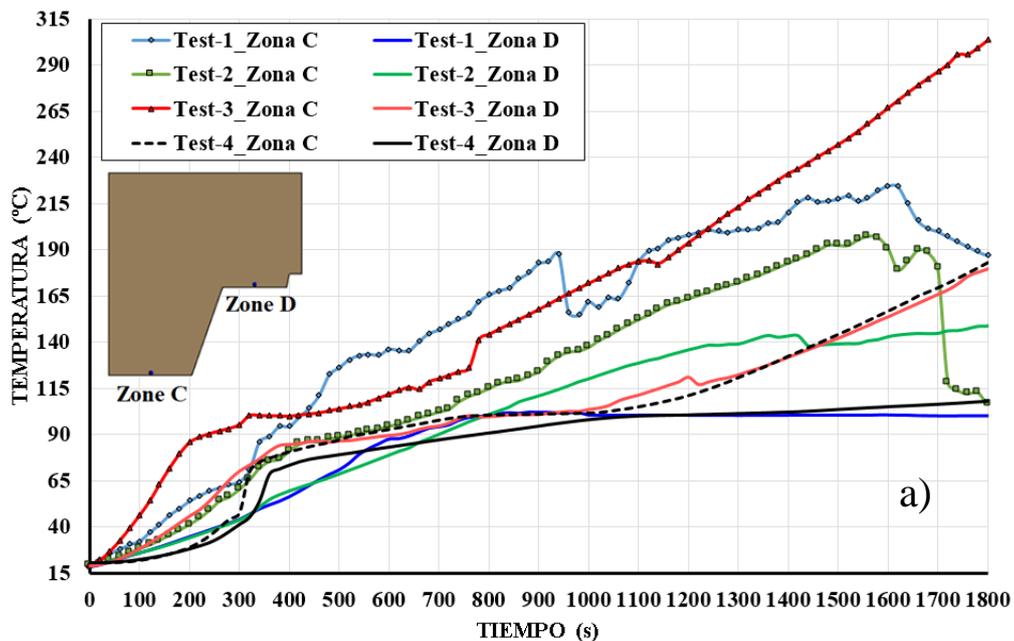
movimiento/transporte del agua en el interior de la losa se produzca con mayor facilidad, provocando que la temperatura en la zona E aumente con mayor celeridad que la zona F. En este ensayo la gran diferencia entre ambas zonas repercute en una mayor temperatura en la zona A respecto a la B.

El test-2 mantiene el patrón de comportamiento que se muestra en la mayoría de las losas. En este caso, la cara expuesta eleva su temperatura ligeramente por encima de los 100 °C, sin llegar a superar en ningún momento los 190 °C. Los resultados en la superficie expuesta muestran también que la geometría de la chapa de acero contribuye a que la temperatura en la zona D sea ligeramente inferior a la zona C. Estas temperaturas, inferiores a los 200 °C a lo largo de todo el ensayo no incrementan la temperatura de la cara no expuesta, que se encuentra en temperaturas bajas durante todo el ensayo, inferiores a los 22 °C. Las zonas intermedias, zona E y F, mantienen el comportamiento esperado con temperaturas intermedias, que ascienden ligeramente y que son superiores en la zona de mayor espesor de la losa, zona E.

En el test-3 y en el test-4, la temperatura en la superficie expuesta mantiene el mismo patrón que en los ensayos anteriores, siendo la temperatura en la zona C mayor que en la zona D. En el caso del test-3, la máxima temperatura medida alcanza valores superiores a los 300°C (zona C) y 190°C para la zona D. Este incremento de temperatura repercute en la superficie no expuesta.

La zona intermedia de la losa, zonas E y F, mantienen el comportamiento térmico esperado, elevando su temperatura en rangos intermedios entre la zona expuesta y la no expuesta, en valores inferiores a 100 °C en la zona más ancha de la losa, e inferiores a los 70 °C para la zona más estrecha.

Los resultados indican que el contenido en humedad, así como, el proceso de transporte de humedad en el interior de la losa, juegan un papel fundamental en el incremento de la temperatura. Esta afirmación queda patente al observar los resultados del test-3.



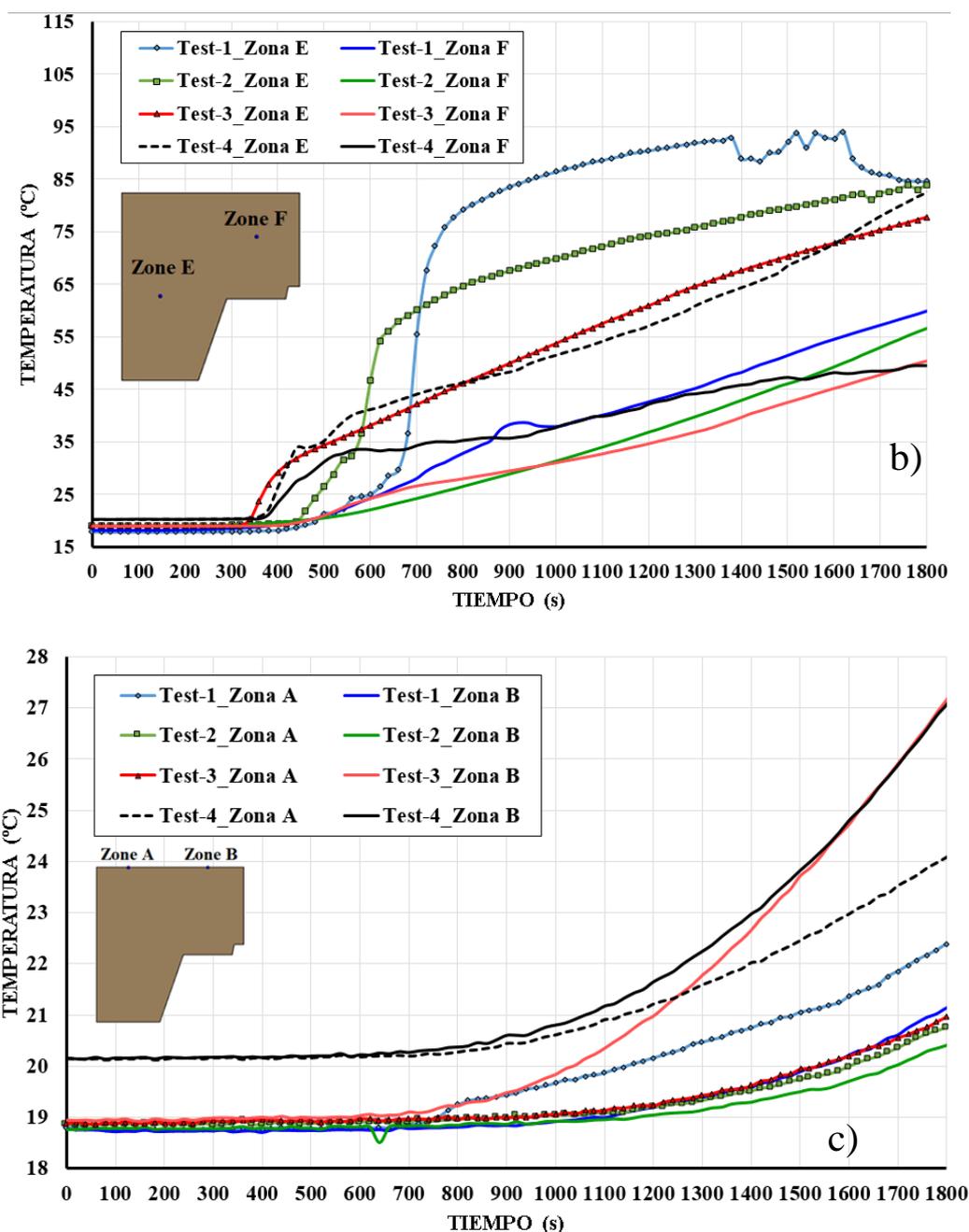


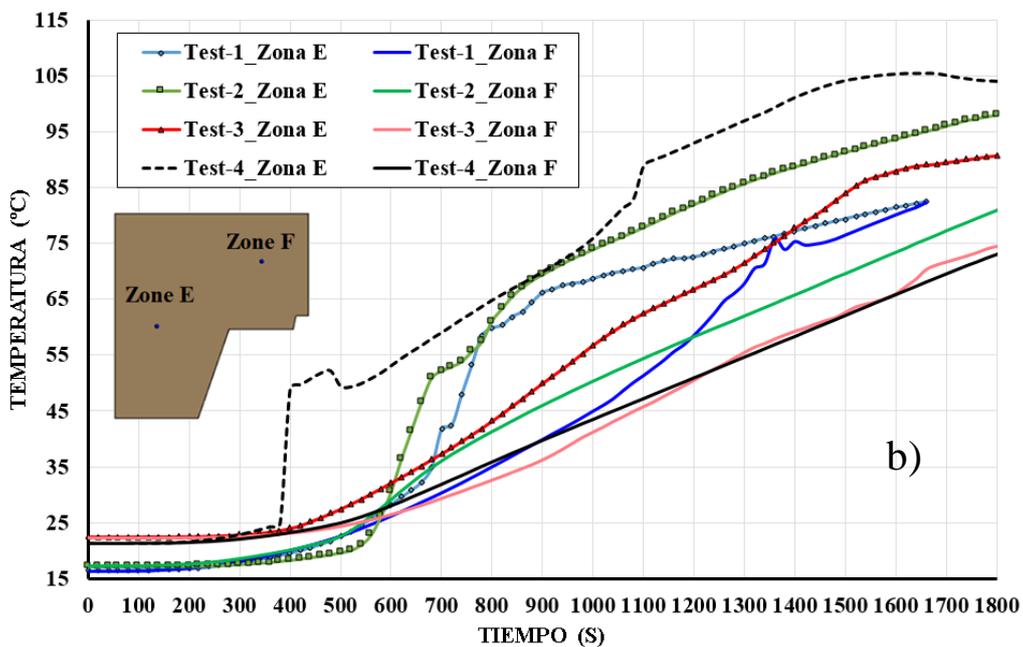
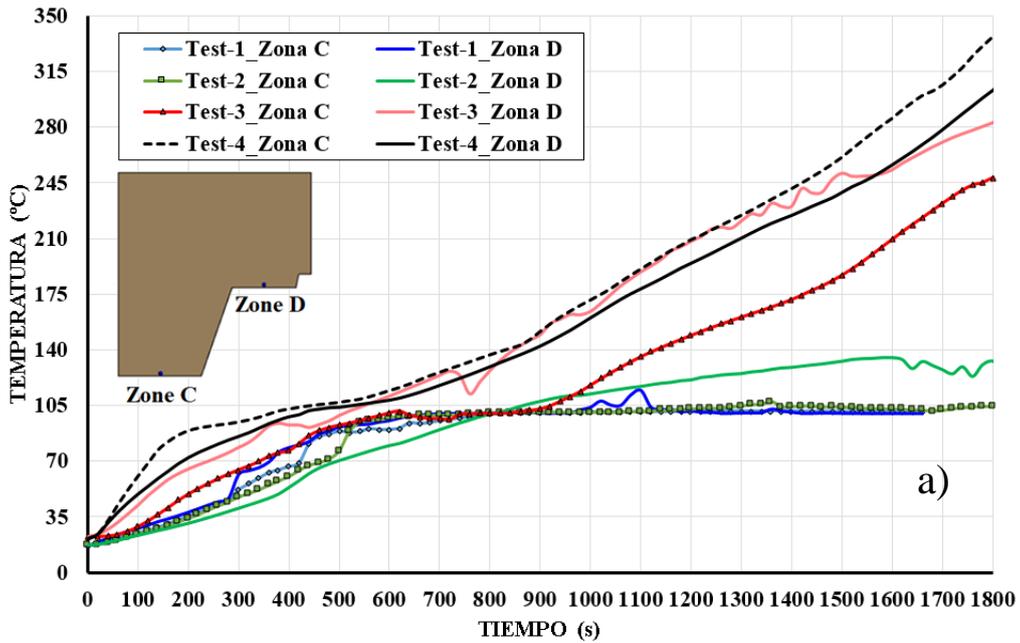
Fig 73. Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HL37 a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.

### 3.3.3.1.4 HN

Los resultados térmicos para las losas de HN (Fig 74) presentan un comportamiento similar al de los HL. El incremento de la temperatura depende del contenido en humedad de la muestra. Los dos primeros ensayos, test-1 (línea azul) y test-2 (línea verde), alcanzan los 100°C a los 500 segundos del inicio del ensayo y se mantienen constantes hasta la finalización. Este comportamiento provoca que la temperatura en la superficie no expuesta no incremente su temperatura hasta el final del ensayo. Sin embargo, en el test-3 y en el test-4, la temperatura se

eleva en la superficie expuesta hasta superar los 200 °C. Esta elevación de la temperatura se refleja también en la superficie no expuesta y en todo el espesor de la losa de hormigón.

En todos los ensayos, se aprecia que la temperatura en la zona B, de la superficie no expuesta, es superior a la de la zona A. El incremento de temperatura en la superficie expuesta, al igual que ocurre en el resto de losas, se encuentra influenciado por el contenido en humedad de la losa, el proceso de vaporización y el transporte de humedad en el interior del hormigón.



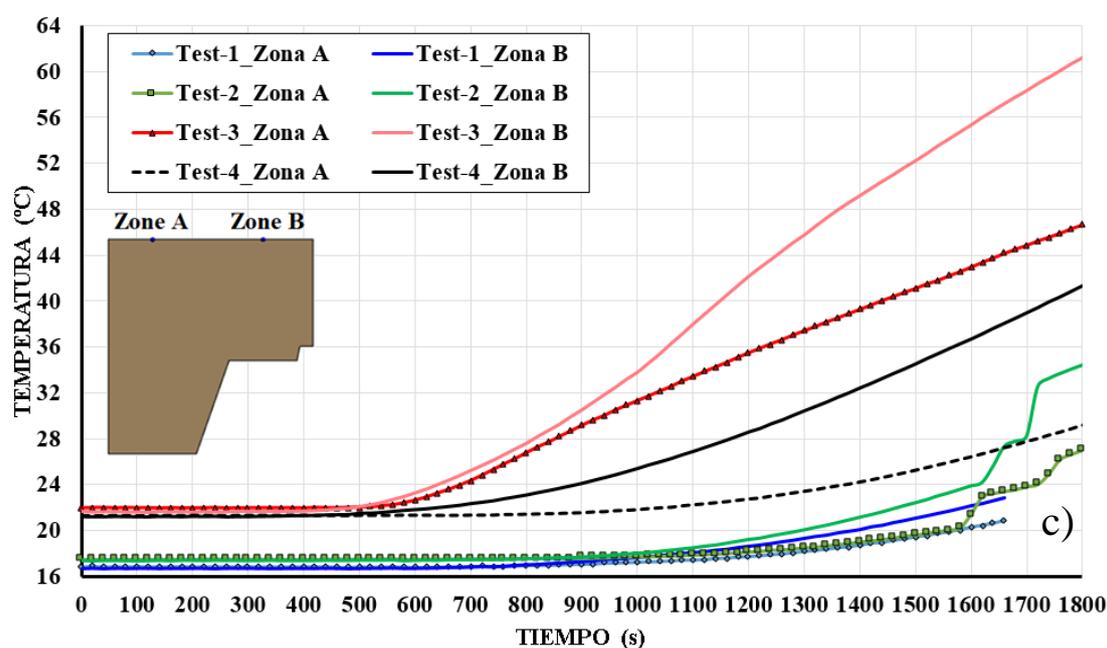


Fig 74. Temperaturas medias en los ensayos de forjados mixtos HN: a) Zonas C y D; b) Zonas E y F; c) Zonas A y B.

La temperatura en la chapa es muy inferior a la temperatura en el interior del horno. Esta diferencia se debe principalmente al fenómeno endotérmico que se produce durante el proceso de vaporización del agua que se acumula en la zona, y que además se agrava si se produce despegue entre la chapa de acero y el hormigón. Este fenómeno ya ha sido indicado en otros estudios experimentales [82,90,99].

A la vista de los resultados, los hormigones más ligeros empleados en este trabajo presentan una mayor distorsión en la evolución de la temperatura en el interior de la losa. Esta distorsión es atribuible a la complejidad del proceso de transporte de humedad en un material mucho más poroso [56,124].

Finalmente, a pesar de que los resultados presentan diferencias significativas en el comportamiento térmico de los forjados ensayados entre los primeros ensayos y los últimos, lo que sí se puede afirmar es el estricto cumplimiento del criterio de aislamiento térmico en todos los ensayos realizados, donde la variación de temperatura entre el inicio y en el final del ensayo es inferior a 140°C en todo momento.

En base a estos resultados, no se pueden predecir el comportamiento exacto de la transferencia de temperatura en losas de este tipo debido a la enorme influencia de factores tales como la porosidad del hormigón, su heterogeneidad o el contenido de humedad de las muestras. Aun así, existen patrones de comportamiento que tienen lugar en todas las muestras, y que han sido los que se han tomado en esta tesis doctoral para simular mediante modelos numéricos avanzados de elementos finitos el comportamiento térmico de estos elementos estructurales mixtos tan complejos.

### 3.3.3.2 Comparativa resultados térmicos.

Para comparar los resultados obtenidos, se graficaron los valores medios para cada tipo de forjado en cada zona. Además, las gráficas se limitan hasta los 1800 segundos (30 minutos) que es el tiempo mínimo que un forjado mixto colaborante debería de resistir al fuego según Norma [13]. La Fig 75, la Fig 76 y la Fig 77 comparan la evolución de la temperatura en cada una de las zonas medidas.

La temperatura medida en la superficie expuesta es muy inferior a la curva ISO834, como se aprecia en la Fig 75. De manera general, se distinguen tres tramos. En el primero, se produce el incremento de temperatura progresivamente hasta alcanzar los 100°C. Este proceso dura aproximadamente 300 segundos. A partir de este momento, la evolución de la temperatura se limita, motivado por el proceso de vaporización del agua y su movimiento en el interior de la losa. Y, finalmente, hasta que el agua existente no se ha eliminado o desplazado a capas superiores, la temperatura no aumenta. En los ensayos llevados a cabo este proceso de incremento de la temperatura se produce en los instantes finales, como se aprecia en la Fig 75 para el HL28 y el HN.

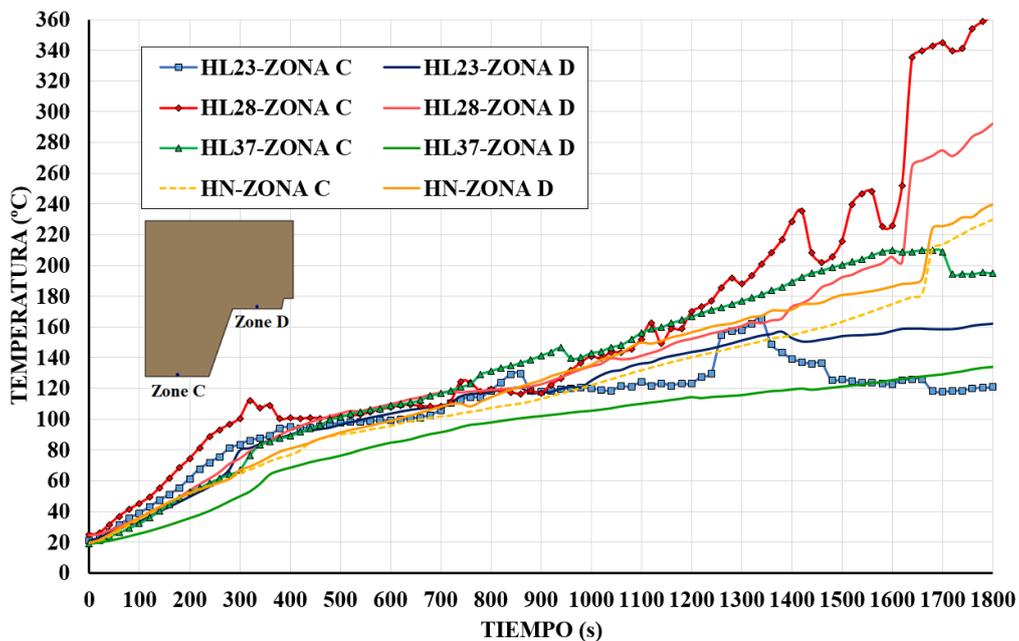


Fig 75. Temperatura media en la zona de contacto entre la chapa y el hormigón para cada ensayo.

En la Fig 76, se muestran la variación de la temperatura en el interior de la losa de hormigón. Durante los primeros 200 segundos de ensayo, el comportamiento térmico es idéntico en los cuatro tipos de forjados. A partir de ese instante, el incremento de la temperatura se produce antes en los hormigones ligeros más porosos (HL23 y HL28). Siendo el comportamiento térmico del HL37 idéntico al HN hasta los 800 segundos de ensayo.

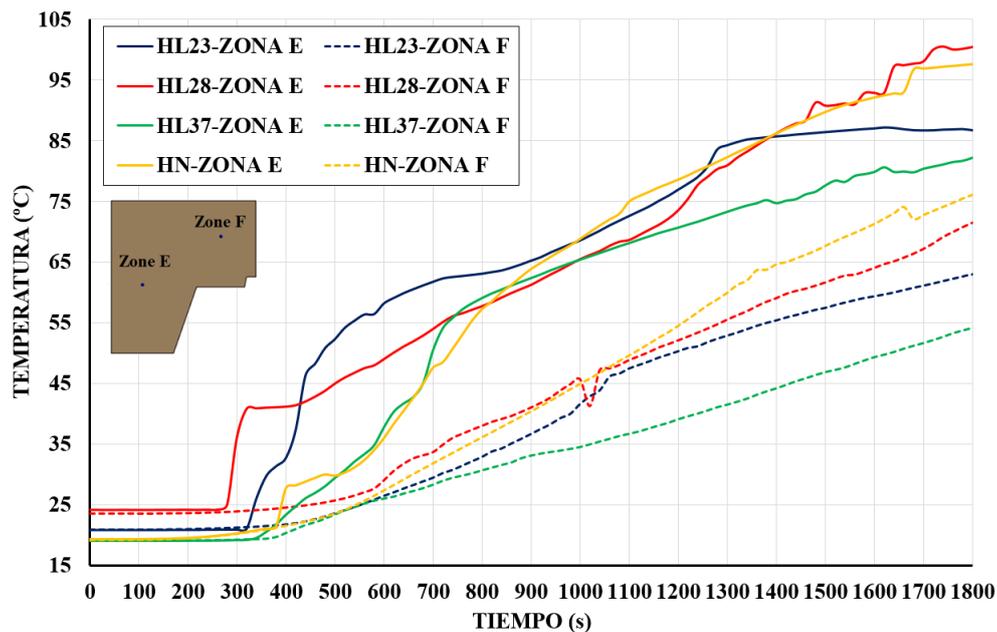


Fig 76. Temperatura media en el hormigón.

El aumento de temperatura medido en la cara no expuesta es muy inferior a la variación de 140°C que indica la normativa en cuanto al criterio de aislamiento. Por tanto, para los cuatro tipos de losas, este criterio, queda satisfecho. También se aprecia, que la temperatura en la zona B, donde el perfil tiene un espesor menor, es mayor que en la zona A. Otra característica que se aprecia en la Fig 77, es que el aumento de temperatura de los hormigones ligeros es inferior al de hormigón normal, por lo que su capacidad de aislamiento térmico en condiciones de fuego es mayor, tal y como se esperaba.

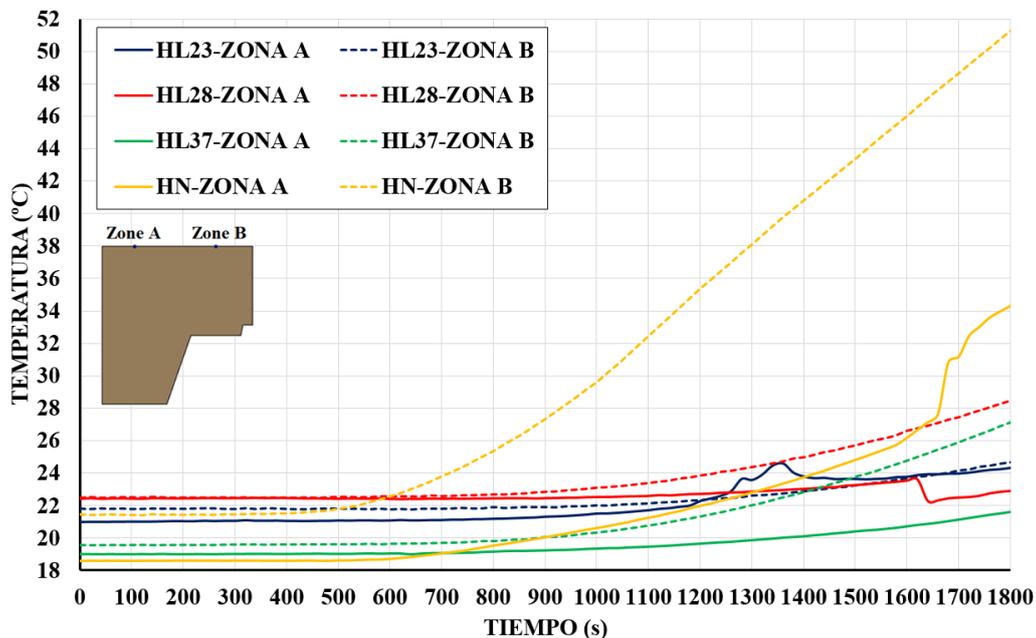


Fig 77. Temperatura media en la superficie.

### 3.3.3.3 Resultados estructurales.

Los resultados estructurales se relacionan directamente con el criterio de resistencia (R) o capacidad portante de la estructura, el cual determina el tiempo que una estructura es capaz de soportar las cargas de diseño durante la exposición al fuego. Las condiciones definidas para analizar este criterio según las Normas UNE EN 13381-5 y UNE EN 1363-1 son la flecha máxima permitida ( $L_{sup}/30$ ) y la velocidad de deformación, de acuerdo a la ecuación (9).

En todos los ensayos realizados se midió la variación de la flecha desde el inicio del ensayo a temperatura ambiente para conocer la flecha máxima de la estructura y cómo afecta la temperatura a este parámetro. Al finalizar el ensayo y extraer las muestras se realizó una comprobación visual del estado del forjado. Cabe destacar que en todos los ensayos se aprecia un despegue entre la chapa de acero y el hormigón, como se muestra en la Fig 78.



Fig 78. Despegue entre la chapa y el hormigón al finalizar los ensayos.

Al aplicarse la carga en la zona central, es en esta zona donde se produce un mayor momento y, como consecuencia, la flecha máxima. Esto provoca que el inicio de la fisuración y de las grietas comience en esta zona, siendo de menor longitud a medida que nos acercamos a los apoyos. Las fisuras generadas durante el ensayo se distancian entre ellas de manera constante, en un rango de 10 a 18 cm, como se demuestra en la siguiente figura.

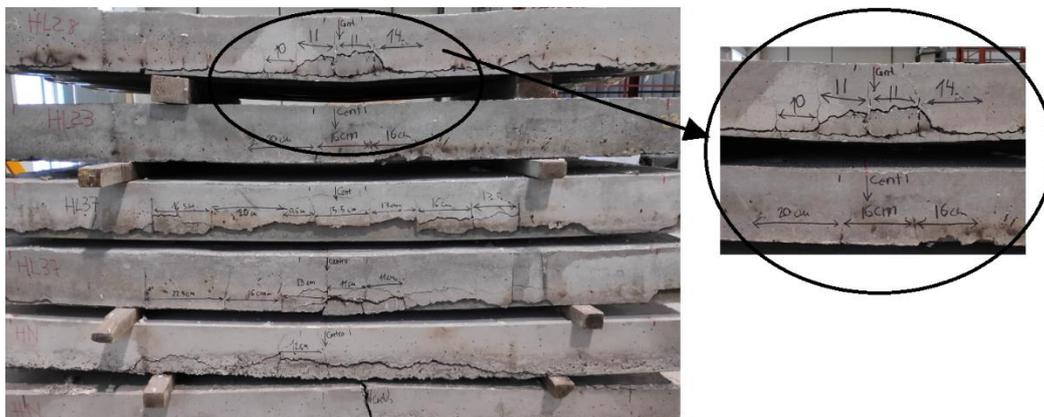


Fig 79. Fallo de los forjados y separación entre grietas.

### 3.3.3.3.1 HL23

Los resultados estructurales graficados en la Fig 80 muestran un comportamiento idéntico en los tres ensayos realizados durante la fase inicial del ensayo (precarga). Es a partir de la aplicación de la carga térmica, mediante la ISO834, cuando se observan diferencias. En los dos primeros ensayos (TEST-1 Y TEST-2) el comportamiento mecánico es muy similar mostrando a los 900 y 1300 segundos cambios en la flecha medida, que podrían estar asociados al despegue entre la chapa y el hormigón. A los 2200 segundos de ensayo (900 segundos de precarga + 1300 segundos de fuego) se aprecia un cambio de pendiente en la flecha en ambos ensayos, siendo más radical en el TEST-1, dando lugar al fallo del forjado.

En el ensayo 3, a los 1400 segundos se produjo un salto en la flecha que no se apreció en el desarrollo del ensayo. En este caso, se finalizó el ensayo, sin exceso de flecha, cumpliendo el criterio R30. En este ensayo, tal y como se ha visto en la Fig 71 b), las temperaturas medidas en el interior de la losa de HL son inferiores al de los otros dos ensayos.

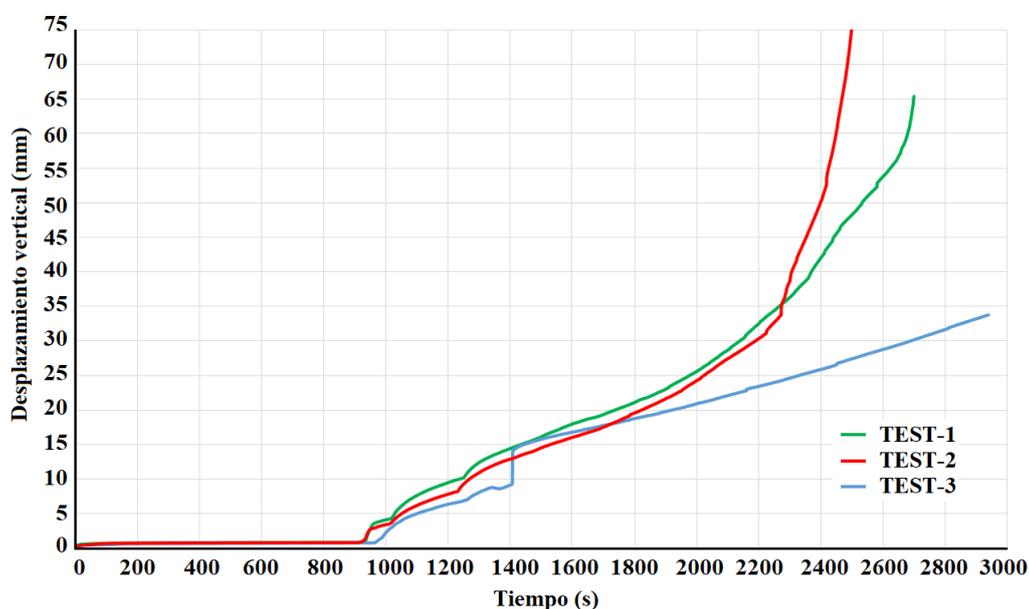


Fig 80. Comparativa flecha de cada ensayo para HL23.

### 3.3.3.3.2 HL28

La Fig 81 muestra el aumento de flecha en función del tiempo. Durante la precarga de las losas, la flecha es inferior a 1mm en todos los casos. Una vez que se inicia la curva de temperatura, los 3 ensayos muestran un comportamiento similar, hasta los 1900 segundos aproximadamente. A partir de este momento, la flecha en el ensayo 1 se incrementa lentamente, mientras que la flecha en los otros dos ensayos aumenta rápidamente. En el primer ensayo (TEST-1), el incremento de temperatura en el interior de la losa HL se produce más lentamente que en los otros dos ensayos, ver Fig 72 b). Esta menor variación de temperatura repercute en menor medida en la pérdida de las propiedades mecánicas de los materiales, y como consecuencia en una menor flecha del conjunto.

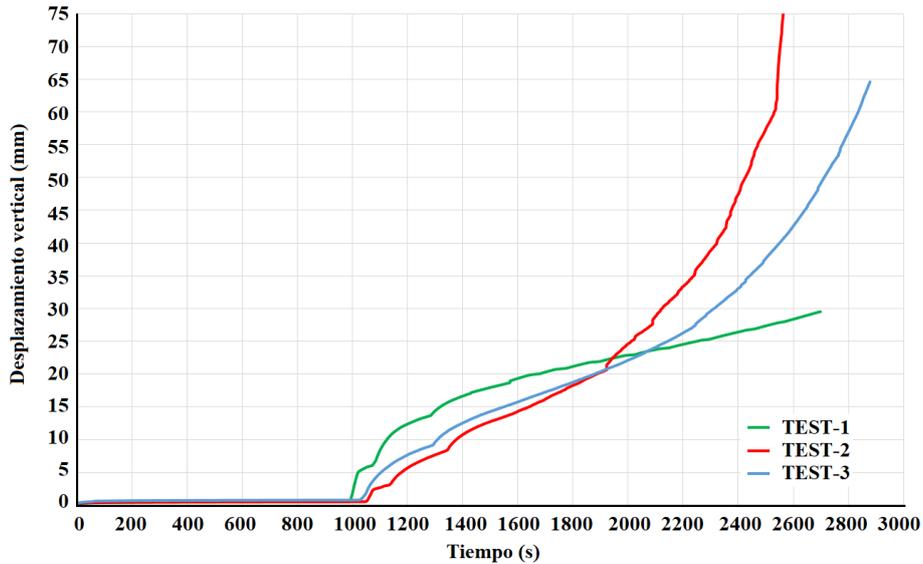


Fig 81. Comparativa flecha de cada ensayo para HL28.

### 3.3.3.3 HL37

Los resultados estructurales para los cuatro ensayos del HL37 muestran un comportamiento muy similar como se observa en la Fig 82. En torno a los 1200 segundos de ensayo (corresponden a los 300 segundos del inicio de la curva ISO 834) se aprecia una discontinuidad, que podría atribuirse al despegue entre la chapa y el hormigón. Salvo en el primer ensayo, que el fallo se produjo a los 2500 segundos (equivale a los 1400 segundos de exposición a fuego), el resto de los ensayos realizados satisfacen el criterio R30.

A diferencia de lo que ocurre en los ensayos para las losas HL23 y HL28, la temperatura en el interior de la losa de HL37 es muy similar en todos los ensayos realizados, tal como se ha mostrado en la Fig 73 b). Esto provoca que la modificación de las propiedades mecánicas con la temperatura sea similar y, por ende, el comportamiento estructural durante casi todo el ensayo también.

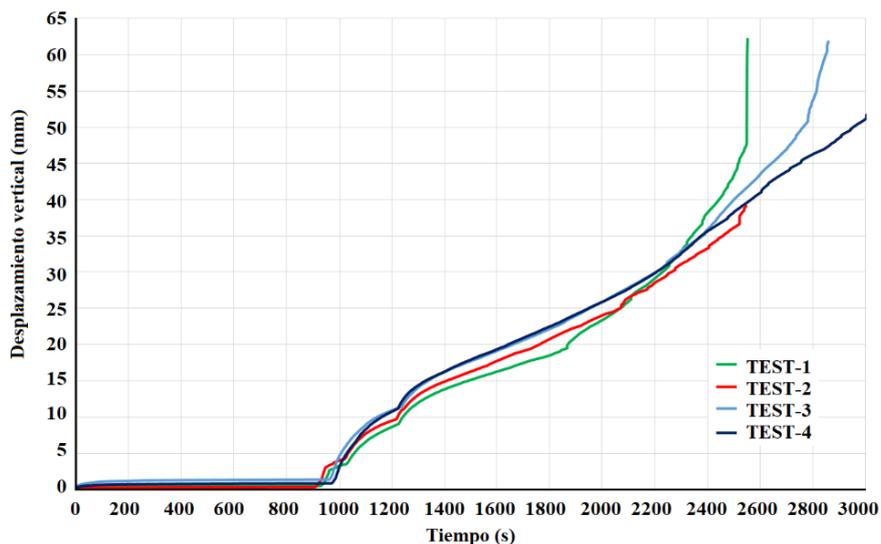


Fig 82. Comparativa flecha de cada ensayo para HL37.

### 3.3.3.3.4 HN

La Fig 83 muestra el comportamiento estructural para cada uno de los ensayos realizados. Aunque los resultados presentan diferencias en los valores, el comportamiento mecánico muestra tendencias similares. Los ensayos 1 y 2 superaron el criterio de fallo antes de alcanzar los 30 minutos de ensayo. Mientras que, los ensayos 3 y 4 alcanzaron el criterio R30.

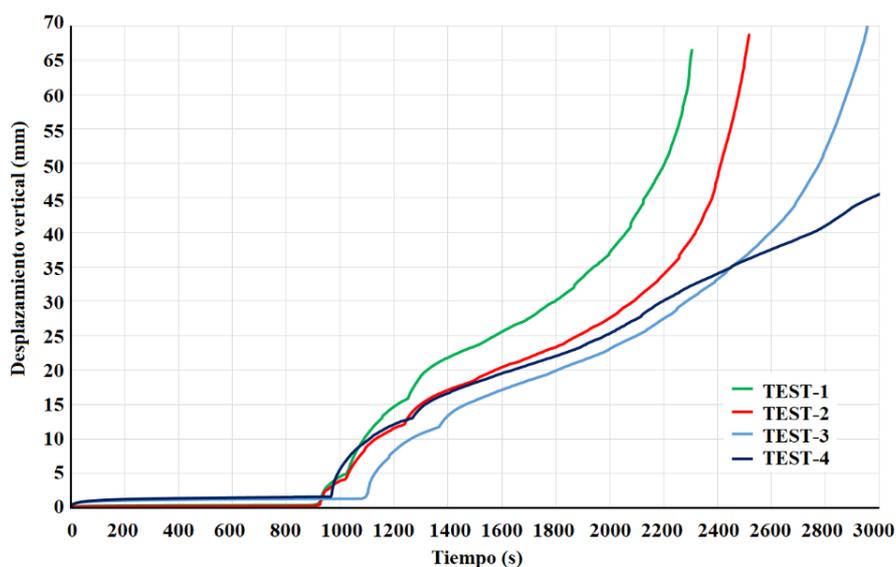


Fig 83. Comparativa flecha de cada ensayo para HN.

### 3.3.3.4 Comparativa resultados estructurales.

La Fig 84 muestra la flecha vertical media para los cuatro forjados estudiados desde el comienzo de la curva ISO834. La flecha medida para cada tipo de forjado mixto es muy similar, siendo especialmente semejante el comportamiento de forjados fabricados con hormigones más ligeros. Los forjados HL23 y HL28 se comportaron de forma prácticamente idéntica hasta los 900 segundos. El comportamiento mecánico del forjado HL37 fue análogo al HN durante la práctica totalidad del ensayo de resistencia al fuego, presentando diferencias solamente en el último tramo.

Cuando se inició la curva de calentamiento se produjo un incremento abrupto de la flecha durante 60 segundos. Posteriormente, el aumento de la flecha tuvo una menor pendiente hasta los 300 segundos. A partir de ese momento, el incremento fue continuo hasta el final del ensayo. Los forjados HL23, HL28 y HN finalizaron antes de los 30 minutos, al alcanzar una flecha superior a  $L/30=61$  mm. Sin embargo, el forjado HL37 se detuvo al superar el criterio R30.

En la Fig 84, al principio del ensayo se aprecian pequeñas variaciones en el incremento de la flecha que podrían indicar el despegue entre la chapa y el hormigón, así como, el crecimiento de grietas

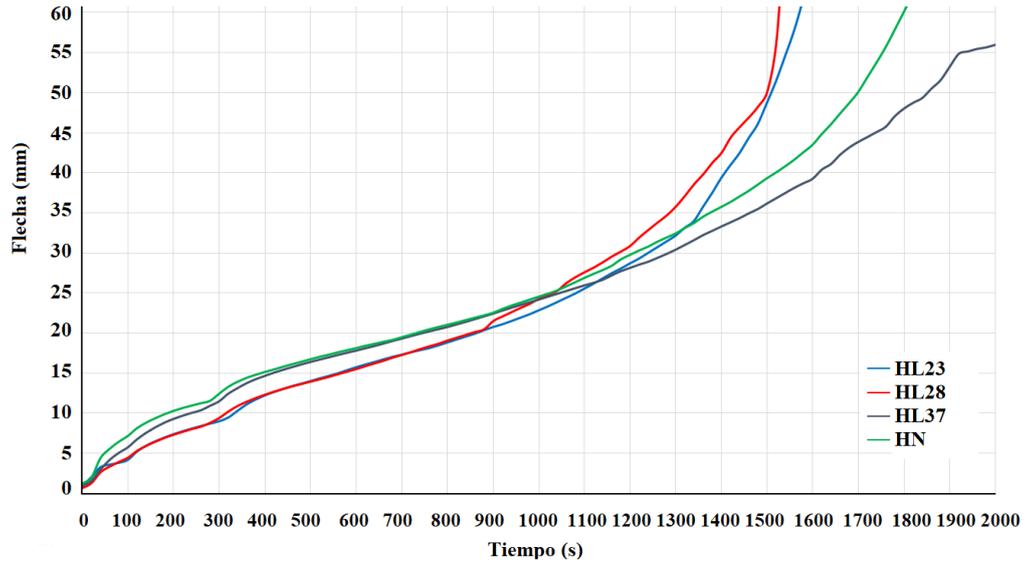


Fig 84. Gráfica comparativa del comportamiento mecánico de los forjados mixtos.



# CAPÍTULO 4:

# ESTUDIO NUMÉRICO

La realización de ensayos experimentales de forjados mixtos en condiciones de fuego supone un elevado coste tanto de tiempo como económico. La utilización de técnicas avanzadas de simulación y la validación de los modelos posibilita estudiar el comportamiento de estos elementos estructurales sin la necesidad de la realización grandes campañas de ensayos. El segundo bloque de trabajo realizado en esta tesis doctoral se fundamenta en el desarrollo de modelos numéricos que se basan en el método de los elementos finitos (MEF o en su acepción inglesa FEM).

En este capítulo se describen los puntos siguientes:

- Análisis térmico no lineal empleando el MEF para determinar la variación de temperatura del acero y del hormigón cuando se encuentran sometidos a la acción del fuego. Para ello se consideran los fenómenos de convección y de radiación, así como la variación de las propiedades térmicas (conductividad térmica y calor específico) del hormigón y del acero, y las propiedades de transferencia térmica en las zonas de contacto entre los dos materiales.
- Análisis acoplado térmico-estructural resolución del problema teniendo en cuenta las no-linealidades térmicas y mecánicas, y la variación de las propiedades mecánicas de ambos materiales con la temperatura.
- Ajuste y validación de los modelos numéricos desarrollados a partir de los ensayos experimentales realizados.

## 4 ESTUDIO NUMÉRICO

### 4.1 Introducción

En los últimos años, soportadas por el enorme progreso en la velocidad de los ordenadores, las técnicas numéricas de simulación se han convertido en herramientas imprescindibles para el diseño de productos, la predicción y optimización de procesos técnicos e industriales. La razón fundamental por la cual la resolución de problemas de ingeniería mediante cálculos numéricos ha sido adoptada en la industria y en la investigación, es porque la mayoría de estos problemas no se pueden resolver por métodos tradicionales. Además, ofrecen una alternativa a la realización de ensayos, debido al gran ahorro en tiempo y recursos. Las técnicas numéricas que se utilizan en este trabajo están basadas en el método de los elementos finitos (MEF) y están validadas por los resultados obtenidos en la campaña experimental llevada a cabo. En este trabajo de investigación, se utilizó el software ANSYS ® en su versión 2019 R2 [125], el cual permite estudiar el problema termo-mecánico existente cuando los forjados colaborantes se encuentran sometidos a la acción del fuego y la aplicación de una carga.

Para desarrollar el modelo acoplado térmico-estructural, validado por los ensayos de resistencia al fuego realizados, se ha seguido la siguiente estructura:

En primer lugar, se resuelve el **problema térmico**, que define la transferencia de calor en el forjado mixto. La definición del campo de temperaturas es de gran importancia para definir la variación de las propiedades mecánicas en función de la temperatura en ambos materiales.

Las condiciones térmicas en el interior del horno varían con el tiempo, y, por tanto, se considera necesario realizar un análisis térmico transitorio. El problema térmico resuelto tiene en cuenta los tres fenómenos de transferencia de calor: conducción, convección y radiación. Matemáticamente, la simulación numérica del fenómeno de radiación posee un carácter no lineal. Además, se han considerado otros fenómenos térmicos no-lineales como:

- La variación de las propiedades térmicas (*calor específico y conductividad térmica*) con la temperatura tanto para la chapa nervada de acero, como el hormigón.
- La variación de las propiedades térmicas en la interfase acero-hormigón, que provoca fenómenos no-lineales de transferencia de calor en la zona de contacto.

En segundo lugar, se soluciona el **problema termo-estructural**, donde la correcta definición del problema térmico posee una gran influencia en el análisis estructural. El comportamiento no-lineal se tiene en cuenta a través de las siguientes no-linealidades:

- Geometría: este tipo de no-linealidad aparece cuando en la estructura se producen cambios bruscos en la geometría, dando lugar a grandes deformaciones y, en consecuencia, a respuestas no lineales.
- Material: esta no-linealidad implica una modificación del comportamiento de material como consecuencia de la variación la temperatura. En este apartado se destaca la importancia que tiene la deformación del hormigón en el comportamiento del conjunto.

## 4.2 Transferencia de calor

### 4.2.1 Marco teórico

La temperatura es una propiedad intensiva que no depende del tamaño o de la cantidad de material existente en un sistema. Esta propiedad es el factor dominante para determinar la velocidad y el alcance de las reacciones químicas, incluida la descomposición de los compuestos orgánicos y el deterioro de la resistencia y la rigidez de los materiales estructurales como el acero y el hormigón. Los fenómenos de cambio de fase, incluida la ignición, así como la pérdida severa de resistencia de los materiales, están relacionados con un aumento de la temperatura. En un incendio, la temperatura aumenta con celeridad. Por lo tanto, fenómenos térmicos como el cambio de fase de los materiales o la transferencia de calor, requieren de especial atención.

En general, se distinguen tres mecanismos de transferencia de calor que se conocen con los nombres de *conducción*, *convección* y *radiación*. En un ensayo de resistencia al fuego, los encontramos definidos como se muestra en la Fig 85.

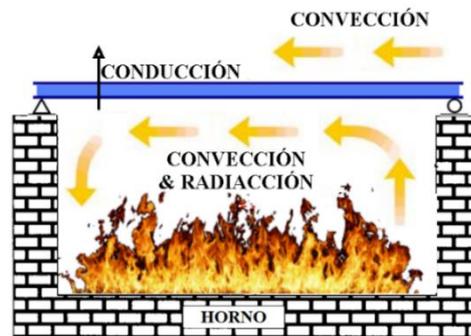


Fig 85. Fenómenos de transferencia de calor.

#### 4.2.1.1 Conducción.

Se denomina conducción a la transferencia de energía entre dos sistemas que tiene lugar mediante el intercambio de energía cinética entre las partículas constituyentes producido por el contacto directo entre ellas. El flujo de calor se dirige desde las partículas de energía cinética más elevada hacia las de menor nivel energético, es decir, desde la región de mayor temperatura hacia la de menor, ver Fig 86. Una característica específica del mecanismo de conducción es que se produce a través de un medio material, pero sin desplazamiento macroscópico apreciable.

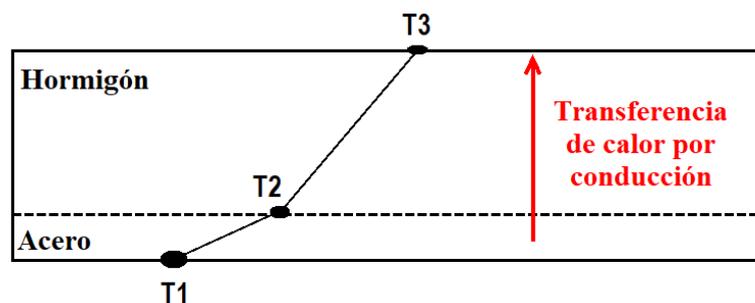


Fig 86. Conducción de calor a través de una pared plana.

La velocidad de conducción de calor a través de un medio se define por la Ley de Fourier. Y relaciona el campo de densidad de flujo de calor con el campo de temperatura en los distintos puntos del medio, estableciendo que, en cada instante y en cada punto del medio, el flujo de calor es proporcional al gradiente de temperatura, según se ve en la ecuación siguiente:

$$q = \lambda \times \frac{T_1 - T_2}{\Delta x} = -\lambda \times \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (19)$$

En el caso límite  $\Delta x \rightarrow 0$ , la ecuación se reduce a la forma diferencial

$$q = \lambda \times \frac{dT}{dx} \quad (20)$$

### 4.2.1.2 Convección

Se denomina convección al mecanismo de transferencia de calor que tiene lugar entre una superficie sólida y el fluido adyacente en movimiento y que comprende los efectos combinados de conducción y movimiento de fluidos.

El movimiento del fluido puede tener su origen en la existencia de causas mecánicas externas, impuestas al sistema, como puede ser la existencia de un ventilador, en cuyo caso el proceso se conoce con el nombre de convección forzada. También puede tener su origen en las diferencias de densidad creadas por los gradientes de temperatura que existen en la masa de un fluido, como ocurre, por ejemplo, en las corrientes atmosféricas. Es este último caso se le da el nombre de convección libre o natural.

A pesar de la complejidad de este fenómeno, en el caso de convección entre la superficie de un sólido y el fluido que la rodea, la influencia de los distintos factores suele englobarse en un coeficiente empírico, denominado coeficiente de película, que se representa por  $h$ . Este coeficiente está relacionado con la *velocidad de transmisión de calor por convección*, el *área y la temperatura de la superficie* y la *temperatura del fluido* sin perturbar.

La transferencia de calor por convección se define por la ley de enfriamiento de Newton, y se expresa tal y como se indica en (21).

$$q = h \times (T_s - T_\infty) \quad (21)$$

El coeficiente de transferencia de calor por convección,  $h$ , no es una propiedad física del fluido, sino una propiedad del proceso de convección. Se determina de forma experimental y su valor depende de todas las variables que influyen sobre la convección, como son la configuración geométrica de la superficie, la naturaleza del movimiento del fluido, las propiedades de éste y la velocidad máxima del mismo.

### 4.2.1.3 Radiación

La radiación térmica es un proceso de emisión de la energía interna de un sistema por medio de ondas electromagnéticas (fotones). El origen de esta perturbación se encuentra en la agitación térmica existente a cualquier temperatura superior a cero, de las partículas constituyentes de la materia.

La radiación es un fenómeno volumétrico y todos los sólidos, líquidos y gases emiten, absorben o transmiten radiación en diversos grados. Sin embargo, la radiación suele considerarse como un fenómeno superficial para aquellos sólidos que son opacos a la radiación térmica, como los metales, la madera o las rocas; ya que las radiaciones emitidas por las regiones interiores de un material de este tipo nunca pueden llegar a la superficie, y la radiación incidente sobre esos cuerpos suele absorberse en unas cuantas micras hacia el interior de dichos sólidos.

Un cuerpo determinado, alcanza el equilibrio térmico cuando la velocidad de absorción de la energía procedente de los cuerpos que lo rodean es igual a la velocidad con que emite su propia energía interna. Un cuerpo capaz de absorber toda la energía radiante que incide sobre él, se denomina cuerpo negro. La cantidad de energía emitida en la unidad de tiempo por un cuerpo negro viene dada por la ley de Stefan-Boltzmann, ver ecuación (22).

$$E_n = A \times \sigma \times T^4 \quad (22)$$

La mayoría de los sólidos utilizados en la ingeniería no se comportan como cuerpos negros, aunque pueden ser considerados como cuerpos grises. La cantidad de energía radiante emitida en la unidad de tiempo por un cuerpo gris viene dada por:

$$E_n = \varepsilon \times A \times \sigma \times T^4 \quad (23)$$

Donde  $\varepsilon$  es una propiedad del cuerpo gris, denominada emisividad, que representa físicamente el porcentaje de aproximación a un cuerpo negro.

La cantidad de energía neta radiante intercambiada entre dos cuerpos grises que constituyen un flujo de calor dirigido desde el cuerpo más caliente hacia el más frío viene dada por:

$$q = F \times \varepsilon \times \sigma \times (T_1^4 - T_2^4) \quad (24)$$

Siendo  $F$  un factor adimensional, denominado factor de forma o de intercambio de radiación. Este factor, depende de la naturaleza y geometría del conjunto emisor-receptor y de los cuerpos que los rodean. También contempla el hecho de que no toda la energía emitida por un cuerpo es captada por el otro, ya que la radiación se emite en todas las direcciones del espacio y se propaga en línea recta.

El flujo de calor intercambiado entre dos cuerpos debido al mecanismo de radiación térmica depende de las temperaturas termodinámicas de cada uno de ellos y no solo de su diferencia, como ocurre en los fenómenos de conducción y convección, por lo que a bajas temperaturas son estos mecanismos los predominantes. Por el contrario, a temperaturas elevadas la radiación térmica puede ser el principal mecanismo de transmisión de calor.

## 4.2.2 Solución de problemas térmicos en el entorno Ansys

A continuación, se describe la modelización de los fenómenos de transferencia de calor en el software ANSYS. La transferencia de calor a través de los fenómenos de conducción y convección sigue la primera ley de la termodinámica, que establece que la energía se conserva según la ecuación (25):

$$\rho \times c_p \times \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \times \{L\} \times T \right) + \{L\}^T \times \{q\} = \dot{q} \quad (25)$$

Por otro lado, la ley de Fourier se usa para relacionar el vector de flujo de calor con los gradientes térmicos según (26).

$$\{q\} = -[\lambda] \times \{L\} \times T \quad (26)$$

Combinando las ecuaciones (25) y (26) se obtiene la ecuación (27).

$$\rho \times c_p \times \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \times \{L\} \times T \right) = \{L\}^T \times ([\lambda] \times \{L\} \times T) + \dot{q} \quad (27)$$

Para resolver esta ecuación diferencial y poder determinar las temperaturas en los elementos sólidos, se deben especificar las condiciones de contorno, las cuales se pueden aplicar de varias formas:

1. Aplicando una temperatura sobre la superficie del elemento.
2. Aplicando un flujo de calor constante sobre la superficie del elemento.
3. Aplicando un flujo de calor dependiente de la diferencia de temperaturas entre el fluido y la superficie del elemento, de acuerdo a la ley de enfriamiento de Newton, (ecuación (21)) [126].

Las condiciones de contorno en el interior del horno, como se ha indicado en la Fig 85, constan de los fenómenos de radiación y convección. ANSYS considera el intercambio de energía mediante radiación por medio de la Ley de Stefan-Boltzmann aplicada a un sistema de N recintos cerrados. En un caso de este tipo, el balance energético para cada superficie en el recinto para un cuerpo difuso gris viene dado por la ecuación definida por Siegal y Howell [127], que relaciona las pérdidas de energía con las temperaturas de la superficie (ecuación (28)):

$$\sum_{i=1}^N \left( \frac{\delta_{ij}}{\epsilon_i} - F_{ij} \times \frac{1 - \epsilon_i}{\epsilon_i} \right) \times \frac{1}{A_i} \times Q_i = \sum_{i=1}^N (\delta_{ij} - F_{ij}) \times \sigma \times T_i^4 \quad (28)$$

El factor de forma,  $F_{ij}$ , mide la fracción de energía total radiante que abandona la superficie  $i$  y llega directamente a la superficie  $j$ , como se muestra en la Fig 87. Y puede expresarse empleando la ecuación (29).

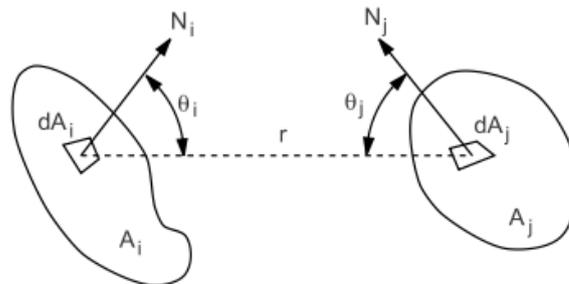


Fig 87. Determinación del factor de forma entre dos superficies radiantes [125].

$$F_{ij} = \frac{1}{A_i} \times \int_{A_i} \int_{A_j} \frac{\cos \theta_i \times \cos \theta_j}{\pi \times r^2} d(A_j) d(A_i) \quad (29)$$

En el caso de un recinto perfectamente cerrado, como es este caso particular, el balance debe satisfacer:

$$\sum_{j=1} F_{ij} = 1 \quad \forall i = 1, 2, \dots, n \quad (30)$$

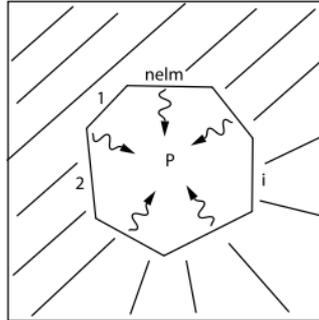


Fig 88. Caras de un recinto perfectamente cerrado, numeradas de la 1 a la n (nelm en inglés) [125].

Para resolver problemas de transferencia de calor que incluyen radiación entre cuerpos grises opacos, ANSYS emplea el “*radiosity solution method*”, en el que la ecuación (28) se usa junto con las ecuaciones de transferencia de calor por conducción y convección de acuerdo a la ecuación (27).

## 4.3 Modelo térmico

### 4.3.1 Descripción del modelo térmico

#### 4.3.1.1 Modelo geométrico

El modelo geométrico empleado en este trabajo es una simplificación de los forjados ensayados. Esta simplificación geométrica permite reducir el coste computacional del modelo numérico gracias a las siguientes consideraciones:

1. Las condiciones de contorno térmicas son simétricas en el plano XZ.
2. Existe simetría en la dirección longitudinal (Z), que permite dividir la losa por el eje central transversal.

En base a estas dos condiciones, el modelo numérico se simplifica a 1/16 del modelo geométrico de losa real, como se muestra en la Fig 89. Adicionalmente, se consideraron dos opciones para el modelado de la chapa: con y sin indentaciones. Mediante la resolución de un modelo preliminar, se observa que las indentaciones no tienen influencia en la transferencia de calor. Por este motivo, y para simplificar el número de elementos y nodos empleados, se utiliza un modelo sin indentaciones.

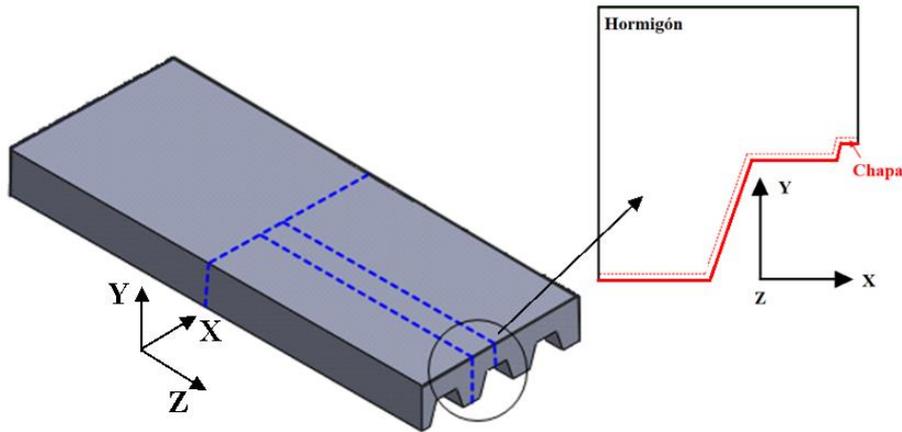


Fig 89. Geometría del modelo térmico.

A partir de la simplificación comentada, se dibuja el modelo geométrico en el módulo de diseño de ANSYS Workbench. En el plano XY se dibuja la sección mostrada en la Fig 90 a) y se le asigna una profundidad de 1030 mm.

Debido a que en el ensayo experimental se colocan termopares a diferentes profundidades en el interior de la losa, en el modelo numérico se crean 6 sistemas de coordenadas en las mismas zonas de medición donde se colocan los termopares en los ensayos experimentales, tal y como se muestra en la Fig 90 b).

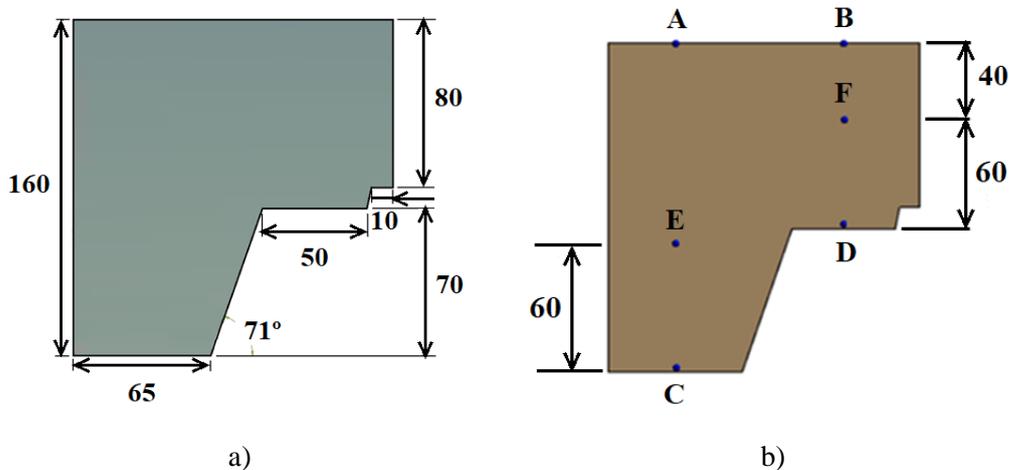


Fig 90. Modelo geométrico: a) Geometría y dimensiones (en mm); b) Zonas de medición modelo térmico.

#### 4.3.1.2 Discretización del modelo en elementos finitos

Para asegurar un mallado regular, ver Fig 91, se han utilizado diferentes controles de mallado hasta obtener 86094 nodos y 20597 elementos, alcanzando una calidad media de elemento de 0.9883 y una calidad ortogonal media de 0.99283. Para mallar la chapa de acero nervada se han utilizado elementos tipo placa (SHELL131) con un tamaño de 10 mm, mientras que para el hormigón se han utilizado elementos tipo sólido (SOLID90) con un tamaño máximo de 14 mm. A continuación, se detallan los elementos utilizados para la simulación térmica.

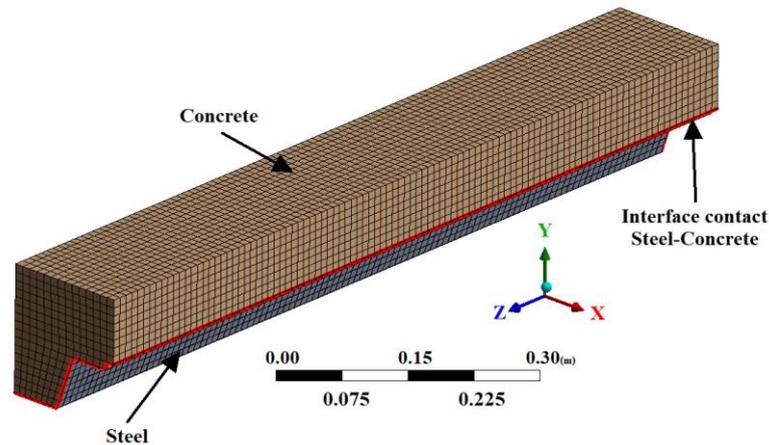
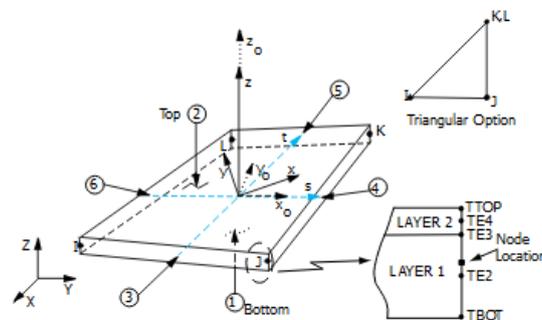


Fig 91. Mallado de los forjados analizados.

A continuación, se indican las características de los elementos utilizados para la discretización el modelo geométrico.

#### 4.3.1.2.1 Elemento SHELL131

En los modelos térmicos se ha utilizado el elemento placa SHELL131 para mallar la chapa nervada, ver Fig 92. El elemento SHELL131 se utiliza en modelos tridimensionales que permiten conducir la temperatura en el plano y a través del espesor de la placa. Se define por cuatro nodos, que pueden tener hasta 32 grados de libertad (temperatura) en cada nodo. Este elemento posibilita el empleo de cargas térmicas que pueden ser definidas como convección, flujo térmico y/o radiación.



$x_0$  = element x-axis if ESYS is not supplied.

$x$  = element x-axis if ESYS is supplied.

Fig 92. Geometría del elemento SHELL131 ([125]).

#### 4.3.1.2.2 Elemento SOLID90

Para la modelización térmica del hormigón, se ha utilizado el elemento sólido SOLID 90, ver Fig 93. Este elemento de 20 nodos se utiliza para modelos térmicos estáticos o transitorios tridimensionales. Cuando se realizan análisis acoplados térmico-mecánicos, y se analiza el comportamiento estructural, este elemento se debe reemplazar por el elemento equivalente SOLID186, este elemento se describe en el apartado 4.4.1.2.2 del modelo acoplado.

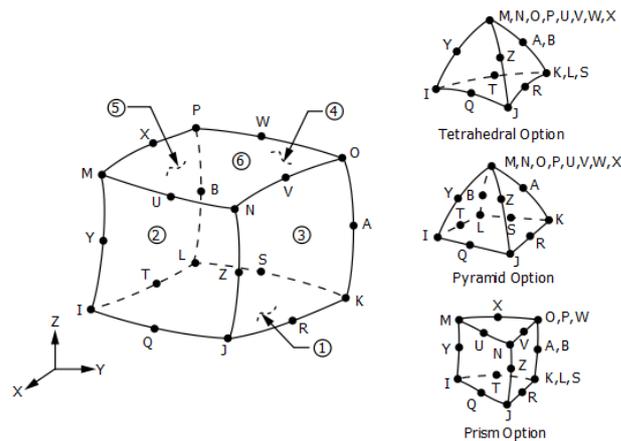


Fig. 93. Geometría del elemento SOLID90 ([125]).

#### 4.3.1.2.3 Elementos de contacto entre la chapa y el hormigón

Los elementos empleados para definir el contacto entre la chapa de acero y el hormigón permiten modelizar la transferencia de calor entre ambos materiales. En los modelos térmicos, para obtener una buena representación de las temperaturas y de los flujos térmicos, se debe colocar la superficie de contacto en el elemento con una menor conductividad térmica. La superficie de contacto del hormigón se define con elementos CONTA174, mientras que el lado de la chapa en contacto con el hormigón se modeliza con elementos TARGE170. Después de diferentes pruebas para comprobar que el flujo térmico fue adecuado, el método de detección del contacto fue *Nodal—Projected Normal from Contact*, que permitió mejorar la convergencia de los modelos.

El paso previo realizado para la solución del modelo térmico fue la comprobación de la influencia de los diferentes tipos de contactos (*bonded*, *frictionless* y *frictional*) disponibles en el software ANSYS®. Los valores obtenidos de temperatura y flujo térmico fueron muy similares, independientemente del contacto utilizado.

Otro aspecto importante a tener en cuenta al modelar la transferencia térmica entre las superficies CONTACT y TARGET es la definición de la conductancia térmica del contacto (TCC), cuyas unidades son  $W/s \cdot m^2 \cdot ^\circ C$ . Este parámetro permite modelar discontinuidades en la temperatura (contactos imperfectos, huecos) y simular la transferencia de calor en el contacto.

Existen pocos trabajos de investigación en los que se haya estudiado la interfase entre el hormigón y el acero en forjados mixtos como el que se presenta en esta investigación. Ghojel identificó que la transferencia de calor en la interfase entre ambos materiales depende de dos parámetros principalmente: el propio contacto entre ambos materiales y el hueco existente [128]. Otros trabajos señalan que el TCC se puede considerar un valor constante de  $200 W/(m^2K)$  cuando se trata de columnas [129]. Sin embargo, otros trabajos han propuesto un valor constante muy inferior de  $38.1 W/(m^2K)$  [130].

Como se ha podido comprobar en los resultados experimentales, durante los ensayos se produce un despegue entre la chapa de acero y el hormigón, provocando una modificación de las condiciones de contorno del modelo y, por tanto, de la transferencia térmica. Por lo tanto, en este trabajo, se han utilizado valores variables en las TCC que permitan reproducir adecuadamente este cambio en las condiciones de contorno.

Con el fin de simplificar los cálculos de los modelos se definieron contactos lineales tipo *bonded*. Aprovechando la posibilidad que ANSYS ofrece se utilizó el parámetro TCC para definir el efecto del despegue de los materiales en la variación de la transferencia térmica, la cual, en la zona del contacto, se indica en la ecuación (31).

$$Q_{CC} = k_{CC} \times (T_{c,T} - T_{c,C}) \quad (31)$$

Inicialmente, en los primeros modelos desarrollados, el valor TCC se mantuvo constante. Sin embargo, debido a que el contacto entre la chapa de acero y el hormigón no es perfecto y existe una interfase entre ambos materiales, se ha programado mediante APDL el valor de TCC en función de la temperatura, según se muestra en la Tabla 17.

Tabla 17. Relación entre la temperatura ambiente en el horno y el valor  $k_{CC}$ .

Temperatura (°C)	$k_{CC}$ (W/m <sup>2</sup> °C)
20	10
604.5	10
607	15
673.7	15
675.2	20
827.1	20

El software ANSYS® necesita de ciertos datos específicos, que no pueden ser determinados por otros medios, para resolver las matrices de elementos y los vectores de carga del problema. Estos datos que son definidos como “*real constants*” y los contactos forman parte de este grupo. En esta tesis doctoral, la modificación de las propiedades del contacto se lleva a cabo mediante el empleo de código APDL. Para ello, la Tabla 17 se define en función del tiempo de simulación, y sus valores se cargan en los elementos CONTACT y TARGET. El código APDL utilizado para cada uno de los contactos se muestra a continuación:

---

```

! Commands inserted into this file will be executed just after the contact region definition.
! The type and mat number for the contact type is equal to the parameter "cid".
! The type and mat number for the target type is equal to the parameter "tid".
! The real number for an asymmetric contact pair is equal to the parameter "cid".
! The real numbers for symmetric contact pairs are equal to the parameters "cid" and "tid".

```

---

```

! Active UNIT system in Workbench when this object was created: Metric (m, kg, N, s, V, A)
! NOTE: Any data that requires units (such as mass) is assumed to be in the consistent solver unit system.
! See Solving Units in the help system for more information.

```

---

```

*DIM,TDTCC,TABLE,5,,,TIME      !DEFINE THE TABLE TO HOLD TIME-
                                DEPENDENT TCC

TDTCC(1,0)=294,300,510,900,1800  !TIME VALUES INTO COLUMN ZERO

TDTCC(1,1)=10,15,15,20,20      !TCC VALUES INTO COLUMN ONE

RMODIF,CID,14,%TDTCC%         !SET REAL CONSTANT TO THE TABULAR
                                VALUES

RMODIF,TID,14,%TDTCC%         !SET REAL CONSTANT TO THE TABULAR
                                VALUES

```

---

### 4.3.1.3 Propiedades de los materiales

En el análisis de forjados mixtos colaborantes sometidos a fuego mediante técnicas numéricas avanzadas es esencial conocer la variación de las propiedades térmicas de los materiales que los forman. Como se ha mencionado en el **Capítulo 2:ESTADO DEL ARTE**, la conductividad térmica y el calor específico son función de la temperatura, lo que provoca que los modelos realizados sean no lineales.

La conductividad térmica y el calor específico del acero siguen los valores indicados en el Eurocódigo 4, ver Fig 94. La conductividad térmica del hormigón disminuye con la temperatura, como se indica en el Eurocódigo 4. Para los modelos desarrollados en este trabajo, el HN sigue el límite superior indicado en el Eurocódigo 4. Sin embargo, para la disminución de la conductividad térmica ( $\lambda$ ) de los HL empleados se han utilizado los valores obtenidos en la campaña experimental realizada en esta tesis doctoral.

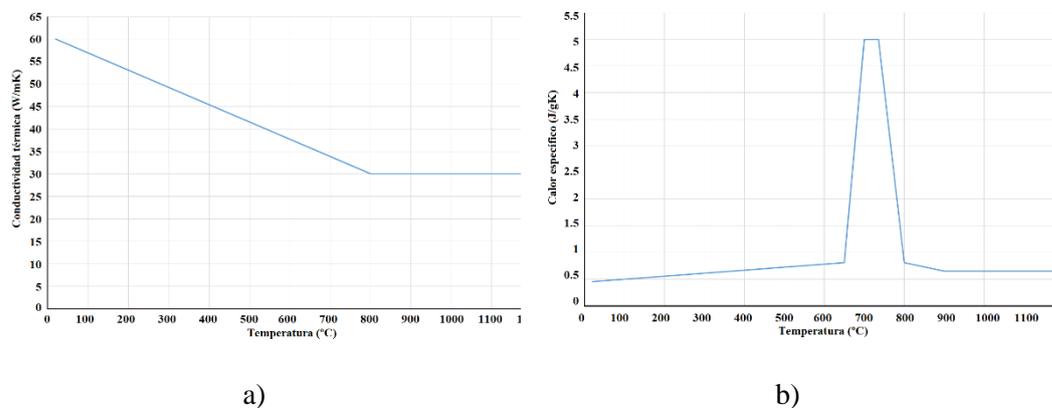


Fig 94. Propiedades térmicas empleadas para la chapa de acero ([13]): a) Conductividad térmica; b) Calor específico.

La Fig 95 muestra la variación de la  $\lambda$  y el  $c_p$  para los cuatro tipos de hormigones estudiados. Los valores del  $c_p$  para los hormigones ligeros se escogen a partir de los resultados experimentales, los cuales indican que el contenido en humedad presente en los forjados es superior al 3%.

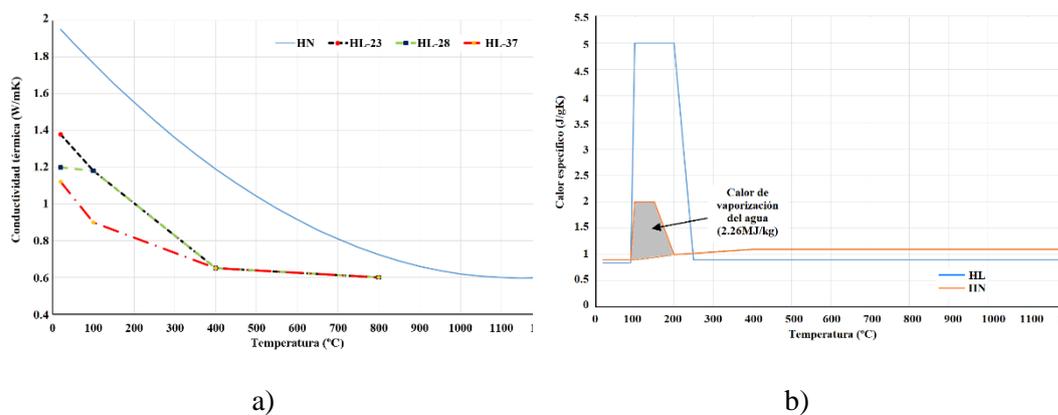


Fig 95. Propiedades térmicas empleadas para los hormigones ligeros y normal: a) Conductividad térmica; b) Calor específico.

#### 4.3.1.4 Condiciones de contorno

La modelización del problema térmico tiene en cuenta las condiciones ambientales en la superficie no expuesta de la losa, y las condiciones en el interior del horno para la superficie expuesta de la losa. En la superficie no expuesta, se define un coeficiente de convección igual a 9 W/m<sup>2</sup>K, que es el indicado en el Eurocódigo 1 para elementos separadores. Este valor de h tiene en cuenta los efectos de transferencia de calor por radiación y convección.

En el interior del horno, la transferencia de calor se produce por medio de los fenómenos de convección y radiación, de acuerdo a la ecuación (32). Estos fenómenos definen las condiciones de contorno en la superficie expuesta.

$$q = q_{CONV} + q_{RAD} = h \times (T_g - T_s) + F \times \varepsilon \times \sigma \times (T_g^4 - T_s^4) \quad (32)$$

Para aplicar el fenómeno de transferencia de calor por convección es necesario definir el **coeficiente de convección (h)** y la **temperatura media del gas (T<sub>g</sub>)** en el interior del horno, que se corresponde con la curva ISO834.

Inicialmente, se definió un valor para h=25 W/m<sup>2</sup>K siguiendo las recomendaciones del Eurocódigo 1. Sin embargo, la precisión de los resultados obtenidos no fue la adecuada. Siguiendo el trabajo de Jiang [100] se definieron dos coeficientes diferentes de convección en la superficie expuesta. A la vista de los resultados experimentales y la mínima diferencia de temperaturas medidas en los ensayos experimentales entre los termopares que se encuentran en la zona entre la chapa de acero y el hormigón, los valores de convección utilizados, ver la Fig 97, para la superficie 1 y la superficie 3 son iguales y de valor h=15 W/m<sup>2</sup>K, mientras que para la superficie 2 se definió un valor superior y de valor h=25 W/m<sup>2</sup>K.

Para definir correctamente el fenómeno de radiación es necesario tener en cuenta, el **factor de forma** (aplicado en las superficies 1, 2 y 3), la **emisividad** (aplicada en toda la superficie de la chapa) y la **temperatura media del gas (T<sub>g</sub>)** en el interior del horno, que se corresponde con la curva ISO834 y se aplica en toda la superficie de la chapa.

El factor de forma depende del área y de la orientación de las superficies. Este factor, mide la fracción del calor emitido por una superficie radiante que llega a una determinada superficie receptora. Su valor depende del tamaño de la superficie radiante, de la distancia entre superficies y de su orientación.

En el caso específico estudiado, el factor de forma para un forjado mixto se define para cada una de las superficies. La superficie 1, se encuentra directamente expuesta a la acción del fuego y, por tanto, de la radiación. Por este motivo el factor de forma es igual a la unidad. El perfil de la chapa provoca que las superficies 2 y 3 estén protegidas por la superficie 1, por lo que el valor del factor de forma es inferior a la unidad. El factor de forma puede ser calculado siguiendo las indicaciones del Eurocódigo 4. Las expresiones que determinan el factor de forma para cada superficie se presentan en la ecuación (33), y los parámetros geométricos en la Fig 96.

$$F_3 = \frac{\sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} - \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}}{l_3} = 0.58$$

$$F_2 = \frac{\sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} + (l_3 + l_1 - l_2) - \sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}}{2 \times \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}} = 0.75$$
(33)

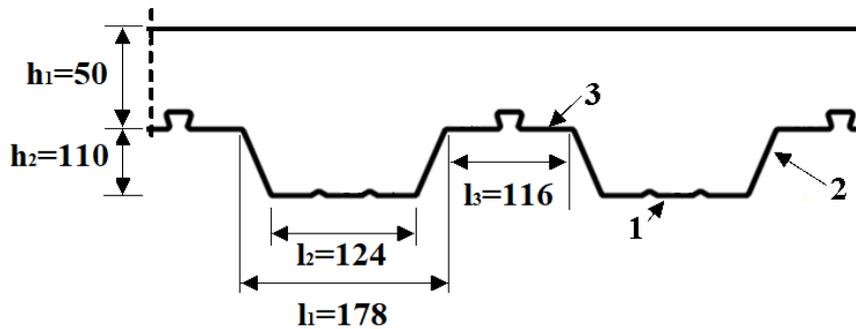


Fig 96. Parámetros geométricos del forjado empleados en el cálculo del factor de forma.

Según las características del fabricante, la chapa de acero esta galvanizada para evitar su corrosión. En los ensayos experimentales realizados se alcanzan altas temperaturas que provocan que la capa galvanizada se funda y se deteriore. El Eurocódigo especifica una constante de emisividad de 0.7 para cualquier tipo de acero. Sin embargo, en los modelos desarrollados se optó por definir un valor constante de emisividad de valor 0.4 y que se encuentra más próximo al valor indicado en trabajos recientes que estudian la influencia de este parámetro en la transferencia de calor en situaciones de incendio [100].

Las condiciones de contorno térmicas aplicadas se muestran en la Fig 97

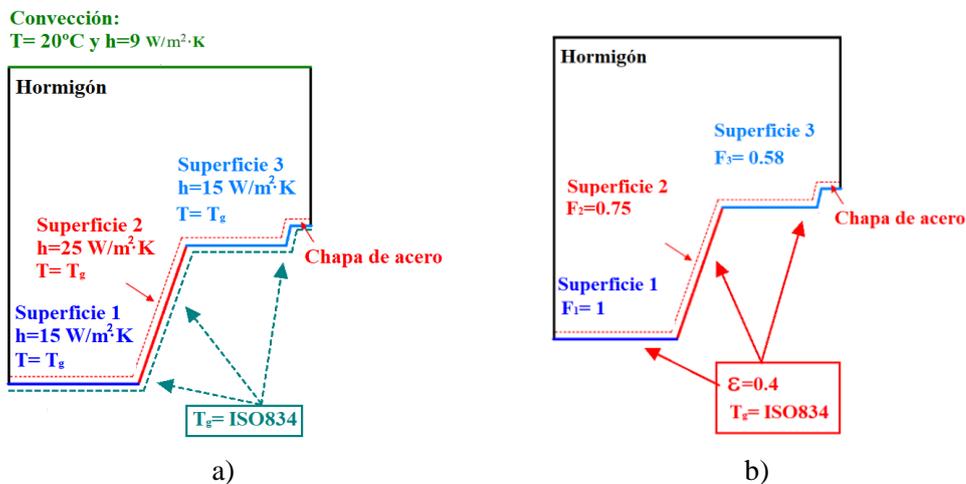


Fig 97. Condiciones de contorno térmicas: a) Convección; b) Radiación.

### 4.3.1.5 Método de resolución

La curva de temperatura reproducida en el modelo térmico es equivalente a la ISO 834, y es función del tiempo. Para conseguir que el modelo térmico converja, se hace necesario discretizar dicha curva tiempo-temperatura en intervalos del tiempo. La solución del modelo numérico térmico se realiza hasta los 1800 segundos, que corresponde con 30 minutos (el tiempo mínimo para que se satisfagan los criterios de resistencia al fuego, R30). La definición de los pasos de carga fue fundamental para reducir el tiempo computacional y que la convergencia del modelo no se viese comprometida.

La primera opción sería fijar 1800 pasos de carga de 1 segundo de duración cada uno. No obstante, el tiempo computacional requerido sería inmenso y el tamaño del fichero de resultados inmanejable. En el otro extremo, simplificar demasiado la simulación y proponer, por ejemplo, 30 pasos de carga de 60 segundos de duración cada uno, provocaría la no convergencia del modelo, debido al cambio brusco de las condiciones de contorno en los primeros instantes del ensayo (en el paso 1,  $t = 0$  segundos, la temperatura del ambiente es de  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ , mientras que un solo paso después, a los 60 segundos es de  $349.2\text{ }^{\circ}\text{C}$ ).

Además, fijar pasos de carga muy amplios en los primeros instantes provocaba que se desvirtuasen las condiciones de contorno, ya que la temperatura que se aplica entre dos pasos de carga sucesivos es interpolada entre esos puntos, provocando que la temperatura del ambiente no fuera exactamente la indicada en la ISO 834 ni la reproducida en los ensayos. Este problema se minimizó fijando pasos de carga más pequeños al inicio de la simulación y aumentándolos en fases posteriores, en las que el incremento de temperatura era más suave. La duración concreta de cada paso se determinó a partir del incremento máximo de temperatura que permitiese la convergencia.

Para la resolución de los primeros modelos desarrollados, se eligieron pasos de carga lo más elevados posibles en base a las condiciones mencionadas. Se consiguió reducir el tiempo de cálculo, pero se obtuvieron resultados que estaban muy alejados de los resultados experimentales. Posteriormente, para conseguir las condiciones adecuadas, se utilizaron pasos de carga lo más pequeños posibles. La convergencia se consiguió con mayor facilidad, aunque se aumentó tanto el tiempo de cálculo como el tamaño del archivo de resultados, sin lograr un incremento en la precisión de los resultados.

A la vista de los resultados obtenidos en los modelos preliminares, se establecieron unas condiciones de convergencia determinadas, que son parámetros de entrada para el *radiosity solution method* de ANSYS, y que son las siguientes:

- Un número total de 160 pasos de carga de. Los primeros 100 pasos de carga tienen un aumento de 6 segundos. Y los 60 siguientes el incremento de tiempo entre paso es de 20 segundos.
- Un valor de tolerancia para la convergencia en cada paso de carga basado en el flujo de calor de  $1\text{E-}4$ .
- Se aumentó el valor máximo de 10000 iteraciones de cálculo en cada paso de carga a 10000, ya que por defecto ANSYS toma el valor de 1000.
- Un valor de tolerancia para cada iteración dentro de cada paso de carga de 0.1.
- Un valor de sobre-relajación de 0.1.

### 4.3.2 Resultados y validación experimental

Las zonas C y D agrupan a los termopares colocados en la interfase entre la chapa de acero y el hormigón. La temperatura medida en estas zonas es muy similar en los cuatro modelos numéricos desarrollados (ver Fig 98), siendo la temperatura en el HN ligeramente inferior en los primeros instantes. En el apartado 3.3.3.2, se ha indicado que existe una diferencia de temperatura entre la zona C y D, la cual también se aprecia en los resultados de los modelos numéricos. Sin embargo, para poder apreciar con claridad la tendencia de cada tipo de hormigón y poder validar el modelo térmico, la Fig 98 muestra la temperatura media obtenida en las zonas C y D, para los datos experimentales y numéricos.

Los resultados muestran que el modelo numérico es capaz de representar cualitativamente el fenómeno físico que se produce en las zonas C y D de las losas experimentalmente analizadas. Inicialmente, aunque el incremento de temperatura en el modelo numérico es más lento, se consigue reproducir el fenómeno de transferencia de calor experimental. A partir de los 450 segundos, el modelo numérico reproduce el comportamiento térmico de los ensayos experimentales para los cuatro tipos de losas estudiados. Mostrando diferencias para el HL28 a partir de los 1250 segundos.

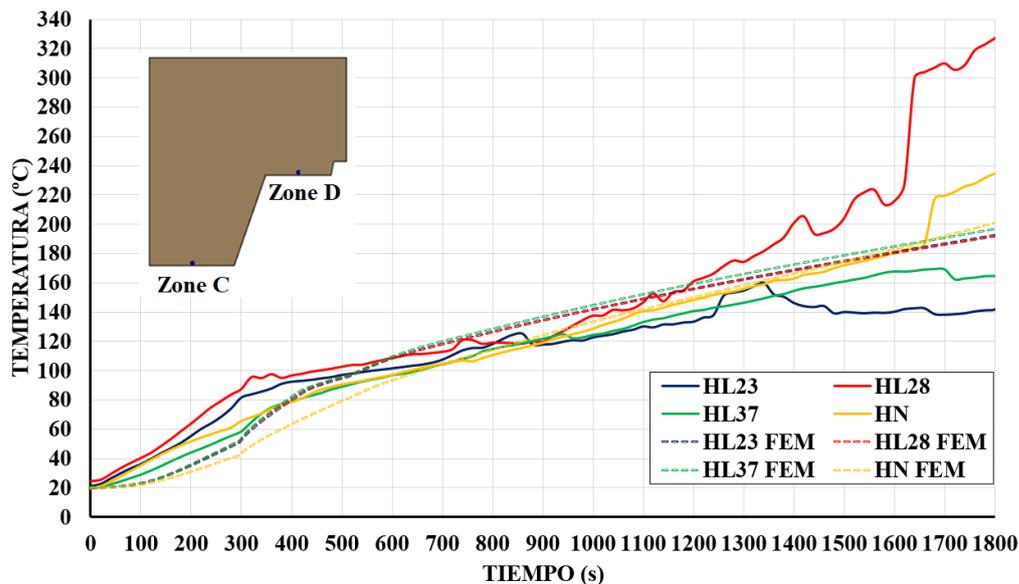


Fig 98. Comparativa de resultados experimentales y MEF en la zona de contacto entre la chapa de acero y el hormigón. Zona C y Zona D.

La temperatura en el interior del hormigón (zona E y zona F) está altamente influenciada por la conductividad térmica y se muestra en la Fig 99 y en la Fig 100. Las temperaturas obtenidas en las simulaciones son similares a las experimentales durante los primeros 300 segundos. A partir de ese instante, el movimiento y difusión del agua, motivada por su vaporización, dificulta que los modelos numéricos sigan los valores experimentales.

Los valores obtenidos mediante las simulaciones para las zonas E y F reproducen el comportamiento experimental para todos los hormigones estudiados durante los 300 primeros segundos, así como, el instante en el que se incrementa la temperatura.

Para la zona E, aunque los modelos numéricos para el HL23 y el HL28 (ver Fig 99) no consiguen simular el rápido incremento de temperatura en el intervalo desde los 300 segundos hasta los 500 segundos, se observa que reproducen la tendencia del incremento de temperatura. Las temperaturas al final del análisis térmico son próximas para el HL23. Por otro lado, se consigue simular cuantitativamente el comportamiento térmico para las losas HL37 y HN en la zona E durante todo el análisis térmico (ver Fig 100).

Para la zona F, el incremento de temperatura medido experimentalmente se consigue simular y reproducir para los cuatro tipos de losas.

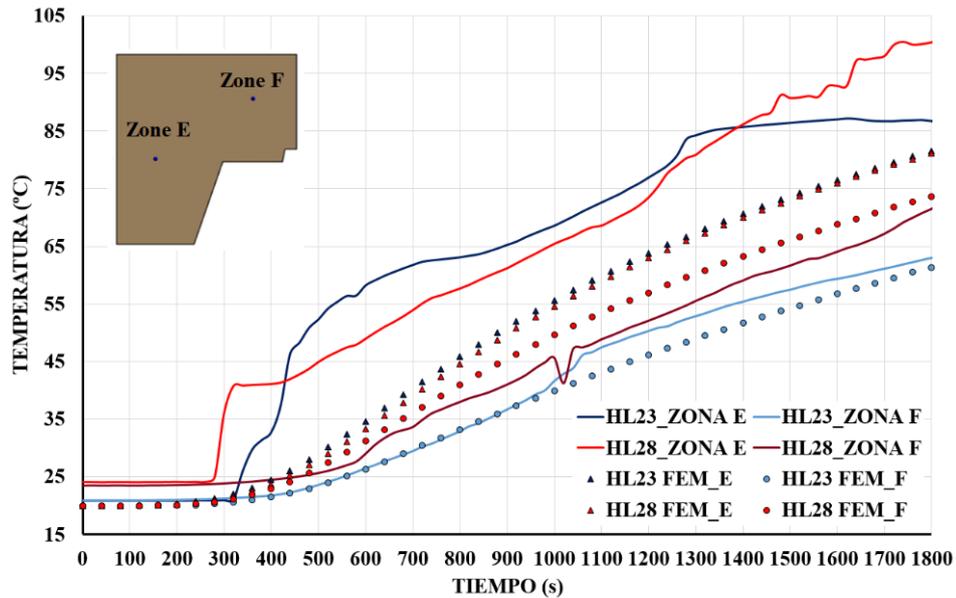


Fig 99. Comparativa entre los resultados experimentales y los resultados numéricos en las zonas E y F para el HL23 y el HL28

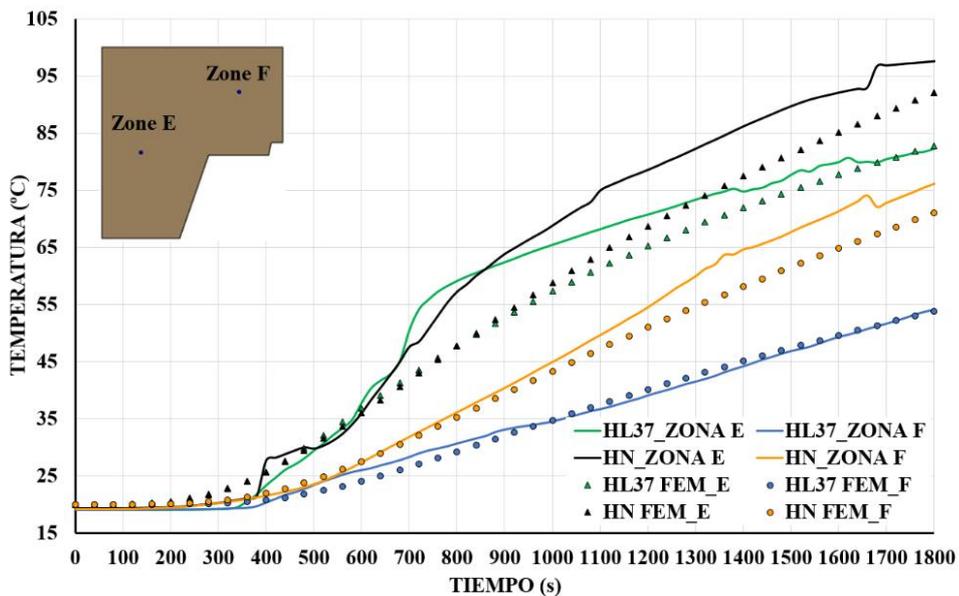


Fig 100. Comparativa entre los resultados experimentales y los resultados numéricos en las zonas E y F para el HL37 y el HN.

El efecto de la conductividad térmica en la distribución de temperaturas en el hormigón se muestra en la Fig 101. El HL37 posee una menor conductividad térmica respecto al resto de HLs. Esto provoca que exista una región de mayor espesor donde las temperaturas son inferiores a las obtenidas en el HL23 y en el HL28 (ver Fig 101 a), b) y c)).

La evolución de la temperatura para las losas HL23 y HL28 es muy similares debido a que poseen conductividades térmicas con valores muy próximos, por tanto muestran comportamientos térmicos muy similares tal y como se ha mostrado en la Fig 99.

El HN se ha definido como el hormigón con mayor conductividad térmica. Al comparar los 3 tipos de HLs con el HN se observa que, en el diagrama de temperaturas, las zonas con menor temperatura (azul oscuro) tienen un espesor más pequeño y se visualiza con mayor facilidad el campo de temperatura en el interior de la losa (ver Fig 101 d)).

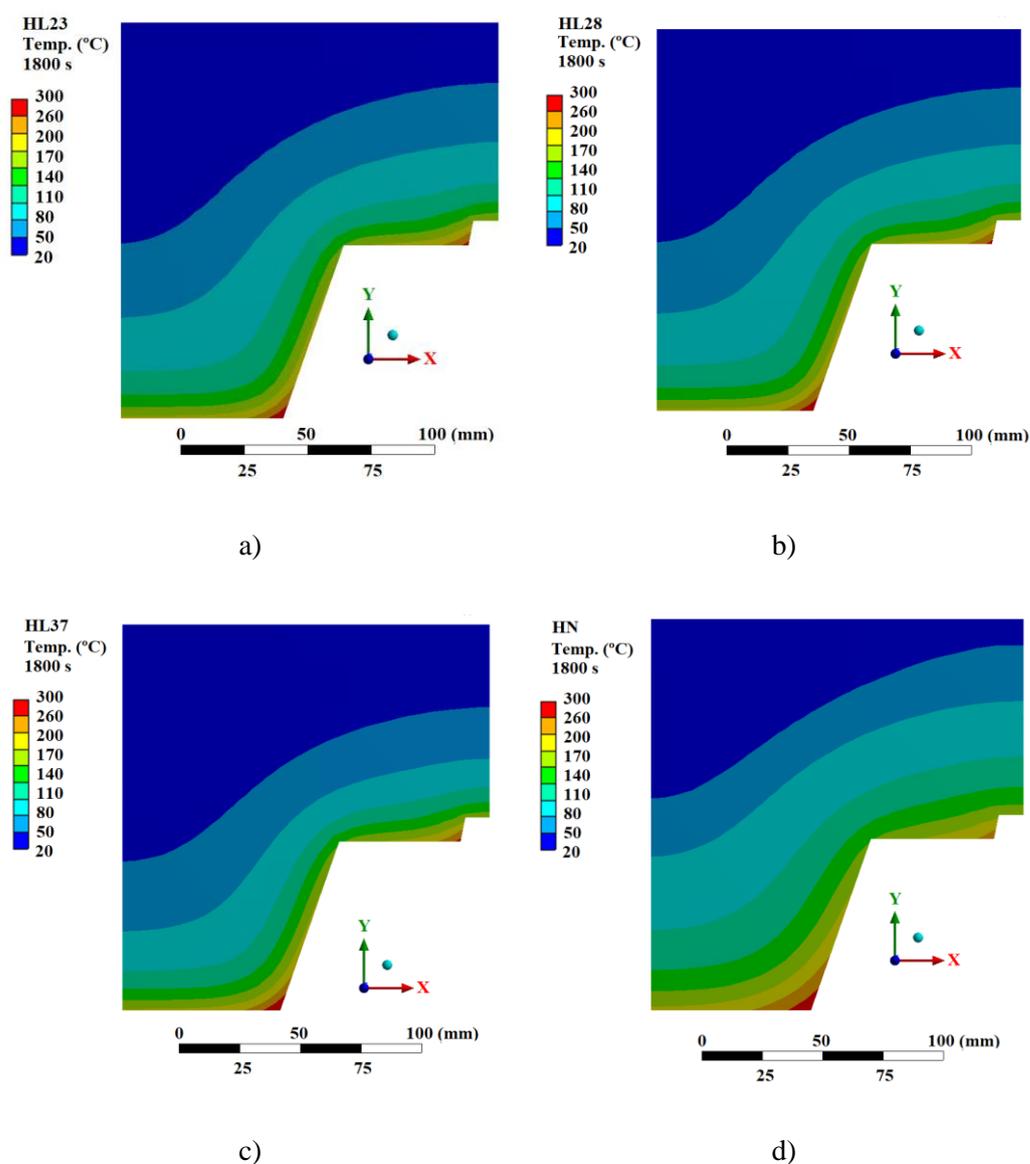


Fig 101. Temperatura simulada en el hormigón a los 1800 segundos del análisis térmico: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN.

En la superficie no expuesta, se ha conseguido que los valores térmicos del modelo numérico sean representativos de los datos experimentales obtenidos. La Fig 102 y la Fig 103 muestran la evolución de la temperatura en las diferentes zonas (A y B). Además, se observa que el criterio de aislamiento térmico, al igual que en el caso experimental, se cumple para todo el rango de temperaturas.

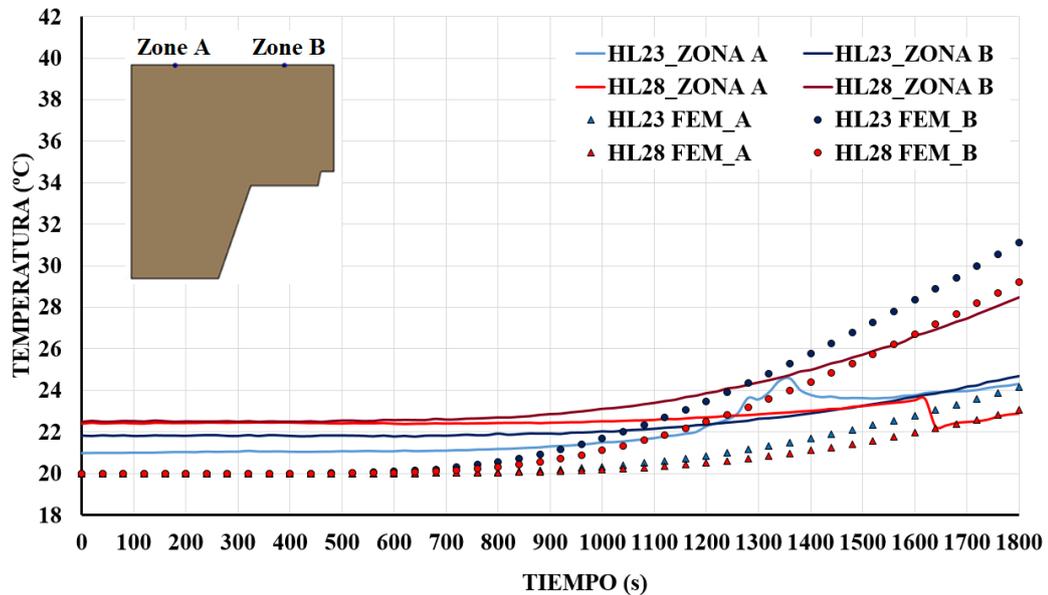


Fig 102. Comparativa entre los valores experimentales y los numéricos en las zonas A y B: para el HL23 y el HL28

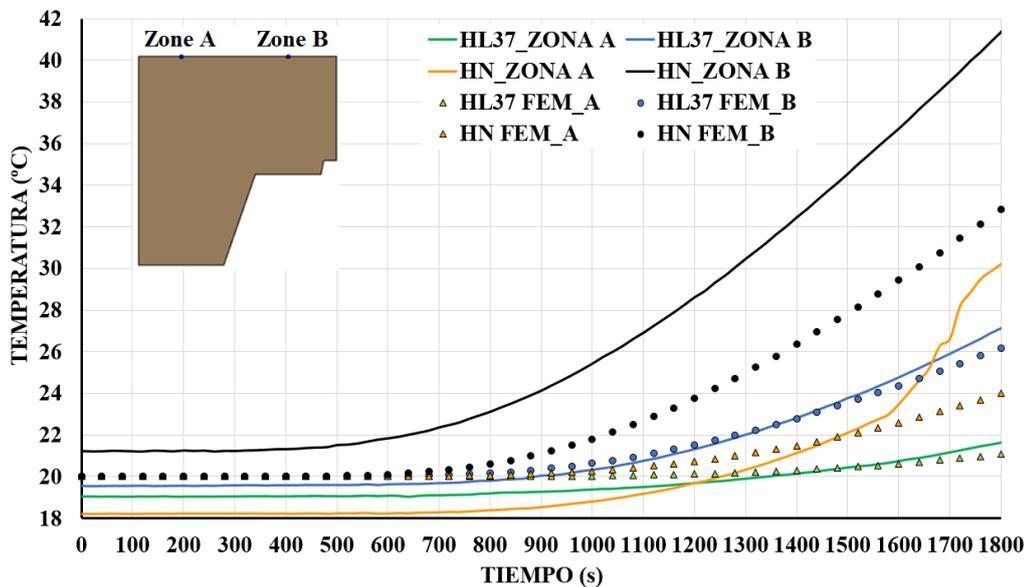


Fig 103. Comparativa entre los valores experimentales y los numéricos en las zonas A y B: para el HL37 y el HN.

La geometría trapezoidal de los forjados provoca que la temperatura en la superficie no expuesta no sea uniforme, tal y como se aprecia en la Fig 102 y en la Fig 103. La influencia de la geometría se muestra en la Fig 104.

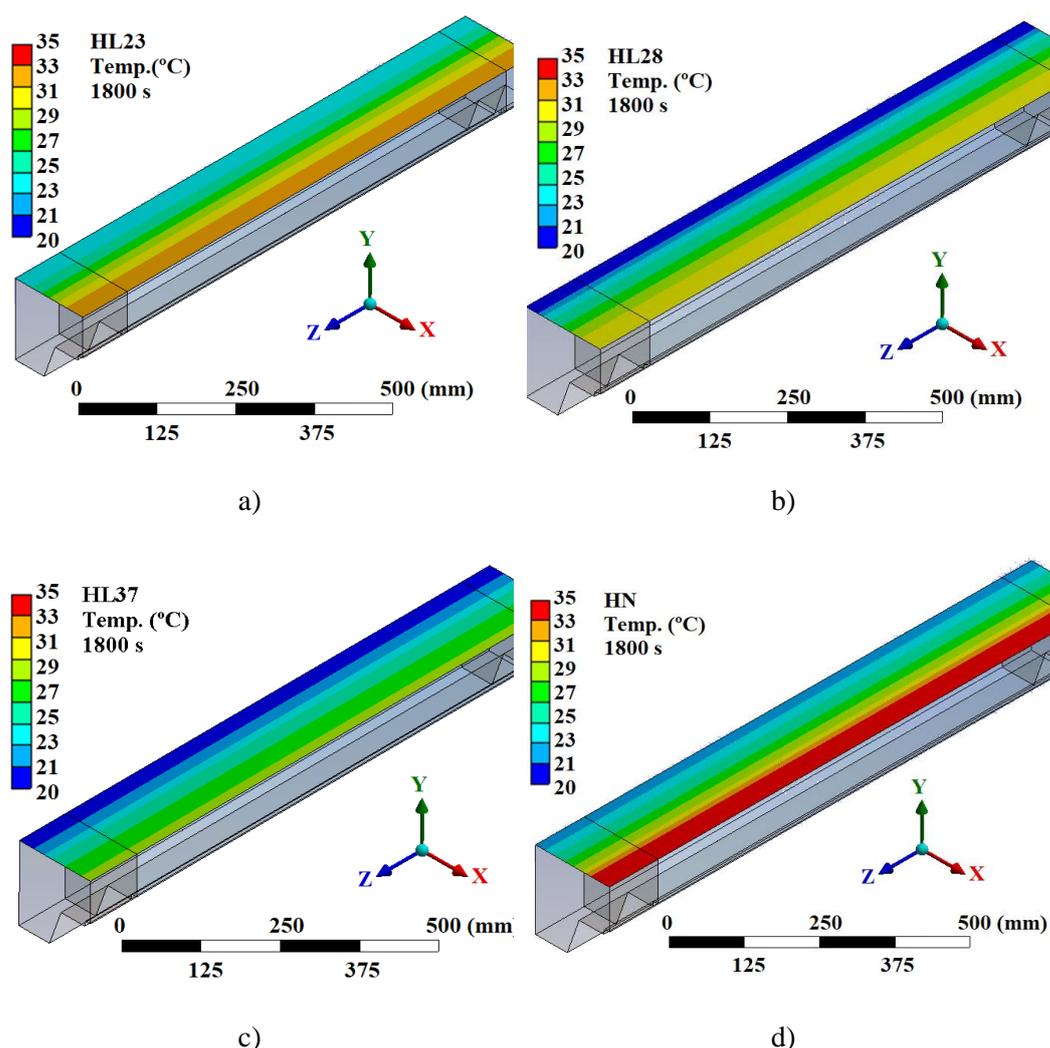


Fig 104. Temperatura en la superficie no expuesta para los 4 tipos losas: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN.

## 4.4 Modelo acoplado termo-mecánico

### 4.4.1 Descripción del modelo termo-mecánico

#### 4.4.1.1 Modelo geométrico

Las indentaciones aumentan la adherencia entre el acero y el hormigón mejorando la colaboración de ambas partes en el conjunto. La modelización geométrica de las indentaciones dificulta la convergencia y aumenta el coste computacional. Existen otras formas de modelización numérica de la colaboración entre el hormigón y la chapa que permiten hacer simplificaciones geométricas como, por ejemplo, una definición correcta de los contactos. Por este motivo, se modeliza la chapa de acero plana, configurando un contacto de tipo pegado cuya definición simula correctamente el comportamiento colaborante de la losa.

La losa por sus condiciones de contorno presenta un comportamiento de viga, lo que permite despreciar la componente transversal y reducir el estudio a un diferencial en esa dirección (eje X). Además, existe simetría en la dirección longitudinal (Z), lo que también permite dividir la losa por el eje central transversal de la losa. En base a esto, el modelo numérico se simplifica a 1/16 del modelo geométrico de la losa mixta real.

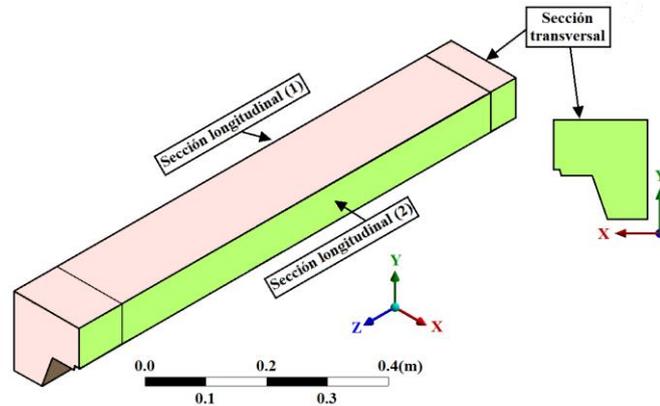


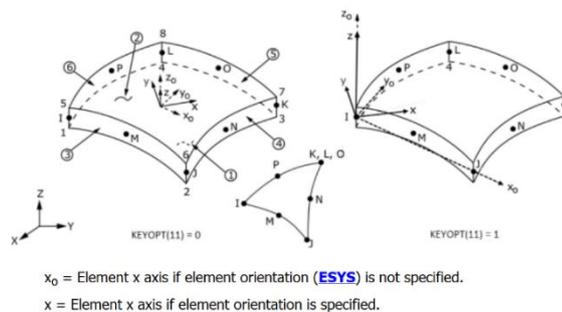
Fig 105. Geometría y condiciones de simetría del modelo acoplado termo-mecánico.

#### 4.4.1.2 Discretización del modelo en elementos finitos

Para asegurar un mallado regular, se han utilizado diferentes controles de mallado hasta obtener 90509 nodos y 20604 elementos, alcanzando una calidad media de elemento de 0.9887 y una calidad ortogonal media de 0.9928. Para mallar la chapa de acero nervada se han utilizado elementos tipo placa (SHELL281) con un tamaño de 5 mm, mientras que para el hormigón se han utilizado elementos tipo sólido (SOLID186) con un tamaño máximo de 20 mm. A continuación, se detallan los elementos utilizados para la simulación acoplada termo-mecánica.

##### 4.4.1.2.1 Elemento SHELL281

De la librería del software ANSYS se selecciona el elemento SHELL281 que tiene 8 nodos con 6 grados de libertad en cada nodo, (traslaciones y rotaciones en los 3 ejes x, y z), ver Fig 106. Su utilización es adecuada cuando se producen grandes deformaciones no lineales, como es el caso objeto de estudio. Otro aspecto a destacar de este elemento es que permite importar temperaturas y realizar análisis termo-mecánicos. En el caso desarrollado, la temperatura se define en cada uno de los 8 nodos del elemento según la Fig 106.



$x_0$  = Element x axis if element orientation (ESYS) is not specified.  
 $x$  = Element x axis if element orientation is specified.

Fig 106. Geometría del elemento SHELL281 [125].

#### 4.4.1.2.2 Elemento SOLID186

Para la modelización del hormigón como bloque 3D macizo se ha considerado el elemento SOLID186, que se define por 20 nodos con 3 grados de libertad por nodo. Este elemento se utiliza cuando se tiene en cuenta plasticidad, fluencia, y grandes flechas y deformaciones. Las temperaturas obtenidas en el modelo térmico se transfieren a los nodos exteriores (I, J, K, L, M, N, O, P). Aunque se puede utilizar para definir estructuras laminadas, en esta tesis, se ha utilizado como un sólido estructural homogéneo.

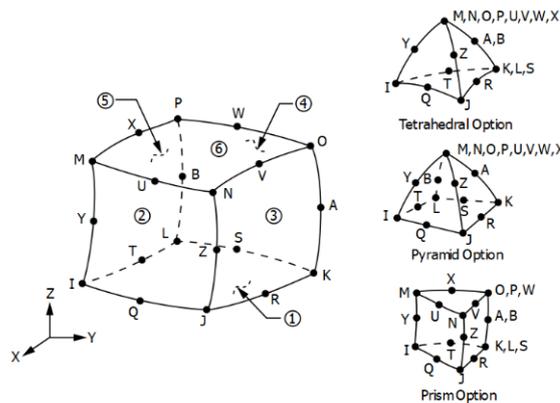


Fig 107. Geometría del elemento SOLID186 [125].

#### 4.4.1.2.3 Elementos de contacto entre la chapa y el hormigón

Los elementos de contacto sirven para modelizar las superficies de contacto entre la chapa de acero y el bloque de hormigón. En este caso, al ser el hormigón más rígido que la chapa de acero, la superficie de contacto en el lado hormigón se construye con elementos TARGE170, mientras que en el lado de la chapa se modeliza con elementos CONTA174. Aunque estos elementos permiten reproducir la fricción entre ambos materiales [12], el contacto entre la chapa de acero y el hormigón para el modelo acoplado se ha definido como pegado. Esta simplificación se debe a que el contacto pegado consigue reproducir la adherencia y la dificultad al deslizamiento que la indentaciones producen en los forjados mixtos colaborantes, mejorando la convergencia y disminuyendo el coste computacional. Además, la simplificación realizada permite simular de manera eficaz el comportamiento experimental cuando las cargas empleadas se encuentran en torno a los 60 kN, que son las utilizadas en los ensayos experimentales [131].

Para la formulación del contacto se ha empleado el algoritmo *Augmented Lagrange*, que combina las formulaciones de *Pure Penalty* y *Normal Lagrange*. Este algoritmo considera el contacto en dirección normal y tangencial y añade un grado de libertad (presión). En las simulaciones desarrolladas en esta tesis se ha definido un valor de rigidez de 0.2, aunque precisamente el método *Augmented Lagrange* tiene una menor dependencia de este factor al incluir términos adicionales en su definición.

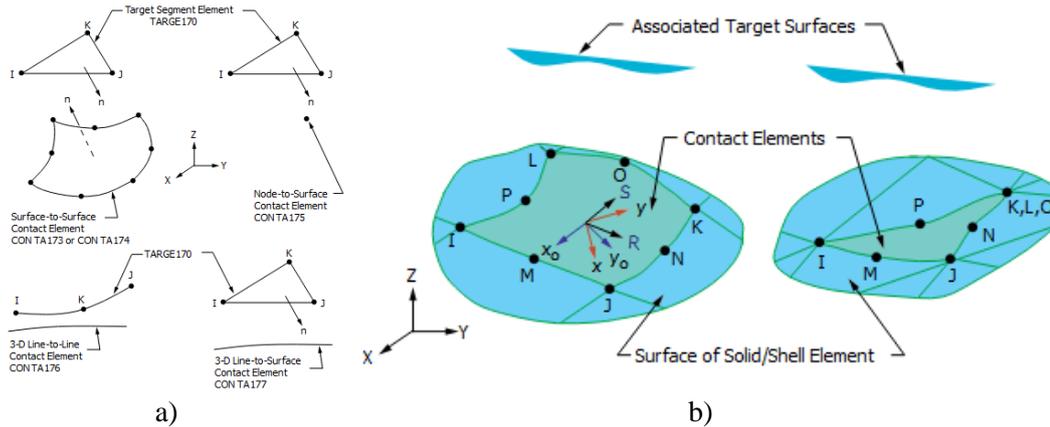


Fig 108. Elementos de contacto definidos en el modelo: TARGE170; b) CON TA174 [125].

### 4.4.1.3 Propiedades de los materiales

Este segundo modelo desarrollado acopla un análisis térmico y otro estructural, por lo que es necesario definir las propiedades tanto térmicas como mecánicas para el acero, los HLs y el HN. Las propiedades térmicas de los materiales ya han sido discutidas previamente en el apartado 4.3.1.3. Para definir las propiedades mecánicas se ha tenido en cuenta el efecto de la temperatura en las mismas, tal y como se ha mencionado en el apartado 2.2. La introducción de las no-linealidades debidas al material se han ido introduciendo progresivamente. En los apartados siguientes se comentan las leyes de comportamiento empleadas para cada tipo de material en los modelos numéricos.

#### 4.4.1.3.1 Módulo elástico

Como se ha visto en el capítulo 2: Estado del arte, la determinación del módulo elástico ( $E_m$ ) a altas temperaturas es un procedimiento complicado, y su valor disminuye rápidamente con el incremento de temperatura. Para el acero, la disminución del módulo elástico y el límite plástico puede atribuirse a que el núcleo de los átomos de hierro en el acero se mueven más alejados entre sí debido al aumento de la temperatura, provocando una disminución de la fuerza de unión [132]. La información indicada en el Eurocódigo 4 es para aceros estructurales. Sin embargo, trabajos recientes sobre chapas de acero conformado en frío indican que el valor del  $E_m$  difiere con lo indicado en el Eurocódigo [58]. Motivado por este trabajo, los valores de  $E_m$  utilizados son los mostrados en la Tabla 18.

Los valores del módulo elástico en los hormigones, al igual que ocurre con el acero, se reducen con la temperatura. El Eurocódigo 4 indica que las propiedades resistentes del hormigón sometido a elevadas temperaturas deben de obtenerse a partir del diagrama tensión-deformación. A pesar de esta falta de información en la normativa europea, algunos autores han conseguido cuantificar la reducción del  $E_m$  del HN con la temperatura y sugieren una disminución más rápida que para los HLs [49]. Los valores del  $E_m$  utilizados para el desarrollo del modelo acoplado se han basado en [49] y se muestran en la Tabla 18.

Tabla 18. Valores empleados del módulo elástico de la chapa de acero y de los hormigones en función de la temperatura.

Temperatura (°C)	E <sub>m</sub> (Pa)				
	Chapa de acero	HL23	HL28	HL37	HN
20	2.08e11	2.07e10	2.16e10	2.72e10	4.57e10
80	-	2.05e10	2.05e10	2.05e10	3.5e10
100	1.91e11	-	-	-	-
130	-	1.95e10	1.95e10	1.95e10	1.95e10
150	-	1.88e10	1.88e10	1.88e10	1.88e10
180	-	1.76e10	1.76e10	1.76e10	1.76e10
200	1.75e11	1.66e10	1.66e10	1.66e10	1.66e10
230	-	1.58e10	1.58e10	1.58e10	1.58e10
250	-	1.53e10	1.53e10	1.53e10	1.53e10
300	1.5e+11	-	-	-	-
400	1.25e+11	-	-	-	-
500	9.15e+10	-	-	-	-
600	1.87e+10	6.42e9	6.42e9	6.42e9	6.42e9
700	1.87e+10	-	-	-	-
1000	1.87e+10	-	-	-	-

#### 4.4.1.3.2 Resistencia a compresión

La resistencia a compresión de los diferentes hormigones a temperatura ambiente se ha definido en el apartado 3.1. La resistencia de cálculo a compresión del hormigón  $f_{cd}$  se determina a partir de los resultados experimentales de resistencia característica a compresión y de los valores indicados en la EHE-08, según la siguiente ecuación:

$$f_{cd} = \alpha_{cc} \times f_{ck} / \gamma_c \quad (34)$$

En condiciones de fuego, la resistencia a compresión del HL y el HN disminuye con la temperatura. El Eurocódigo 4 parte 1-2 tiene en cuenta esta disminución aplicando coeficientes de reducción. Para el caso estudiado, dado que la temperatura del hormigón, tanto el ligero como el normal, es inferior a 200°C, solamente se tienen en cuenta los tres primeros coeficientes definidos en el Eurocódigo 4 de acuerdo con lo indicado en la Tabla 19.

Tabla 19. Coeficientes de reducción en función de la temperatura para diferentes tipos de hormigones según el Eurocódigo 4 parte 1-2 [13].

Temperatura del hormigón (°C)	Coeficiente de reducción $k_{c,T}$	
	HN	HL
20	1	1
100	1	1
200	0.95	1
300	0.85	1

### 4.4.1.3.3 Relación tensión-deformación

Las curvas tensión-deformación proporcionan información sobre el comportamiento de los materiales cuando están sometidos a una fuerza. Para la simulación de la plasticidad del hormigón y del acero a temperatura ambiente se utiliza un modelo de endurecimiento isotrópico multilíneal (Multilinear Isotropic Hardening), Fig 109. Para definir correctamente este modelo, es necesario representar la curva tensión-deformación ingenieril. El esfuerzo y las deformaciones ingenieriles y reales se relacionan por medio las ecuaciones (35) y (36):

$$\epsilon_{real} = \ln(1 + \epsilon_{ing}) \tag{35}$$

$$\sigma_{real} = \sigma_{ing} (1 + \epsilon_{ing}) \tag{36}$$

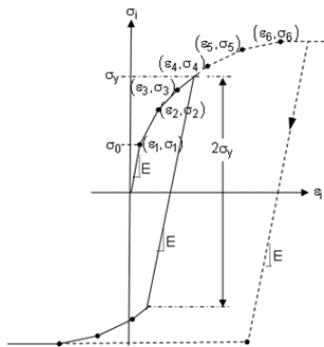


Fig 109. Modelo constitutivo de endurecimiento isotrópico multilíneal [125].

Con el incremento de la temperatura, el acero sufre una reducción progresiva de su resistencia y de su rigidez. Por tanto, los modelos constitutivos se ven modificados. Para definir las curvas tensión-deformación utilizadas en este modelo acoplado, se han seguido las indicaciones expuestas en el Eurocódigo 4 parte 1-2.

La representación gráfica de las curvas tensión-deformación del acero para la chapa trapezoidal a altas temperaturas se muestran en la Fig 110, y son las empleadas en el desarrollo del modelo numérico.

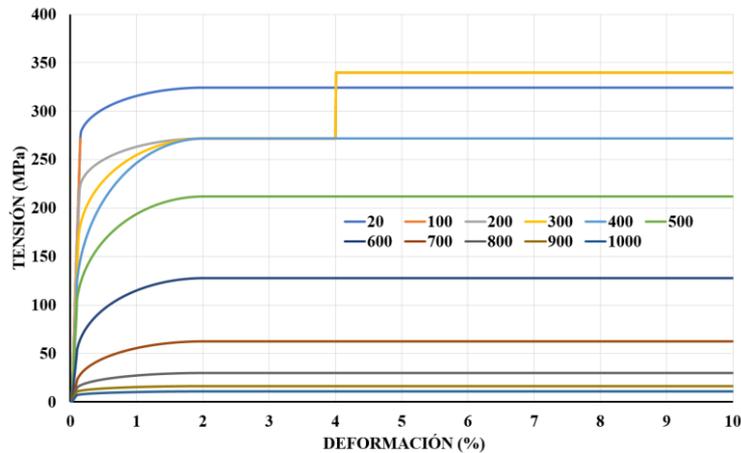


Fig 110. Relación tensión-deformación de la chapa trapezoidal a elevadas temperaturas.

Para definir la relación tensión-deformación para el HN y los HLs a temperatura ambiente, se ha seguido la ecuación (37) indicada en el Eurocódigo 4:

$$\sigma_{c,T} = f_{c,T} \times \left[ \frac{3 \times \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu}} \right)}{2 + \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu}} \right)^3} \right] \quad 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (37)$$

Al igual que para el acero, en el caso del hormigón la relación tensión-deformación se modifica con la temperatura. Siguiendo las directrices del Eurocódigo 4 parte 1-2 se introduce una ley multilínea para temperaturas de 20°C, 100°C, 200°C y 300°C (ver Fig 111).

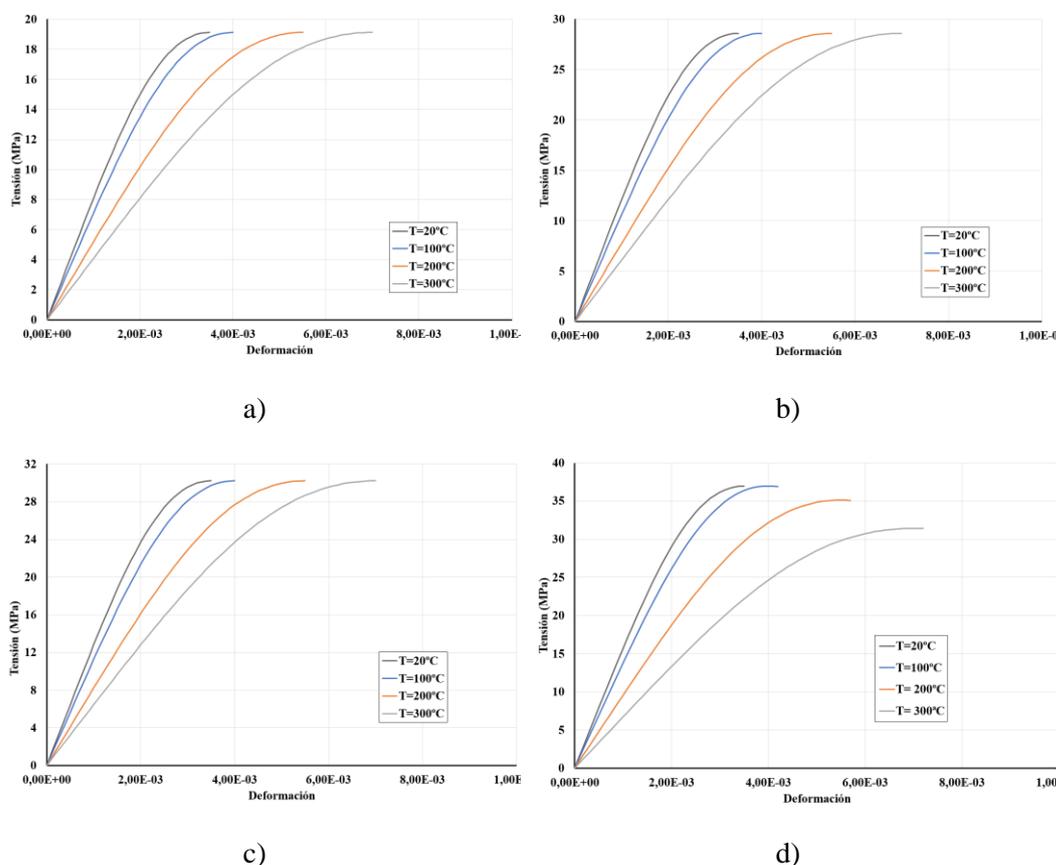


Fig 111. Leyes multilíneas introducidas en el modelo numérico: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN.

#### 4.4.1.3.4 Expansión térmica

Los diferentes factores que afectan a la deformación, tanto del acero como del hormigón, se han mencionado en el apartado 2.2 de esta tesis doctoral en las ecuaciones (6) y (7). Las curvas tensión-deformación que se incluyen en el Eurocódigo 4 consideran que la deformación se produce por los 3 primeros términos de las ecuaciones (6) y (7), que hacen referencia a la deformación elástica, deformación plástica y deformación por fluencia.

Sin embargo, existe una componente adicional para determinar la deformación total a la que se encuentra sometido tanto el acero como el hormigón, la deformación debida a la dilatación térmica.

Esta es la última no-linealidad introducida en el modelo y que posee un valor diferente para el hormigón y el acero. En las últimas décadas, se ha profundizado en el estudio del comportamiento reológico tanto del hormigón como del acero a altas temperaturas [133,134].

La dilatación térmica del acero empleada en esta tesis doctoral sigue los valores indicados en el Eurocódigo 4, tal y como se muestra en la Tabla 20.

Tabla 20. Dilatación térmica del acero en función de la temperatura.

Temperatura (°C)	Dilatación térmica
20	1.55E-20
100	9.98E-04
200	2.32E-03
300	3.72E-03
400	5.20E-03
500	6.76E-03
600	8.40E-03
700	1.01E-02
750	1.10E-02

El coeficiente de dilatación térmica ( $\alpha$ ) del hormigón varía con la composición (el tipo de cemento y áridos utilizados), la dosificación y el rango de temperaturas, oscilando entre  $9.2 \times 10^{-6}$  y  $11 \times 10^{-6}$  para temperaturas comprendidas entre  $-15^\circ\text{C}$  y  $50^\circ\text{C}$ . En general, los áridos calizos proporcionan valores de  $\alpha$  más bajos que los áridos silíceos. Como los coeficientes de dilatación térmica de las diversas rocas que constituyen los áridos y de la pasta de cemento no son iguales, las variaciones de temperatura provocan en la masa de hormigón movimientos térmicos diferenciales que pueden amplificar su sistema interno de microfisuras [135].

La  $\varepsilon_t$  es la deformación medida experimentalmente durante los ensayos normalizados de dilatación térmica. Esta deformación es consecuencia de la deformación térmica efectiva ( $\varepsilon_{te}$ ), la deformación producida por la retracción ( $\varepsilon_s$ ) y la deformación generada por las microgrietas producidas por la composición de los hormigones ( $\varepsilon_{mf}$ ). Por tanto, la deformación producida por la temperatura puede ser dividida en:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{te} + \varepsilon_s + \varepsilon_{mf} \quad (38)$$

La  $\varepsilon_t$  puede ser simplificada de acuerdo a la ecuación (39) cuando el valor de  $\alpha$  engloba los términos producidos por la retracción ( $\varepsilon_s$ ) y por las microgrietas ( $\varepsilon_{mf}$ ) [134]. En el modelo acoplado desarrollado se emplea esta simplificación. Además, como la máxima temperatura medida en el interior del hormigón no supera los  $150^\circ\text{C}$ , la relación entre la temperatura y la expansión térmica se define entre los  $20^\circ\text{C}$  y los  $200^\circ\text{C}$ , tal y como se muestra en la Fig 112.

$$\varepsilon_{th} = \alpha(T) \times \Delta T \quad (39)$$

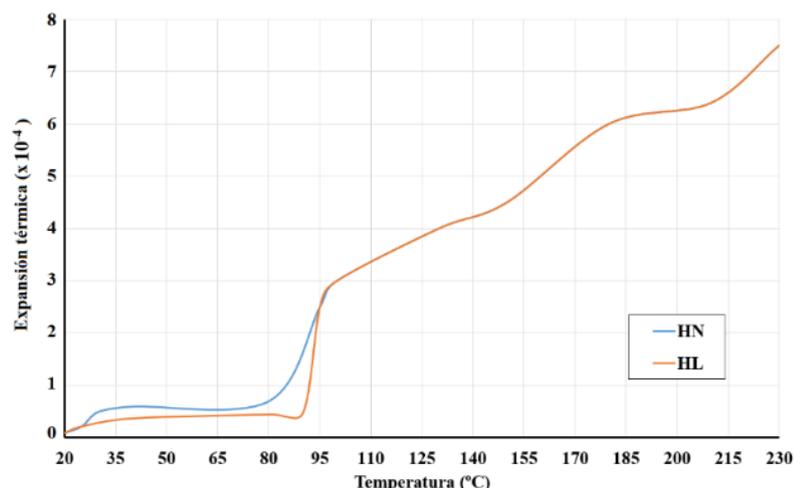


Fig 112. Valores de expansión térmica de los hormigones empleados en las simulaciones numéricas.

#### 4.4.1.4 Condiciones de contorno

Como se ha comentado, los modelos numéricos desarrollados se simplifican aplicando condiciones de contorno de simetría ver Fig 105. De este modo, se analiza numéricamente 1/16 de la losa experimental completa.

Como se puede observar, la simetría se aplica en las secciones longitudinales, plano YZ, y en la sección transversal, plano XY. En el plano YZ se impiden los desplazamientos en la dirección X, tanto en la chapa como en bloque de hormigón, y se restringen las rotaciones en la chapa en las direcciones Z e Y.

La simetría en el plano XZ se reproduce restringiendo los desplazamientos en Y las rotaciones en X y Z en las caras de la chapa que se encuentran en este plano.

En la misma posición donde se encuentra el apoyo, en el ensayo experimental, se restringe el desplazamiento en la dirección Y, y las rotaciones en las direcciones Z e Y. La carga se aplica gradualmente en el extremo libre del modelo, en el mismo lugar donde se aplica la carga experimentalmente, hasta alcanzar el valor definido en el apartado 3.3.2 correspondiente para cada hormigón, según Tabla 21. La Fig 113 a) refleja las condiciones de contorno aplicadas.

Tabla 21. Cargas aplicadas en el modelo numérico para cada tipo de hormigón.

Tipo de losa	Carga aplicada (N)
HL23	3262.5
HL28	3325
HL37	3800
HN	3818.75

El último paso para desarrollar el modelo acoplado es importar las temperaturas obtenidas en el modelo térmico transitorio a cada uno de los materiales. De este modo, el modelo acoplado tiene en cuenta en cada instante analizado, la variación de las propiedades mecánicas con respecto a la temperatura.

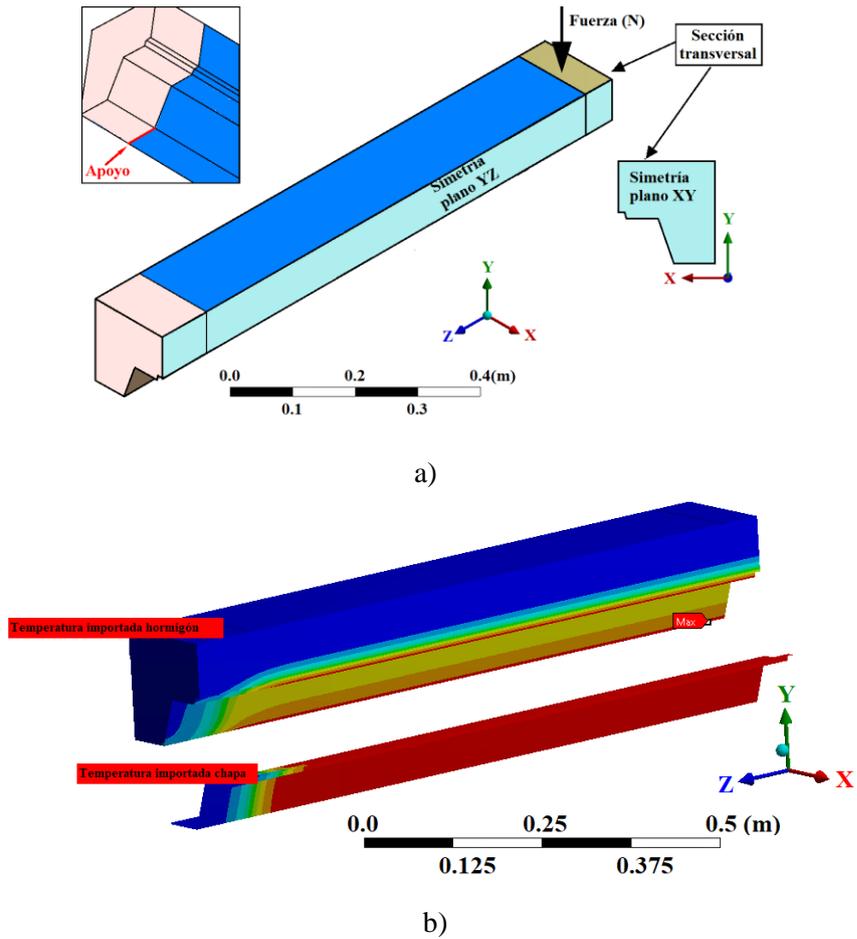


Fig 113. Condiciones de contorno aplicadas en el modelo numérico. a) Restricción del desplazamiento en el apoyo y aplicación de la carga en el extremo contrario. b) Cargas térmicas en el instante  $t = 900$  segundos.

#### 4.4.1.5 Método de resolución

El comportamiento estructural de la losa se analiza en 10 instantes con diferentes temperaturas en la cara expuesta, Tabla 22. En cada uno de esos instantes se realiza un análisis estructural estático en el que se importa la distribución de temperatura en la losa del análisis térmico transitorio, tal y como se muestra en la Fig 114.

Tabla 22. Análisis estructurales

Análisis	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Tiempo (s)	0	100	300	500	700	900	1100	1300	1500	1700
Temperatura aplicada en la cara expuesta (°C)	20	394	607	670	700	727	751	773	795	815

A partir de los 500 segundos de ensayo, la temperatura en la superficie expuesta es de 670 °C, lo que provoca que la chapa de acero este sometida a deformaciones plásticas.

Este comportamiento del acero motiva que se activen las grandes deformaciones. En todos los análisis estructurales, las condiciones de contorno son las mismas, salvo la carga térmica, que se importa la activa en cada instante analizado de acuerdo a la Tabla 22.

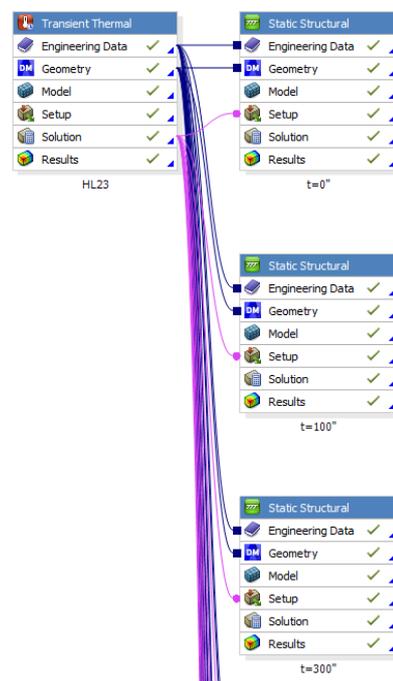


Fig 114. Análisis termo-mecánico utilizando el software ANSYS.

Debido a que la complejidad del análisis va en aumento a medida que se incrementa la temperatura y/o el tiempo, se utilizan tres pasos de carga, aumentando gradualmente la carga para favorecer la convergencia del modelo. Para ello, se introduce un primer paso de carga más pequeño, el mínimo de  $1e-3$  segundos y el máximo de 0.1 segundos. En el segundo paso de carga, el tiempo mínimo de carga es de  $1e-3$  segundos y el máximo de  $5e-2$  segundos. En el tercer paso de carga, el tiempo mínimo es de  $1e-3$  segundos y el máximo de 1 segundo.

#### 4.4.2 Resultados y validación

La primera comprobación que se realiza para todas las simulaciones realizadas, con el fin de comprobar que las condiciones de contorno aplicadas son las adecuadas, es asegurar que la reacción en el apoyo tiene solamente componente vertical, como se muestra en la Fig 115 para el modelo HL23.

El segundo paso seguido para validar el modelo es la comprobación de la flecha obtenida en los modelos numéricos con los resultados obtenidos en el análisis estructural experimental realizado a temperatura ambiente. Los resultados obtenidos y el error cometido son los que se muestran en la Tabla 23. En todos los casos, los resultados de los modelos numéricos son ligeramente superiores a los obtenidos experimentalmente.

En todos los modelos numéricos se comprobó el efecto que tiene la temperatura en el forjado mixto. Para ello, se comprobó cómo se van incrementando las zonas de tensiones máximas y cómo el eje neutro se va desplazando con el paso del tiempo en la dirección “Y” y sentido positivo. En la Fig 116 se aprecia como las zonas tensionadas aumentan con la

temperatura para el caso del HL23. El mismo comportamiento se ha detectado para los otros tipos de hormigones. Los datos obtenidos para el resto de las simulaciones se pueden consultar en el anexo III.

Tabla 23. Comparativa entre la flecha media experimentalmente y la obtenida numéricamente a temperatura ambiente.

Tipo de losa	Flecha experimental (mm)	Flecha numérica (mm)	Error cometido (%)
HL23	0.91	0.99	8.79
HL28	0.75	0.85	13.33
HL37	0.85	0.92	8.23
HN	1.18	1.23	4.23

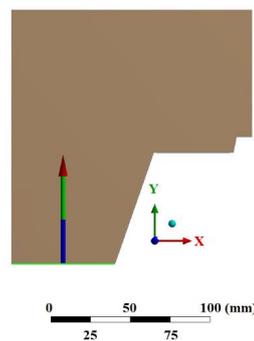


Fig 115. Reacción de la carga obtenida para el HL23.

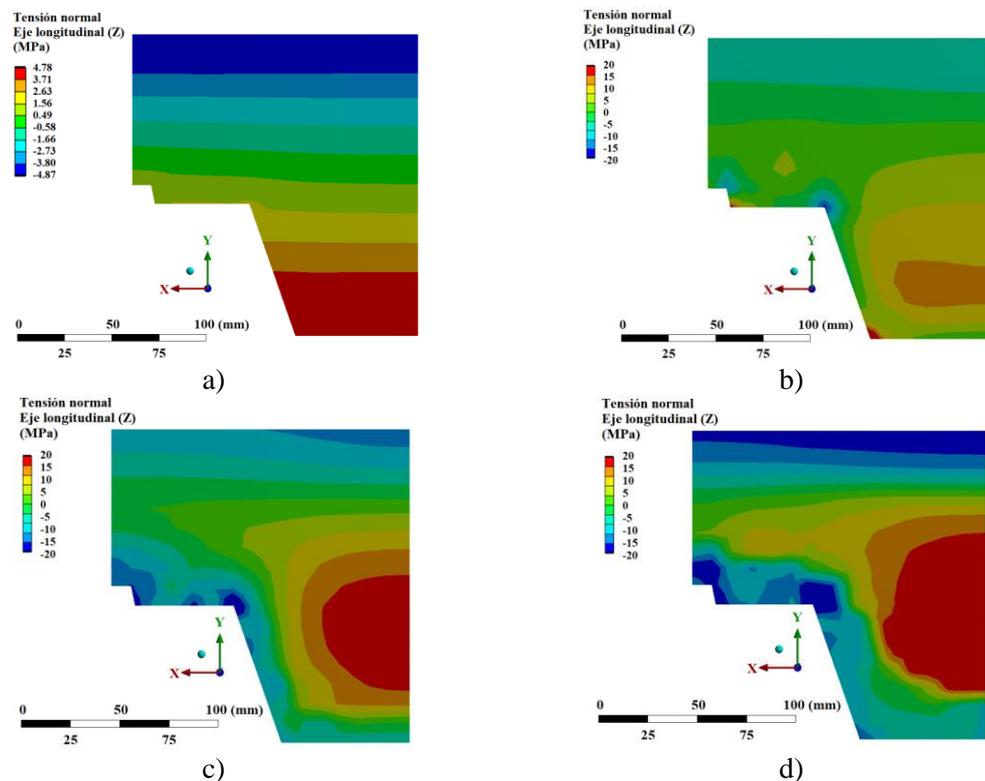


Fig 116. Incremento de las tensiones máximas (Z) en el hormigón para el HL23 con el tiempo: a)  $t=0''$ ; b)  $t=300''$ ; c)  $t=900''$ ; d)  $t=1700''$ .

Las tensiones normales en la dirección X en diferentes instantes del análisis se muestran en la Fig 117. Como se observa, las tensiones en esta dirección son próximas a cero y no hay un incremento durante los diferentes análisis. Este comportamiento ratifica la hipótesis de que la losa se comporta como placa-viga.

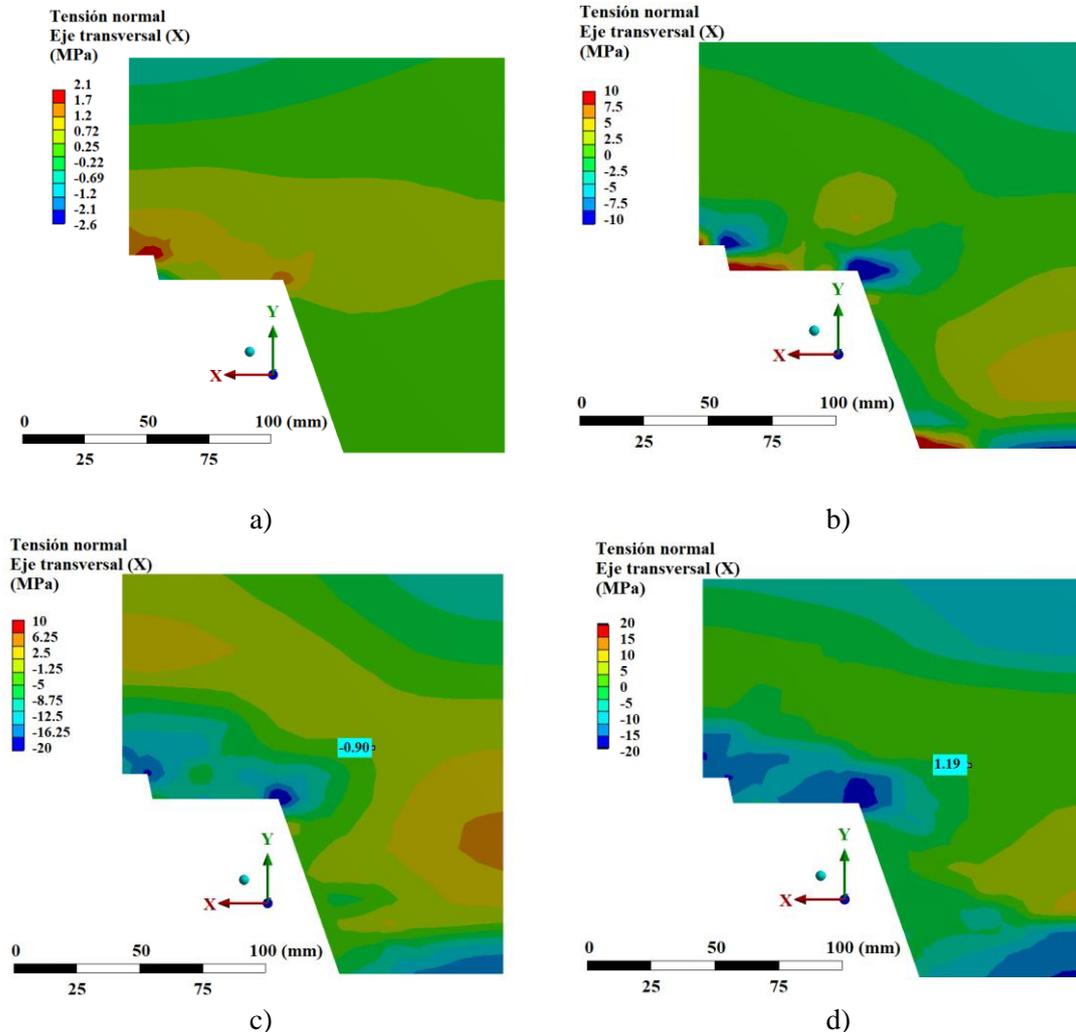


Fig 117. Incremento de las tensiones máximas (X) para el HL23 con el tiempo: a)  $t=0''$ ; b)  $t=300''$ ; c)  $t=900''$ ; d)  $t=1700''$

Para poder comparar los valores obtenidos numérica y experimentalmente, se han mostrado los valores medios de desplazamiento para cada tipo de losa ensayada. La comparativa se hace hasta los 1700 segundos, que es el momento en el que se detiene el ensayo para el HL 23.

La Fig 118, Fig 119, Fig 120 y Fig 121 comparan individualmente la flecha obtenida para cada uno de los hormigones estudiados. En todos los casos, el modelo numérico reproduce adecuadamente el comportamiento obtenido en los ensayos experimentales.

Habitualmente el acero deja de trabajar mecánicamente cuando alcanza una temperatura crítica comprendida entre los 450°C y los 800°C, reduciendo severamente su resistencia mecánica. Esta temperatura crítica depende de factores como la composición del acero, el método de fabricación o los tratamientos a los que se ha sometido.

Debido al rango en el que ocurre este fenómeno físico, simular este comportamiento es dificultoso. Por este motivo, las principales diferencias entre los valores experimentales y los valores numéricos se producen entre los 200 y 700 segundos. En este momento la temperatura ambiente en el horno se encuentra entre los 518°C y los 700°C. Y a esta temperatura el acero deja de contribuir mecánicamente, lo que provoca que la chapa y el hormigón dejen de trabajar conjuntamente.

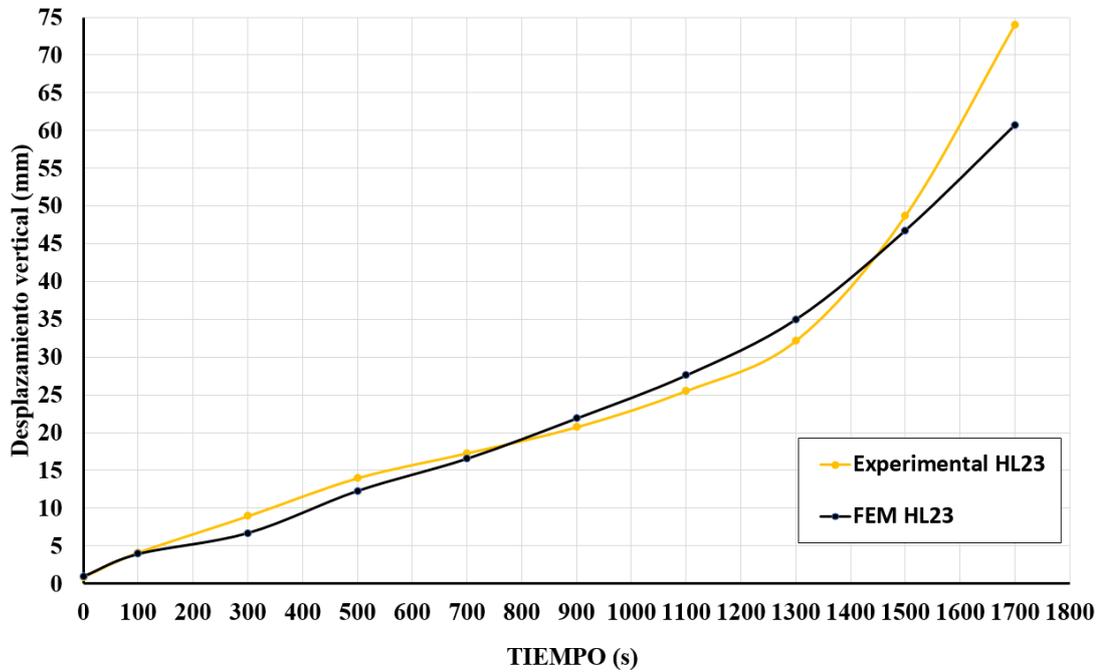


Fig 118. Comparativa ensayos experimentales-MEF para HL23

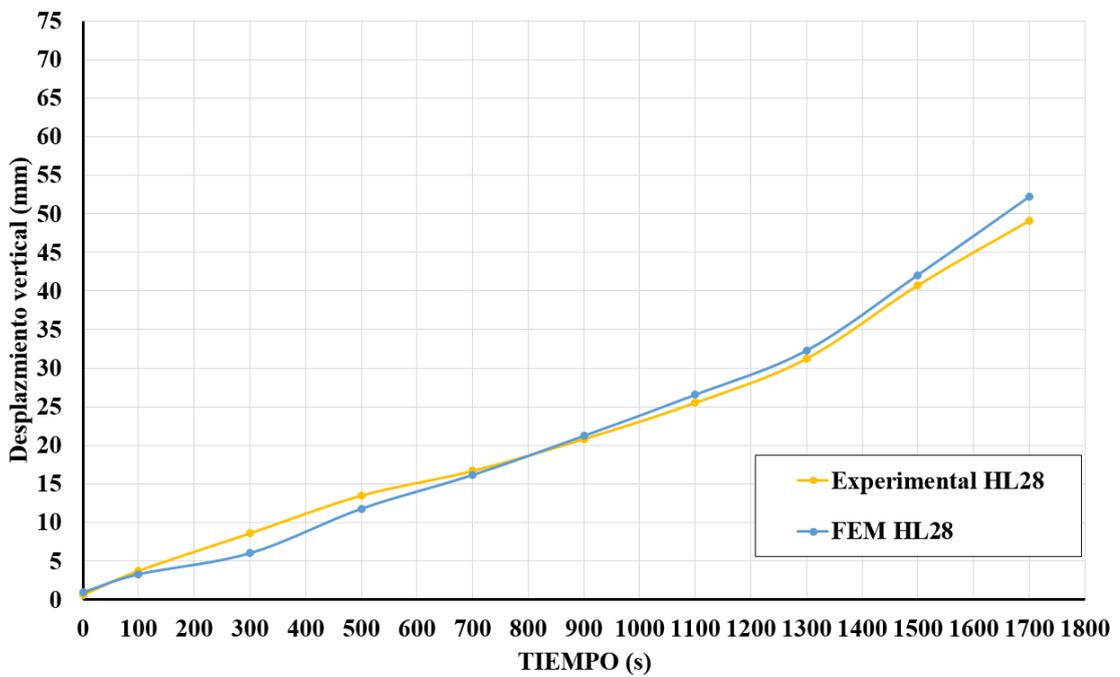


Fig 119. Comparativa ensayos experimentales-MEF para el HL28

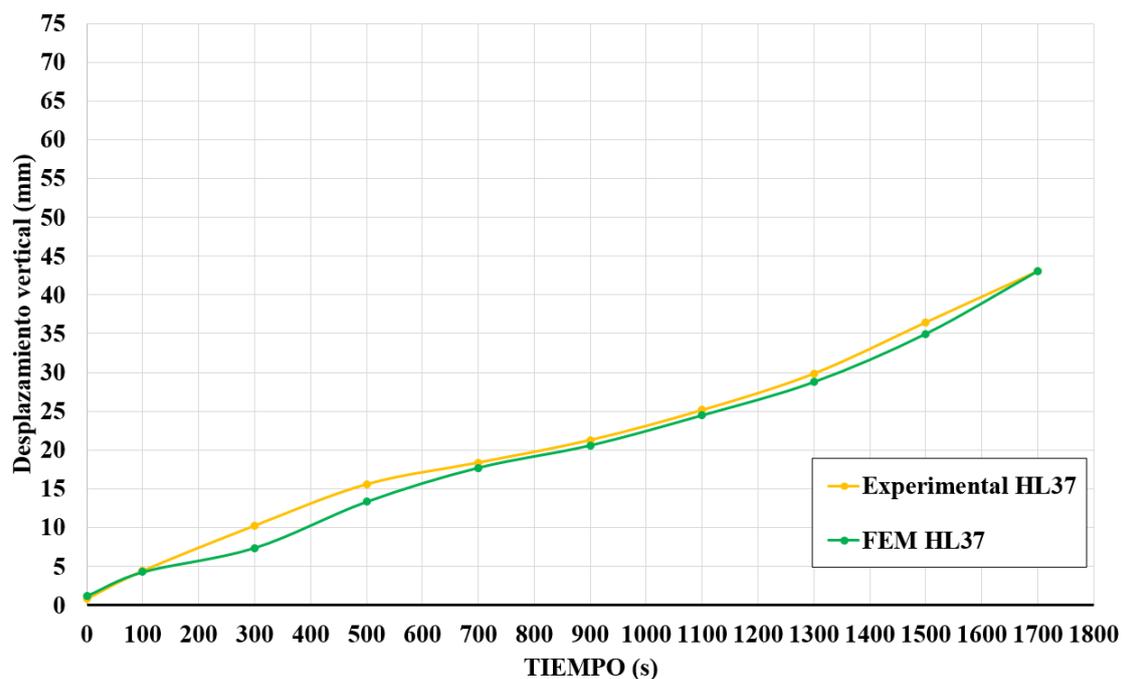


Fig 120. Comparativa ensayos experimentales-MEF para el HL37

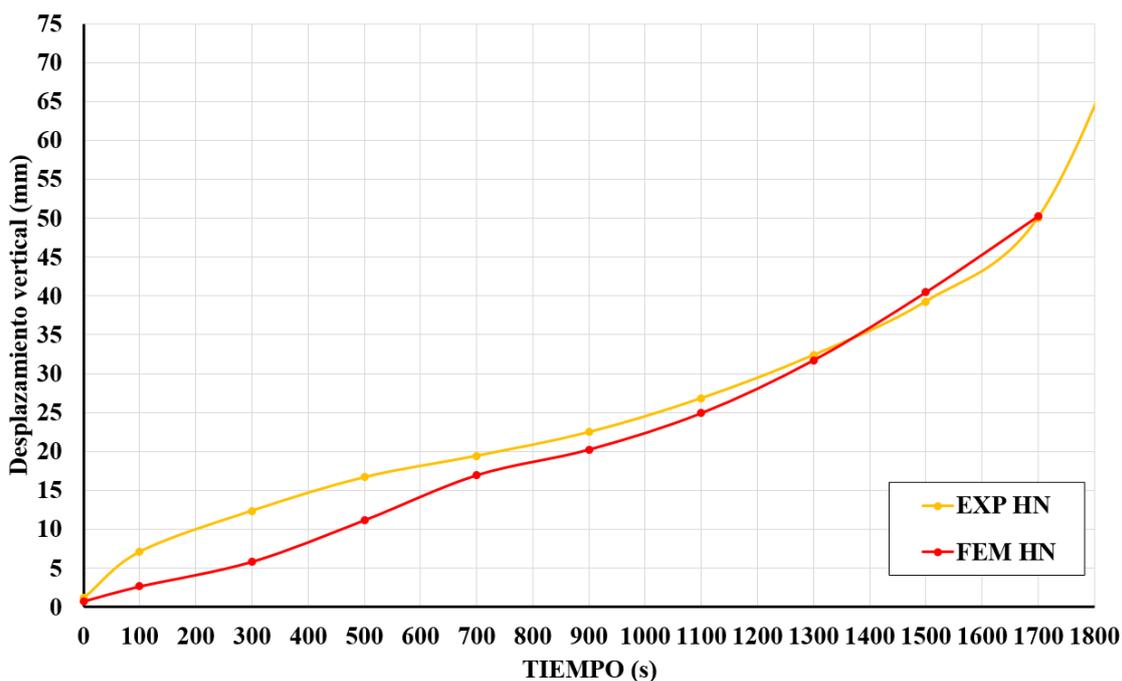


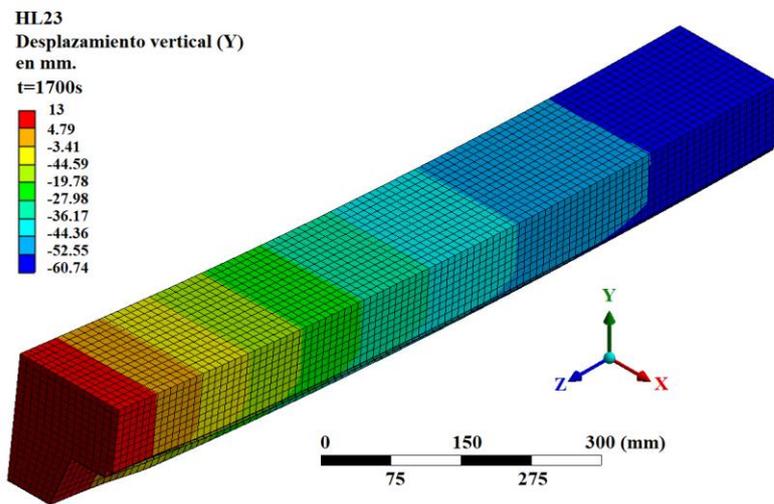
Fig 121. Comparativa ensayos experimentales-MEF para el HN

Las figuras anteriores muestran la comparativa entre el comportamiento experimental y el numérico. El error cometido, en cada una de las simulaciones, es inferior al 15% en la mayoría de los instantes analizados, como se muestra en la Tabla 24. De acuerdo a estos valores las simulaciones numéricas representan el comportamiento experimental de las losas estudiadas en condiciones de fuego. Sin embargo, a pesar de este resultado, la simulación realizada para el HN presenta mayores diferencias en el intervalo 100 a 700 segundos que para los modelos de HL.

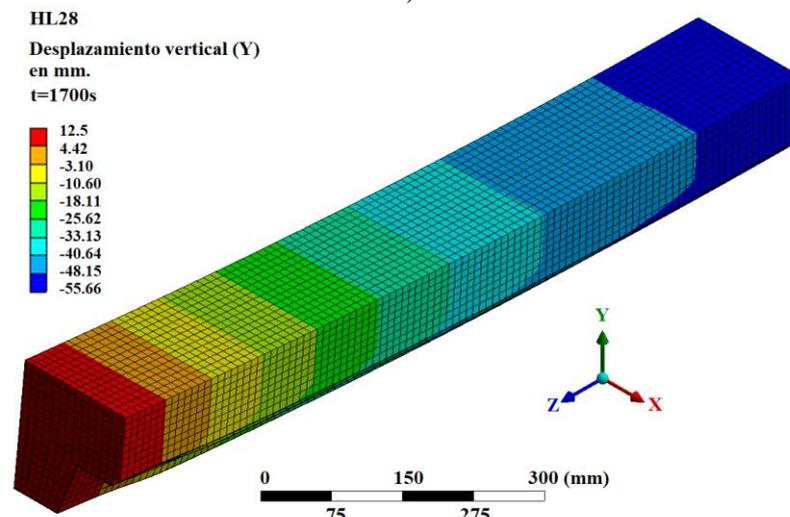
Tabla 24. Error cometido en valor absoluto entre los valores experimentales y numéricos.

Tiempo (s)	Error cometido en valor absoluto (%)			
	HL23	HL28	HL37	HN
100	4.20	11.76	3.39	62.48
300	24.91	29.89	27.89	52.78
500	12.04	12.60	14.44	33.02
700	4.10	3.20	3.63	12.74
900	5.58	1.88	3.27	9.94
1100	8.15	3.98	2.70	7.10
1300	8.86	3.24	3.67	2.05
1500	3.92	3.15	4.11	2.99
1700	17.93	6.24	0.06	0.35

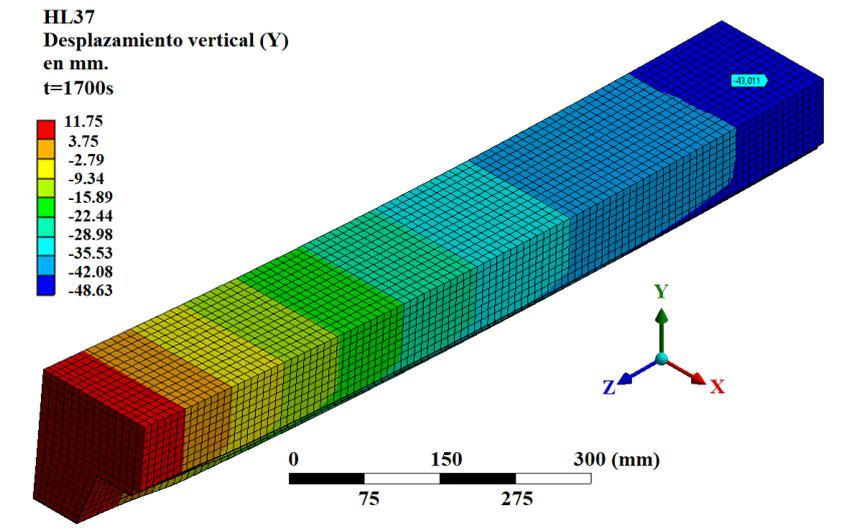
Las figuras siguientes muestran la flecha del modelo MEF para cada tipo de HL, en el último análisis realizado.



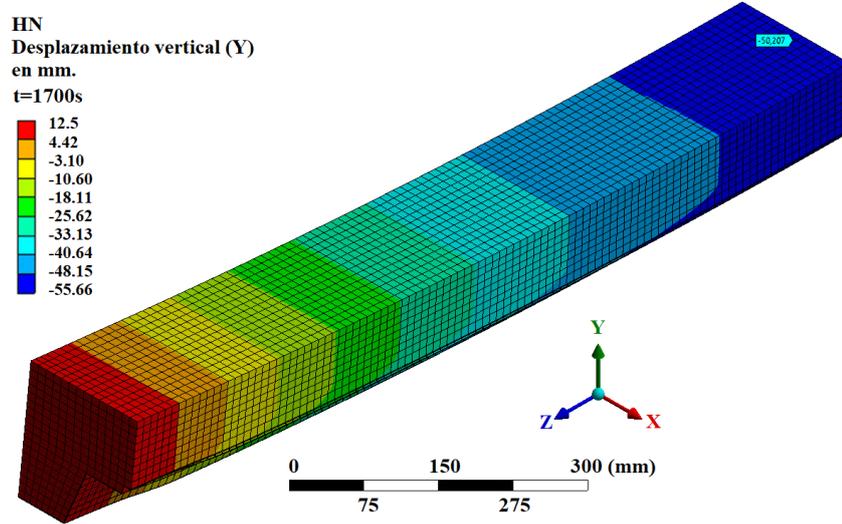
a)



b)



c)



d)

Fig 122. Flecha obtenida (mm) a los 1700 segundos: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN.

# **CAPÍTULO 5:**

## **CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE INVESTIGACIÓN**

En este capítulo se exponen las conclusiones de este trabajo de investigación y se proponen algunas de las líneas futuras de investigación que podrían ser de interés tras la finalización de la tesis doctoral.

## 5 CONCLUSIONES Y LÍNEAS FUTURAS DE INVESTIGACIÓN

En este apartado se resumen las conclusiones más importantes obtenidas en el desarrollo de esta tesis doctoral, siguiendo la misma estructura del trabajo: análisis del estado del arte, análisis de los resultados experimentales, análisis de los resultados de los modelos numéricos térmicos y termo-mecánicos y su validación. Posteriormente, se incluyen las conclusiones generales de la tesis y algunas líneas futuras que se han considerado de interés.

### 5.1 Conclusiones

#### 5.1.1 Conclusiones del estado del arte

El estado del arte de esta tesis doctoral sienta las bases para comprender bajo condiciones de fuego el comportamiento térmico y mecánico de forjados mixtos, y de sus materiales constituyentes, analizando diferentes ensayos experimentales y modelos de simulación numérica.

Las principales conclusiones alcanzadas de la revisión del estado de arte son:

- El hormigón normal es, junto al acero, uno de los materiales de construcción más empleados a lo largo de la historia. Debido a su extensa aplicación tanto en edificación como en obra civil, su caracterización térmica y mecánica a temperatura normal se encuentra completamente definida en la bibliografía disponible. Sin embargo, la falta de procedimientos normalizados para realizar su caracterización a altas temperaturas genera que, a pesar de los trabajos realizados, exista un amplio rango de valores disponibles en la bibliografía.
- El empleo de hormigones ligeros en el sector de la construcción ha ido implementándose debido a que es un material sostenible, más ligero y una mejor capacidad de aislamiento térmico respecto a los hormigones normales. Sin embargo, la revisión bibliográfica pone de manifiesto la falta de información relativa a su comportamiento térmico y mecánico bajo diferentes condiciones de temperatura. Esta afirmación supone uno de los puntos de partida para desarrollar esta tesis doctoral.
- Los forjados mixtos han sido introducidos en los procesos de construcción paulatinamente hasta adquirir un papel importante. La combinación de una chapa de acero conformada en frío y el hormigón genera importantes ventajas como son la reducción de peso, la estabilidad estructural y la rapidez de ejecución, respecto a otros sistemas constructivos.
- A lo largo de las últimas décadas, se ha incidido en el estudio de la capacidad resistente de forjados mixtos sometidos a la acción del fuego. Bajo estas condiciones, cuando por medio de conectores se solidariza el forjado al resto de la estructura, se mejora la capacidad de carga en condiciones de fuego. Sin embargo, cuando el forjado se encuentra biapoyado, la capacidad resistente del forjado mixto se ve reducida al instante en el que se produce el fallo de la adherencia entre la chapa metálica y el hormigón. Por tanto, el diseño de las chapas metálicas, geometrías e indentaciones que permitan un comportamiento colaborante entre los dos elementos juega un papel fundamental para asegurar el cumplimiento de los criterios de resistencia al fuego.

- Aunque en los últimos años se ha incrementado el número de trabajos que emplean hormigones ligeros, la mayoría de las referencias realizan estudios experimentales en condiciones de fuego sobre forjados mixtos con hormigón convencional. Este hecho constituye uno de los puntos de partida para desarrollar esta tesis doctoral.
- El desarrollo de modelos numéricos de resistencia al fuego de elementos estructurales mixtos ha supuesto todo un reto. Investigaciones previas han desarrollado modelos acoplados en los que se generalizan las propiedades térmicas de los materiales y se transfieren al modelo estructural. La correcta definición de las propiedades térmicas y de la transferencia térmica en la interfase acero-hormigón es una metodología que no se había visto publicada en los estudios numéricos de este tipo de elementos mixtos en ningún otro trabajo previo hasta la fecha, por lo que su desarrollo constituye uno de los objetivos principales de esta tesis doctoral.

### 5.1.2 Conclusiones relativas a los estudios experimentales

A partir de las dosificaciones utilizadas en trabajos anteriores, y antes de iniciar el estudio de la resistencia al fuego de los forjados mixtos, se desarrolló una campaña experimental con el fin de determinar las propiedades térmicas de los hormigones ligeros empleados a diferentes temperaturas. Las conclusiones extraídas de esta parte del estudio experimental son las siguientes:

- La diferencia entre la densidad real y la densidad aparente en el HL representa una medida fiable de la porosidad del material. Este parámetro influye directamente en el contenido de humedad de la muestra. y, por consiguiente, en su comportamiento térmico a diferentes temperaturas.
- Los resultados obtenidos en los ensayos realizados a diferentes temperaturas indican que el contenido en humedad es uno de los principales parámetros que se debería de tener en cuenta para caracterizar el comportamiento térmico de los hormigones. El mayor porcentaje de humedad inicial de las muestras está directamente relacionado con los mayores valores de conductividad térmica, disminuyendo esta de forma progresiva al reducirse su contenido de humedad con el aumento de la temperatura. Por otro lado, el proceso de vaporización del agua interna de los hormigones afecta a la determinación del calor específico, provocando un incremento de su valor en el rango de temperaturas de 90-150°C.
- De acuerdo con los resultados obtenidos, el contenido en humedad de las muestras puede considerarse prácticamente nulo a partir de los 160°C. A partir de esta temperatura la conductividad térmica de los hormigones ligeros se reduce un 60% respecto a los valores iniciales.
- Otro aspecto destacable de los resultados es que el análisis de la evolución de la conductividad térmica en función de la temperatura se consigue mediante la combinación de las técnicas MTPS y LFA. En este estudio se comprobó que para la determinación de la conductividad térmica es conveniente emplear la técnica MTPS hasta los 140°C, y la técnica LFA a partir de dicha temperatura. Este hecho no se contempla en la Normativa ni en los estudios disponibles en la literatura, por lo que se considera una aportación importante de esta tesis doctoral.
- Respecto a la medida del calor específico, la utilización de la técnica DSC permite determinar la cantidad de calor que absorbe o libera el hormigón ligero cuando es calentado. Los resultados muestran que el calor específico de los hormigones ligeros estudiados varía con la temperatura, mostrando tres zonas de transición. La primera se corresponde con la vaporización del agua interna de las muestras, la segunda con la disociación de la cal hidratada  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ , y la última asociada a la descomposición del árido ligero. Los resultados obtenidos con la técnica LFA son coincidentes con los de la técnica DSC, por lo que ambas técnicas son complementarias para la medición del calor

específico. Sin embargo, la técnica MTPS para medir en condiciones de temperatura variable debería considerar la modificación de la densidad para poder realizar un posterior ajuste de los valores de calor específico. El empleo de esta técnica para la determinación del calor específico a altas temperaturas no ha podido ser validada en esta tesis doctoral, por lo que se limita su uso para su determinación a temperatura ambiente.

- Los valores indicados en la Normativa europea vigente, los Eurocódigos, proponen unos valores de conductividad térmica y calor específico para hormigones ligeros que no se ajustan a los resultados obtenidos en esta tesis doctoral. Las diferencias existentes hacen indicar, que la ley de comportamiento para determinar la conductividad térmica debería ser modificada para tener en cuenta, entre otros aspectos, el contenido en humedad. Por otro lado, el calor específico no debería considerarse constante e independiente de la temperatura, tal y como se ha demostrado en esta tesis. Como consecuencia de estas conclusiones, se propone una revisión de los valores indicados en los Eurocódigos para los hormigones ligeros.

Los resultados de la campaña experimental para determinar la resistencia al fuego de forjados mixtos sin protección y fabricados con hormigón ligero reforzado con fibras presentan las siguientes conclusiones:

1. Con respecto al análisis de la evolución de la temperatura.

- La presencia de agua en el interior de la losa de hormigón provoca un incremento de temperatura no constante. La temperatura aumenta hasta los 100°C y, como consecuencia del proceso de vaporización del agua, la temperatura se mantiene constante hasta que la mayoría del contenido de agua se ha eliminado. Debido al carácter endotérmico de este proceso, el consumo de energía necesario en la vaporización del contenido en humedad del hormigón limita la transferencia de calor a través de la losa, provocando una temperatura en la interfase entre la chapa y el hormigón muy inferior a la temperatura en el interior del horno.
- El complejo proceso de vaporización en los forjados fabricados con hormigones ligeros provoca una mayor distorsión en el incremento de la temperatura en el interior de la losa de hormigón. Esto se debe fundamentalmente a la porosidad del material, que se relaciona directamente con su contenido en humedad. Por tanto, de cara a futuros ensayos, se debería ampliar la instrumentación en el interior de la losa y la zona de contacto con la chapa para poder estudiar en profundidad el proceso de vaporización.
- A pesar de que la variación de la temperatura en el interior de las losas es difícilmente predecible debido a factores como la porosidad del hormigón, su heterogeneidad, el contenido de humedad de las muestras o las propiedades térmicas, los resultados térmicos muestran similares patrones de comportamiento. La temperatura en la superficie no expuesta está influenciada por la geometría de la chapa y por el espesor del hormigón, alcanzando temperaturas superiores en las zonas de menor espesor. En el interior de la losa, la distribución de temperaturas depende de la conductividad térmica del hormigón y la geometría trapezoidal de la chapa. El incremento de temperatura en la superficie expuesta al fuego afecta directamente a la distribución de temperaturas en el interior de la losa de hormigón.
- Aunque se aprecian diferencias en la evolución de la temperatura, tanto el criterio de aislamiento térmico (I) indicado en la normativa, como el de integridad (E) se cumplen para todos los forjados estudiados. El perfil trapezoidal de la chapa genera gradientes de temperatura en la superficie no expuesta. Sin embargo, en ningún área de las zonas de mayor o menor espesor se alcanza el valor límite máximo de temperatura indicado en la normativa ( $\Delta T=140^{\circ}\text{C}$ ).

- Otra característica que se aprecia en los resultados de los ensayos es que el aumento de temperatura de los hormigones ligeros es inferior al de hormigón normal, por lo que su capacidad de aislamiento térmico en condiciones de fuego es mayor.
2. Con respecto al análisis de la evolución del desplazamiento vertical debida a flexión.
- De manera general, se aprecian tres fases en la evolución del desplazamiento frente al tiempo de los forjados mixtos bajo condiciones de fuego: una primera de dilatación y disminución de la resistencia del acero; la segunda correspondiente a la transferencia de la carga al hormigón; y la tercera, el colapso del forjado.
  - El criterio de capacidad portante (R) para forjados mixtos sin protección no se cumple en 8 de los 14 ensayos realizados. Por tanto, para asegurar que se alcanza el valor mínimo (R30) establecido en el Eurocódigo 4 parte 1-2 para forjados mixtos sin protección se debería de colocar un armado que mejore su comportamiento a flexión. Otra opción sería utilizar elementos de protección activa contra el fuego sobre la chapa trapezoidal para que el incremento de temperatura en la misma se ralentizase y mantuviese sus propiedades mecánicas durante más tiempo.
  - Los hormigones más ligeros, identificados como HL23 y HL28, muestran un comportamiento estructural muy similar durante la realización de los ensayos. De igual forma el HL37, que presenta una mayor densidad, tiene un comportamiento muy similar al del HN.
  - En las losas mixtas ensayadas, se aprecia un despegue entre la chapa de acero y el hormigón que puede influir tanto en el proceso de transferencia de calor en la losa de hormigón como en la reducción de la presión en los poros en el interior del hormigón. En ninguno de los ensayos realizados se han detectado evidencias de la aparición del fenómeno de *spalling*, ni para los hormigones ligeros ni para el hormigón normal. Por lo tanto, se puede concluir que la chapa de acero evita la exposición directa al fuego del núcleo de hormigón y actúa como barrera para prevenir el efecto del *spalling* en este tipo de elementos estructurales.

### 5.1.3 Conclusiones relativas a los estudios numéricos

Los modelos numéricos realizados han ido progresivamente aumentando su complejidad hasta lograr reproducir el comportamiento observado experimentalmente. Para ello, ha sido necesario realizar dos modelos numéricos: el primero, un modelo térmico transitorio en el que se tiene en cuenta la variación de la conductividad térmica y del calor específico con la temperatura, los fenómenos de transferencia de calor no lineales, convección y radiación, y la transferencia térmica en la interfase chapa-hormigón mediante la utilización de código APDL; y el segundo, un modelo acoplado termo-mecánico en el que se tiene en cuenta la distribución de temperatura en función del tiempo obtenida en el análisis térmico, la variación de las propiedades mecánicas con la temperatura, y la definición de la expansión térmica con respecto a la temperatura.

Las principales conclusiones derivadas de los modelos numéricos térmicos se presentan a continuación:

- El tipo de contacto utilizado en el modelo numérico entre la chapa de acero y la losa de hormigón no afecta el proceso de transferencia térmica. Por este motivo, y porque las embuticiones de la chapa reducen significativamente el deslizamiento entre ambos materiales, en los modelos desarrollados se ha empleado un contacto lineal tipo “bonded”.
- La modelización numérica del proceso endotérmico debido a la vaporización del agua no se puede realizar adoptando el valor constante del calor específico indicado en la normativa para hormigones ligeros. Para simular adecuadamente este proceso en los

hormigones ligeros es necesario introducir un incremento del calor específico en el rango de 90 a 200°C.

- Para modelar el comportamiento experimental es necesario definir el coeficiente de conductancia térmica en el contacto (TCC) en función de la temperatura. En este trabajo se ha programado el TCC mediante código APDL permitiendo obtener un mejor ajuste entre los resultados numéricos y los valores experimentales.
- Los resultados numéricos representan la evolución de la temperatura en el interior de la losa con un alto grado de similitud al de los resultados experimentales.

El desarrollo de los modelos acoplados ha conseguido simular el comportamiento estructural de los forjados mixtos estudiados en esta tesis doctoral. En relación a estos modelos se puede concluir que:

- La evolución del desplazamiento vertical de la losa en el tiempo se obtiene a partir de análisis estructurales estáticos realizados en diferentes instantes de tiempo. La simulación del comportamiento estructural de la losa bajo condiciones de fuego a lo largo del tiempo solo es posible si se introducen las distribuciones nodales de temperatura como condiciones de contorno en los diferentes análisis.
- Las propiedades mecánicas deben de introducirse en función de la temperatura, introduciendo con ello una no-linealidad debida al material. Esta no-linealidad permite modelar el comportamiento estructural real de la losa en cada instante de tiempo.
- La combinación de los diferentes análisis estructurales y el térmico transitorio permite simular el comportamiento experimental de resistencia al fuego de losa mixtas.
- La validación de los modelos numéricos ha sido posible mediante la definición de la expansión térmica. La correcta definición de este parámetro juega un papel fundamental para conseguir que los modelos acoplados sigan la evolución experimental. La utilización de los valores indicados en el Eurocódigo 4 parte 1-2 provoca errores superiores al 30% entre los datos experimentales y numéricos. Además, de la no convergencia del modelo.

## 5.1.4 Conclusiones generales

Finalmente, se presentan las conclusiones generales de esta tesis doctoral:

En base a la revisión del estado del arte, se concluye que las losas mixtas son claramente un elemento estructural que presenta una gran evolución y un incremento de su uso en los últimos años, debido a las importantes ventajas que aportan. Como se ha identificado, el estudio de estos elementos en condiciones de fuego se ha enfocado al empleo de hormigón normal y a diferentes geometrías de chapa de acero.

Como consecuencia del cambio climático, el empleo de hormigones ligeros se ha implementado y se ha realizado un mayor número de investigaciones en las que se emplean hormigones ligeros sobre forjados mixtos. Sin embargo, el análisis experimental y el estudio numérico de estos elementos en condiciones de fuego ha sido escaso y no se han encontrado referencias bibliográficas.

La metodología empleada en esta tesis doctoral de simulación y ensayo se presenta como una herramienta fundamental para el estudio del comportamiento estructural de las losas mixtas de hormigón ligero reforzado con fibras. Los ensayos experimentales realizados en este trabajo muestran cierta variabilidad en los resultados, principalmente como consecuencia de las heterogeneidades que presentan los hormigones ligeros y la variación de su comportamiento térmico en función del contenido en humedad.

Finalmente, los modelos numéricos desarrollados en esta tesis doctoral han sido capaces de reproducir el comportamiento, tanto térmico como estructural, de las losas mixtas observado en los ensayos. Estos modelos pueden servir como base para futuras investigaciones.

## 5.2 Líneas futuras de investigación

Tras el análisis de los resultados de esta tesis doctoral y debido a la magnitud del problema investigado, se han identificado algunas líneas de investigación futuras que parecen de gran interés para la comunidad científica y el sector.

Con respecto a los **estudios experimentales**:

- Para actualizar y mejorar los datos recogidos en los Eurocódigos, se considera necesario realizar una caracterización térmica de los hormigones ligeros a diferentes temperaturas que aporten datos más realistas que los actualmente recogidos en la normativa.
- Realización de ensayos de resistencia al fuego con otros tipos de hormigones ligeros, geometrías y configuraciones.

Con respecto a los **análisis numéricos**:

- Con el fin de reducir al máximo la sensibilidad de los resultados, se propone llevar a cabo un análisis de sensibilidad, que permita conocer la influencia de los parámetros estudiados. A partir de este análisis se podrá desarrollar un diseño robusto con el nivel de confianza adecuado. Este enfoque hará posible validar de forma segura los hormigones ligeros reforzados con fibras, como alternativa a las soluciones tradicionales y plantear rediseños, mejoras y/o optimizaciones en los mismos.
- Otra línea futura es la inclusión de contactos no lineales, que pueden permitir incrementar el grado de complejidad de los modelos numéricos y reproducir de forma más ajustada el comportamiento real de este tipo de estructuras en condiciones de fuego.
- Para realizar una definición más exacta de los valores del coeficiente de conductancia térmica, sería necesario realizar un mayor número de ensayos en los que se ponga especial atención en el gradiente de temperatura entre la chapa de acero y el hormigón. Para ello se necesitaría incrementar el número de termopares en la zona de intersección chapa de acero-hormigón, lo que permitiría obtener una correcta definición de los valores.

## 5.3 Divulgación

Los trabajos desarrollados en esta tesis doctoral han permitido asistir a diferentes congresos y conferencias en los que se han mostrado los resultados obtenidos. Asimismo, los resultados más relevantes han sido publicados en revistas indexadas. El autor de esta tesis doctoral ha trabajado en proyectos relacionados con la simulación numérica y el comportamiento térmico y estructural de diferentes materiales en condiciones de fuego.

Como resultado del trabajo elaborado durante la realización de esta tesis han surgido las siguientes publicaciones:

- 1) Martínez-López, Miguel; Martínez-Barrera, Gonzalo; del Coz-Díaz, Juan José; Martínez-Martínez, Juan Enrique; Gencel, Osman; Ribeiro, Maria; Varela-Guerrero, Víctor. *Polymer waste materials as fillers in polymer mortars: experimental and finite elements simulation*. Elsevier Case Studies in Construction Materials 9, e00178, 2214-5095. 2018.
- 2) Martínez-Martínez, Juan Enrique; Alonso-Martínez, Mar; Rabanal, Felipe Pedro Álvarez; Díaz, Juan José del Coz. *Finite Element Analysis of Composite Laminated Timber (CLT)*. Multidisciplinary Digital Publishing Institute Proceedings 2, 23, 1454. 2018.
- 3) Martínez-Martínez, Juan Enrique; Alonso-Martínez, Mar; Rabanal, Felipe Pedro Álvarez; Díaz, Juan José del Coz. *Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through MEF*. Journal of Physics: Conference Series 1107, 3. 2018.
- 4) del Coz-Díaz, Juan José; Martínez-Martínez, Juan Enrique; Alonso-Martínez, Mar; Rabanal, Felipe Pedro Álvarez. *Comparative study of LightWeight and Normal Concrete composite slabs behaviour under fire conditions*. Engineering Structures. Volume 7; 110196; 0141-0296. 2020
- 5) José M.Pérez-Bella; Javier Domínguez-Hernández; Enrique Cano-Suñén; Juan E. Martínez-Martínez; Juan J.del Coz-Díaz. *Avoiding the need to directionally determine the exposure to rainwater penetration for façade designs*. Building and Environment. Volume 176, June 2020, 106850. 2020.

Por otro lado, se ha asistido a las siguientes conferencias y congresos en los que se han presentado diferentes trabajos realizados durante la realización de esta tesis doctoral:

- 1) Juan Enrique Martínez Martínez, Juan José del Coz Díaz, Mar Alonso Martínez y Felipe Pedro Álvarez Rabanal. *Estudio experimental de la resistencia al fuego de forjados colaborantes de hormigón ligero estructural con fibras poliméricas*. IV Fire Engineering Conference Workshop 2016-Dic. ISBN: 978-84-617-6380-1. Valencia. 2016
- 2) Juan Enrique Martínez-Martínez, Felipe Pedro Álvarez Rabanal, Juan José del Coz Díaz, Alfonso G. Lozano Martínez-Luengas, Mar Alonso-Martínez, Rubén Regueira Gay. *Análisis del comportamiento estructural de uniones de madera sometidas a la acción del fuego*. LIGNOMAD17 2017-Junio. Barcelona. 2017
- 3) Juan Enrique Martínez Martínez, Mar Alonso Martínez y Felipe Pedro Álvarez Rabanal. *Ensayos experimentales y análisis mediante elementos finitos sobre losas mixtas de hormigón ligero frente al fuego*. CMN 2017 Julio, Congress on Numerical Methods in Engineering, pp. 1781-1790. ISBN: 978-84-947311-0-5. Valencia. 2017
- 4) Martínez-Martínez, J.E., Alonso-Martínez, M., Rabanal, F.P.A., Del Coz Díaz, J.J. *Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through MEF*. Journal of Physics: Conference Series Volume 1107, Issue 3, 14 November 2018, Article number 032003 3rd European Symposium on Fire Safety Science, ESFSS 2018; Code 142314. Nancy. 2018

- 5) Martínez-Martínez, J.E., Alonso-Martínez, M., Rabanal, F.P.A., Del Coz Díaz, J.J. *Finite element analysis of cross laminated timber (CLT) as a composite material*. 2nd International Research Conference on Sustainable Energy, Engineering, Materials and Environment. Julio 2018 ISBN: 978-84-17238-93-3. Mieres. 2018
- 6) Alfonso Lozano, Felipe Álvarez, Mar Alonso, Juan José Del Coz, Juan Enrique Martínez, David Lorenzo. *Posibilidades de las técnicas de GPR basadas en la interferometría de coda, en el análisis del deterioro biológico de estructuras de madera laminada encolada*. LIGNOMAD19. Santiago de Compostela. 2019
- 7) Mar Alonso, Juan Enrique Martínez, Felipe Álvarez, Juan José del Coz, Alfonso Lozano. *Caracterización térmica de la madera de castaño para su uso como elemento constructivo*. LIGNOMAD19. Santiago de Compostela. 2019
- 8) Alvarez Rabanal, Felipe Pedro; del Coz Díaz, Juan José; Alonso-Martínez, Mar; Martínez-Martínez, Juan Enrique. *Thermal and structural optimization of lightweight concrete mixtures to manufacture composite slabs*. 5th International Conference on Mechanical Models in Structural Engineering CMMoST 2019. Alicante. 2019
- 9) J.E. Martínez-Martínez, M. Alonso-Martínez, J.J. del Coz Díaz, and F.P. Álvarez Rabanal. *Non-linear simulation of Cross-Laminated Timber (CLT) delamination under fire conditions using MEF numerical model*. 3rd International Conference on International conference on Recent Advances in Nonlinear Design, Resilience and Rehabilitation of Structures, CoRASS 2019. Coimbra. 2019
- 10) Ruben Regueira, Juan Enrique Martínez-Martínez and Mar Alonso-Martínez. *Numerical simulation of the thermal degradation of a timber beam under a fire event using low-end personal computers: a simplified method*. 3rd International Conference on International conference on Recent Advances in Nonlinear Design, Resilience and Rehabilitation of Structures, CoRASS 2019. Coimbra. 2019
- 11) Mar Alonso-Martínez, Juan Enrique Martínez-Martínez, Juan José Del Coz Díaz and Felipe Pedro Álvarez-Rabanal. *Comparative Study of MEF techniques for Modelling Flexural Behaviour of Concrete: Capabilities and Limitations*. 3rd International Conference on International conference on Recent Advances in Nonlinear Design, Resilience and Rehabilitation of Structures, CoRASS 2019. Coimbra. 2019



# **THESIS SUMMARY:**

**EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY OF THE  
THERMO-MECHANICAL BEHAVIOUR OF  
LIGHTWEIGHT CONCRETE COMPOSITE SLABS  
UNDER FIRE CONDITIONS**



# LIST OF FIGURES

Fig 1.	Fire resistance criteria [16].....	146
Fig 2.	Variation in the compressive strength of HN as a function of temperature ([49]). .....	147
Fig 3.	Variation in the tensile strength of concrete as a function of temperature ([49]). .....	147
Fig 4.	Variation of the elastic module of concrete as a function of temperature ([49]). .....	148
Fig 5.	Stress-strain diagram as a function of temperature ([49]).....	148
Fig 6.	Variation of the thermal conductivity of HN with temperature ([49]). .....	149
Fig 7.	Variation of the specific heat of an HN as a function of temperature ([49]). .....	150
Fig 8.	Heating of a slab: Interface between the wet and dry zones ([56]). .....	151
Fig 9.	Theoretical temperature distribution on the unexposed surface of a composite slab. ...	153
Fig 10.	Membrane effect on slabs with restricted horizontal movement ([36]). .....	154
Fig 11.	Specific heat obtained for HL23. ....	158
Fig 12.	Principles of the LFA method([115] ). a) Measurement; b) Determination of the values .....	159
Fig 13.	Thermal conductivity of HL23 in the temperature range of 20-160°C.....	162
Fig 14.	Thermal conductivity HL28 in the temperature range 20-160°C. ....	162
Fig 15.	Thermal conductivity HL37 in the temperature range 20-160°C .....	162
Fig 16.	Specific heat of HL23 in the temperature range of 20-160°C at constant density .....	163
Fig 17.	Specific heat of HL28 in the temperature range 20-160°C at constant density .....	163
Fig 18.	Specific heat of HL37 in the temperature range 20-160°C at constant density .....	163
Fig 19.	Comparative graph of the techniques used to determine the specific heat in the range 20-160°C .....	164
Fig 20.	Comparative graph of the techniques used to determine thermal conductivity in the range 20-300°C. ....	165
Fig 21.	Determination of thermal conductivity using MTPS and LFA techniques. ....	165
Fig 22.	a) Trapezoidal steel decking in the composite slab. b) Composite slab cross-section. (dimensions in mm). ....	166

Fig 23.	Fire resistance furnace: a) Furnace and steel frame. b) Steel frame with rotating beam. c) Combustion chamber.....	167
Fig 24.	Portal frame: a) Open position; b) Closed position.....	168
Fig 25.	Gas evacuation system: a) Profile view; b) Auxiliary vein view. ....	169
Fig 26.	Operation of the controller .....	169
Fig 27.	Measurement zones according to UNE-EN 13381-5:2016 [28]. ....	170
Fig 28.	Arrangement of thermocouples according to (UNE-EN 13381-5:2016 [28]): (a) non-exposed surface top view. (b) cross-section detail.....	170
Fig 29.	Arrangement of thermocouples at non-exposed surface.....	170
Fig 30.	Assembly of the fire resistance test. ....	172
Fig 31.	Water expelled during the test on the unexposed side of the slab: a) At the beginning of the test; b) At the end of the test.....	172
Fig 32.	Disappearance of the zinc and the oxidation of the steel decking at the end of the test. ....	173
Fig 33.	Average measured temperature on exposed surface.....	173
Fig 34.	Average measured temperature within concrete.....	174
Fig 35.	Average measured temperature on non-exposed surface.....	174
Fig 36.	Debonding between steel and concrete.....	175
Fig 37.	Composite slabs failure and separation of cracks.....	175
Fig 38.	Comparative behavior of composite slabs studied. ....	176
Fig 39.	Geometry of the thermal model. ....	177
Fig 40.	Geometrical model: a) Geometry and dimensions (in mm); b) Measurement areas thermal model.....	177
Fig 41.	Meshing of the analysed slabs. ....	178
Fig 42.	Thermal properties used for light and normal concretes: a) Thermal conductivity; b) Specific heat .....	180
Fig 43.	Geometric parameters of the slab used in the calculation of the shape factor.....	181
Fig 44.	Thermal boundary conditions : a) Convection; b) Radiation.....	182
Fig 45.	Comparison of experimental results and FEM in the contact zone between steel plate and concrete. Zone C and zone D. ....	182
Fig 46.	Comparison between experimental and numerical results in zones E and F for HL23 and HL28 .....	183

<b>Fig 47.</b>	<b>Comparison between experimental and the numerical results in zones E and F for HL37 and HN</b>	<b>183</b>
<b>Fig 48.</b>	<b>Comparison between experimental and numerical values in zones A and B: for HL23 and HL28</b>	<b>184</b>
<b>Fig 49.</b>	<b>Comparison between experimental and numerical values in zones A and B: for HL37 and HN.</b>	<b>184</b>
<b>Fig 50.</b>	<b>Geometry and symmetry conditions of the thermo-mechanical coupled model.</b>	<b>185</b>
<b>Fig 51.</b>	<b>Multi-line isotropic hardening constituent model [125].</b>	<b>188</b>
<b>Fig 52.</b>	<b>Stress-strain ratio of the trapezoidal decking at high temperatures.</b>	<b>188</b>
<b>Fig 53.</b>	<b>Multi-line laws introduced in the numerical model: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN.</b>	<b>189</b>
<b>Fig 54.</b>	<b>Thermal expansion values of the concretes used in the numerical simulations</b>	<b>190</b>
<b>Fig 55.</b>	<b>Boundary condition applied: a) Support, load and symmetry conditions. b) Thermal loads at the instant <math>t = 900</math> seconds.</b>	<b>191</b>
<b>Fig 56.</b>	<b>Thermo-mechanical analysis using ANSYS software.</b>	<b>192</b>
<b>Fig 57.</b>	<b>Reaction of the load obtained for the HL23.</b>	<b>193</b>
<b>Fig 58.</b>	<b>Increase of the maximum stresses (Z) in the concrete for HL23 with time: a) <math>t=0''</math>; b) <math>t=300''</math>; c) <math>t=900''</math>; d) <math>t=1700''</math>.</b>	<b>194</b>
<b>Fig 59.</b>	<b>Increase of the maximum voltages (X) for HL23 with time: a) <math>t=0''</math>; b) <math>t=300''</math>; c) <math>t=900''</math>; d) <math>t=1700''</math>.</b>	<b>194</b>
<b>Fig 60.</b>	<b>Comparison of FEM experimental tests for HL23</b>	<b>195</b>
<b>Fig 61.</b>	<b>Comparison of FEM experimental tests for HL28</b>	<b>195</b>
<b>Fig 62.</b>	<b>Comparison of FEM experimental tests for HL37</b>	<b>196</b>
<b>Fig 63.</b>	<b>Comparison of FEM experimental tests for HN</b>	<b>196</b>

# LIST OF TABLES

Table 1.	Summary of the experimental trials conducted ([75]).	153
Table 2.	Test conditions.	160
Table 3.	Average thermal properties measured on samples at ambient temperature.	160
Table 4.	Average thermal properties measured on saturated samples.	160
Table 5.	Average thermal properties measured on dry samples.	161
Table 6.	Floor composition and main properties	167
Table 7.	Wall composition and main properties	167
Table 8.	Lid composition and main properties	167
Table 9.	Load applied in the fire resistance tests.	171
Table 10.	Relationship between the ambient temperature in the furnace and the kCC value.	179
Table 11.	Used values of the modulus of elasticity of the steel decking and of the concretes as a function of temperature.	187
Table 12.	Temperature-dependent reduction coefficients for different types of concrete in accordance with Eurocode 4 part 1-2 [13].	187
Table 13.	Thermal expansion of steel as a function of temperature.	190
Table 14.	Loads applied in the numerical model for each type of concrete.	191
Table 15.	Structural analyses.	192
Table 16.	Comparison between average experimental deflection at ambient temperature and the numerical deflection	193
Table 17.	Difference percentage between experimental and numerical values.	197

# 1 PRESENTATION AND OBJECTIVES OF THE DOCTORAL THESIS

## 1.1 Introduction

The construction industry has been evolving since the beginning of humanity. This sector has increased its greenhouse gas emissions since 1970. Furthermore, the construction industry accounts for about one third of the global energy consumption, making it responsible for one third of total direct and indirect energy-related CO<sub>2</sub> emissions [1]. The need to optimise deadlines and budgets have changed construction techniques, improving technical aspects of Design, Execution and Materials. Composite slabs are a consequence of this improvement and they are frequently used as flooring systems in modern steel framed buildings.

The slabs are structural elements that serve as a separation between one storey and the one immediately above or below it. The increase in the price of metal beam slabs has led to the use of composite concrete and steel sections. Composite slabs are made of concrete cast on top of cold-formed, profiled, thin-walled steel decking. These construction systems are commonly used due to the faster speed of construction, the economic advantages and the reduction in weight over traditional construction systems.

Traditionally, composite slabs are made of normal concrete (HN). Concrete is usually reinforced to control the effects caused by shrinkage and to distribute the effect of concentrate load. The reinforcement also increase the sagging moment capacity which helps to meet fire requirements [2,3]. It can be partially or totally replaced by steel fibres, polymer fibres or glass fibres to reduce costs. These alternatives not only reduce the reinforcement, they reduce the formation of cracks generated by shrinkage, improve the tensile strength of the concrete and improve its fire resistance [4].

However, the current trend in the construction industry is to use sustainable materials to reduce CO<sub>2</sub> emissions and save energy [7]. Structural lightweight concretes use lightweight aggregates that increase their porosity and therefore decrease their thermal conductivity. Their use improves the thermal insulation of composite floors and, as a result, leads to considerable energy savings in buildings.

The structural efficiency and sustainability of structural lightweight concrete (HL) has been studied over the last few decades [8,9,124] and its use in the manufacture of composite slabs has been proven [11,12]. However, the regulations are not sufficiently specific with regard to their design nor to the current information on the mechanical and thermal behaviour of composite HL slabs under fire conditions.

Although the advantages associated with composite slabs are numerous, these composite systems are susceptible to failure in fire conditions and in most cases, it is necessary to use additional fire protection generally on the metal part directly exposed to fire [5]. Fire is a devastating phenomenon. If it is not taken into account in the design, the consequences can be tragic, causing material and human losses. It is therefore one of the main concerns for designers and calculators of structures, for the technicians of the Public Administration and for society in general. Fire is considered in the design of a structure as an accidental action that causes geometric and mechanical modifications to the materials, altering the balance of forces in the supporting structure of the buildings and causing, in most cases, their collapse [6].

This thesis analyses the thermal and structural behaviour of composite slabs made of Lightweight Structural Concrete (HL) with trapezoidal steel decking under fire conditions. These slabs are compared with composite slabs made with Normal Concrete (HN). The main goal is to study the thermal and structural behaviour of composite slabs under fire conditions by means of fire resistance tests and numerical modelling of the thermal-structural coupling problem using the finite element method (FEM). The methodology is based on experimental tests, the development of advanced numerical models by means of FEM simulation and the experimental validation of the models for their use as a design tool in future work.

## 1.2 Objectives

### 1.2.1 General objective

The main objective of the research is to study the behaviour of composite slabs made of trapezoidal steel decking and lightweight concrete reinforced with fibres in fire conditions. To this end, a hybrid methodology based on a combination of experimental tests and numerical simulation is carried out.

Experimental tests allow the thermal characterisation of the materials and study the collaborating slabs simultaneously subjected to a constant load and fire. Based on the study and interpretation of the results of the experimental tests, advanced simulation techniques are used to analyse the behaviour of the composite slabs using numerical methods.

The numerical models are validated with the experimental results and compliance with the criteria of load-bearing capacity (R), integrity (E) and insulation (I) imposed by Eurocode 4 in part 1-2 (EN 1994-1-2) [13].

### 1.2.2 Research objectives.

The specific objectives set out in this research are summarised in the following points:

- 1) Review and analysis of the current experimental and numerical knowledge about composite slabs, to evaluate the behaviour of these structural elements under fire conditions.
- 2) Study and definition of the experimental methodology to evaluate the influence of fire on the thermal-structural behaviour of parameters such as resistance in different types of lightweight concrete as well as the behaviour of the steel-lightweight concrete interface.
- 3) Analysis of the results of the experimental tests.
- 4) Comparison of the thermal and structural behaviour of composite slabs manufactured with HL and HN.
- 5) Modelling of the thermal problem by means of numerical simulation techniques using FEM. For this purpose, non-linearities such as the modification of thermal properties (specific heat and thermal conductivity) with respect to temperature, the effect of water evaporation and the heat transfer phenomena (conduction, convection and radiation) are considered.
- 6) Modelling of the thermal-structural problem using numerical simulation techniques using FEM. Highly non-linear behaviour such as the variation of structural behaviour with temperature, and large deformations is taken into account.
- 7) Verification of the results obtained to validate the numerical models developed

### 1.2.3 Scope

In this dissertation, the structural performance of (HL slabs with trapezoidal steel decking without fire protection is experimentally and numerically studied under controlled fire conditions. The results are compared with normal concrete composite slabs and used to develop and validate sophisticated numerical models.

The conclusions of this research will allow the current regulations on fire resistance on composite slabs manufactured with HL to be adapted and improved.

The findings of this thesis may promote the use of composite prefabricated slabs as they are proved efficient from a thermal point of view and thus reduce energy consumption. From a structural point of view, they reduce the weight that the building has to support. In the long term, these factors may contribute to a more rational use of energy and reduce the exploitation of resources in order to prevent climate change and the emission of greenhouse gases.

## 1.3 Structure of this report

This dissertation begins with a general summary in Spanish and English, followed by the table of contents, the list of figures and tables, as well as the glossary used in the document. Chapters 1 and 2 constitute the introductory part of this document. Chapters 3 and 4 form the core of this thesis, where the experimental tests and numerical models carried out are explained. Finally, chapter 5 highlights the research conclusions and future research developments. Finally, the bibliography, and the annexes where additional information about the tests carried out can be found are included.

The content of each chapter is detailed below:

**Chapter 1. Presentation and objectives of the thesis.** It establishes the framework in which the research is carried out, the objectives and their motivations.

**Chapter 2. State of the art.** It briefly introduces the concept of fire engineering and, in particular, fire resistance. It then defines the mechanical and thermal properties of normal and lightweight concrete, and the influence of temperature on all of them. Subsequently, the theoretical bases of this work are defined, presenting the composite slabs and establishing the foundations for the analysis of their structural behaviour in the face of fire. Finally, a review of the literature is carried out and the current state of knowledge in this field, both experimental and numerical, is analysed.

**Chapter 3. Experimental studies.** The tests carried out to determine the thermal properties of the lightweight concretes used and the methodology used to carry out the fire resistance tests are described, indicating the means for their execution. In addition, the test results are analysed, which serves for the subsequent validation of the numerical models.

**Chapter 4. Numerical study.** This chapter shows the numerical models used to simulate both the thermal and structural behaviour of the slabs, including the theory applied. At the end of the chapter, the numerical results are analysed and validated by comparing them with the experimental results.

**Chapter 5. Conclusions and future lines of research.** The conclusions of the study are presented and future lines of research arising from this thesis are left open.

Finally, this thesis includes a summary in English of each of the chapters, and the ANNEXES, which contain the two articles published in relation to this thesis.

## 2 STATE OF THE ART

### 2.1 Introduction

The safety objectives in case of fire are usually achieved with active and/or passive protection systems. Active fire protection *systems* are designed to sense, control, or suppress fire. These can include:

- Smoke detectors.
- Fire extinguishers.
- Sprinkler systems
- Firefighters.

On the other hand, *passive* protection *systems* play a preventive role in controlling fire and its effects. It is considered passive protection because it works without human intervention and allows a structure to resist a fire for a certain time, allowing the evacuation of people and the intervention of the emergency services. These systems are designed to:

- Prevent the spread of flames.
- Stop the progression of the fumes.
- Contain the thermal effects in the area of the disaster.
- Maintain the fire stability of the structural elements.

Currently in Spain, the Fire Safety Regulations for Industrial Establishments (RSCIEI) [14] and the Technical Building Code in the Basic Fire Safety Document (CTE DB-SI) [6], establish fire reaction and fire resistance requirements to the products, materials and construction systems used. These requirements vary according to the structural element.

**Reaction-to-fire testing** measures the contribution of a material or system to fire, particularly at the early stages when this is crucial to the safe evacuation of a building or transport system. Reaction to fire testing looks at the combustibility and ignitability of a material i.e. its contribution to fire development and spread, rather than its ability to resist the passage of fire, which is proven by fire resistance testing. **Fire resistance** measures the time duration that a construction system exposed to fire is able to maintain its load bearing capacity, its thermal insulation capacity and/or its integrity capacity during a certain time, expressed in minutes.

The development of this thesis focuses its research on the study of the fire resistance of a type of horizontal structural members, such as composite slabs made of HL cast on top of a trapezoidal steel decking. Furthermore, these slabs are compared with composite slabs made with HN.

In the DB-SI [6], the CTE defines fire resistance as "*the ability of a building element to maintain its required load-bearing function and integrity or thermal insulation for a given period of time in the terms specified in the relevant standardised test*". The criteria used to characterise fire resistance, see Fig 1, are defined below [15]:

- **Load-bearing capacity (R)**: is the capacity of a structure to withstand loads, without loss of stability, during exposure to fire.
- **Integrity (E)**: is the capacity of a structure to stop the flames or hot gases of a fire from physically passing from one side of the element (the fire side) to the other side (the non-fire side) through holes, gaps, cracks or any other types of openings.

- **Insulation (I)**: is the ability of a structure to limit the surface temperature rise on the non-fire side of the element to 140°C as an average, or 180°C as a hot-spot maximum, for the denoted duration during which the fire side is exposed to a fully developed fire

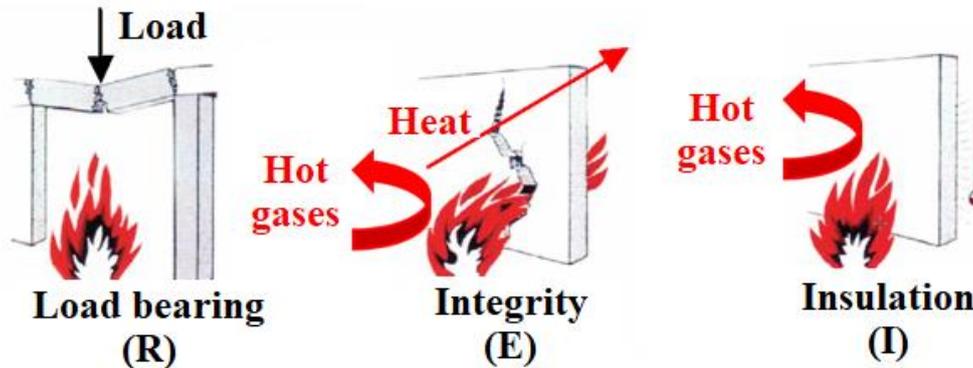


Fig 1. Fire resistance criteria [16].

## 2.2 Materials

Concrete is a composite material made of solid granules in variable proportions bonded with a hydraulic cement such as Portland cement:  $SC_3 + CS_2 + AC_3 + FAC_4$ . Mechanical and thermal properties of concrete depend on the type of aggregate, the composition of the concrete mix and the moisture content.

Fire causes modifications, transformations and alterations in both concrete and steel. As a result, mechanical and thermal properties are modified. These phenomena are more complex in concrete than in steel, due to porosity and moisture movement, as well as, chemical transformations [37-42].

### 2.2.1 Normal concrete

HN is widely used as a primary structural material in construction due to numerous advantages, such as *strength, durability, ease of manufacture* and *non-combustibility*, it possesses over other construction materials. The non-combustibility of concrete is of great importance when it is desired to satisfy the fire requirements specified in building codes.

Fire causes changes in the thermophysical, mechanical and deformation properties of concrete. The fire resistance of concrete is influenced by their **rheological, thermal** and **mechanical** properties. These properties are function of temperature and depend on the composition and characteristics of the concrete, as well as its moisture content [42,43]. Thermal properties influence temperature rise and distribution, whereas the mechanical properties determine the strength loss and stiffness deterioration of the element. Rheological properties in conjunction with mechanical properties determine the extent of deformations and strains. In addition, fire induced spalling in concrete structures due to the porosity of concrete and the moisture movement at high temperatures. Spalling phenomenon plays an important role in the fire behaviour of concrete structures [44]. The spalling phenomenon is not fully understood because it is a function of different factors, which often lead to unpredictable behaviour. In some cases, spalling is related to the type of aggregate or to thermal strains. However, in most cases it is related to the behaviour of the cement [17].

The chemical combination of the HN constituent materials generates a material with low thermal conductivity, high heat capacity and a slow decrease in mechanical properties with temperature. The mechanical properties of HN at different temperatures have been studied in depth. However, it should be noted that there are very few standardized methods available for measuring thermal properties at high temperatures.

Fig 6 represents the reduction in *compressive strength* for HN at elevated temperatures. It shows a wider variation of the compiled test data throughout a 20-800°C temperature range [38,42,47,48]. This is motivated by the use of different test conditions and procedures due to a lack of standardized test methods for carrying out property tests [48]. In the Eurocodes, a slow decrease in the value of the compressive strength is established up to 200°C, at which point the loss of strength increases. Among the factors that directly affect compressive strength of HN at elevated temperatures are *moisture content*, *initial curing conditions* and the *addition of additives*.

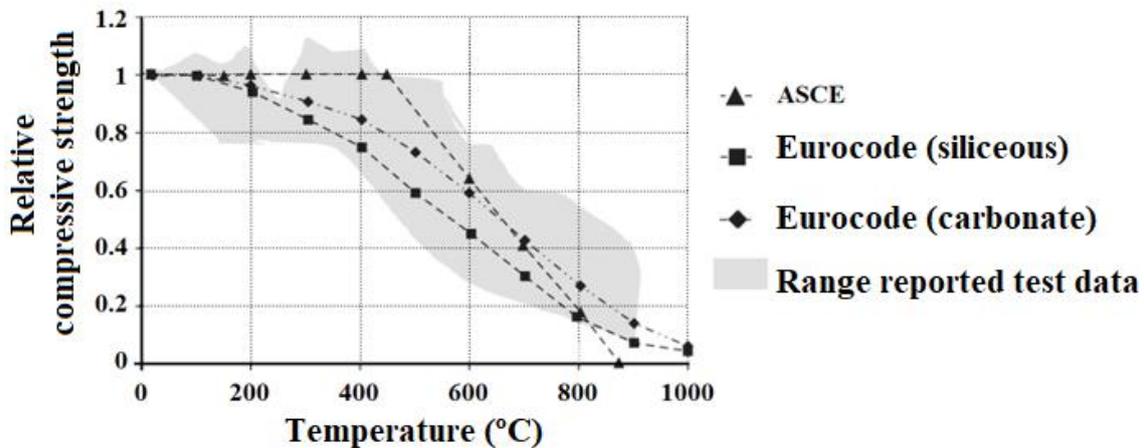


Fig 2. Variation in the compressive strength of HN as a function of temperature ([49]).

The *tensile strength* of concrete is much lower than the compressive strength. From fire resistance point of view, cracking in concrete is generally due to tensile stresses [49]. Under fire conditions, tensile strength of concrete can be even more crucial in cases where fire induced spalling occurs in concrete member [50]. The decrease in tensile strength of HN with temperature can be attributed to weak microstructure of HN allowing initiation of micro-cracks. At 200°C, concrete loses about 20% of its initial tensile strength. The decrease in tensile strength above 300°C is due to more pronounced thermal damage in the form of micro-cracks [49].

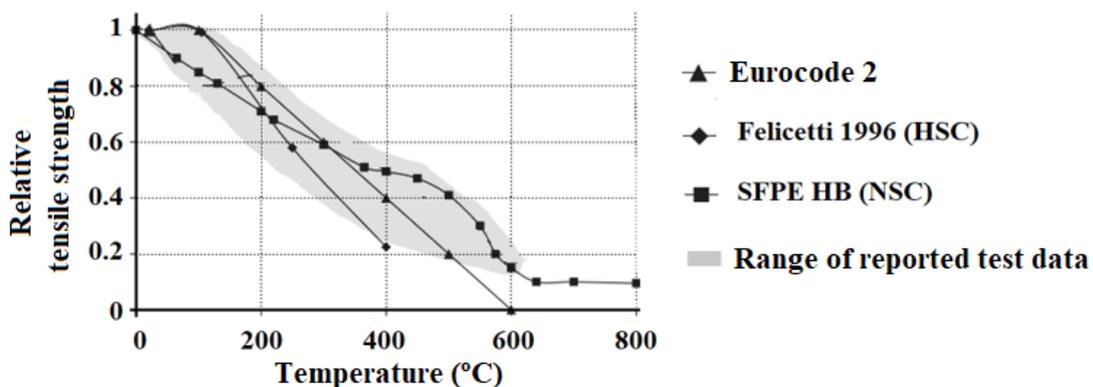


Fig 3. Variation in the tensile strength of concrete as a function of temperature ([49]).

At ambient temperature, the *elastic modulus* of concrete is dependent on the water-cement ratio, the age of the concrete and the amount and nature of the aggregates. The modulus of elasticity decreases rapidly with the rise of temperature, as shown in Fig 8. Others research has concluded that the modulus of elasticity of HN decreases at a higher rate with the rise of temperature than that of lightweight concrete (HL) [49].

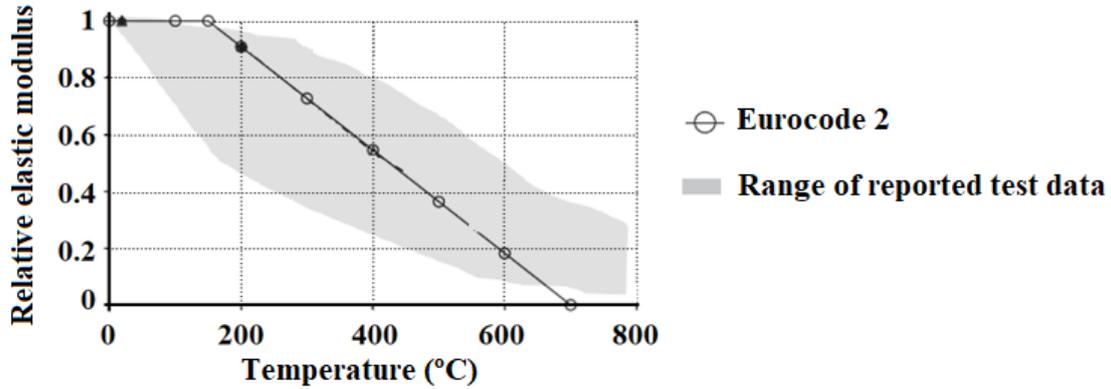


Fig 4. Variation of the elastic module of concrete as a function of temperature ([49]).

The analysis of any structure exposed to fire requires consideration of the deformation of the structure under the loads of the fire limit state. Deformation of materials at high temperature is usually described as the combination of five components:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el}(T, \sigma) + \varepsilon_{pl}(T, \sigma) + \varepsilon_{creep}(T, \sigma, t) + \varepsilon_{gr}(T, \sigma) + \varepsilon_{th}(T) \quad (1)$$

The mechanical response of concrete is usually expressed in the form of stress-strain relations, where the strain value includes the first three parameters of the Equation (1).

Generally, due to the decrease in compressive strength and the increase in ductility, the slope in these diagrams decreases with increasing temperature, as shown in Fig 9.

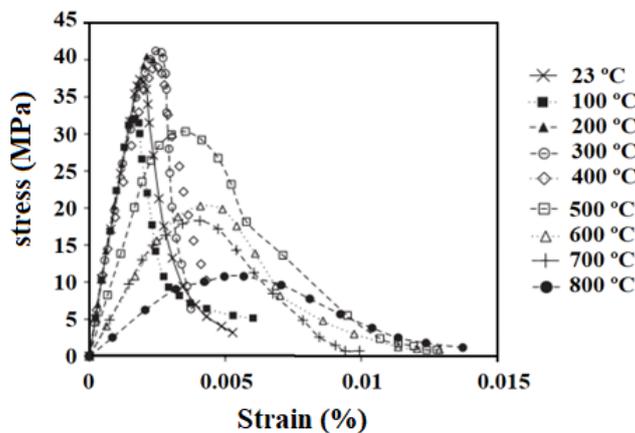


Fig 5. Stress-strain diagram as a function of temperature ([49])

Thermal properties, **thermal conductivity** ( $\lambda$ ) and **specific heat** ( $c_p$ ), govern the increase of temperature in concrete. These properties are influenced by the type of aggregate, moisture content, porosity, density or composition of the concrete [49,51].

Thermal conductivity of HN at ambient temperature is in the range of 1.4 and 2.5 W/mK. Fig 10 plot both the upper and lower bound values of the thermal conductivity as per Eurocode 2 provisions and this range is for all aggregate types. Overall thermal conductivity decreases with temperature. This decrease depends on the properties of the aggregates, the moisture content and the permeability [49]. Some researchers associate the gradual reduction of thermal conductivity with mass loss [52]. The water contained within the concrete starts to evaporate between 100-120°C. Subsequently, the dissociation of the water attached to the hydrated calcium silicate (C-S-H) occurs between 150-400°C. Finally, in the range of 400-600°C the greatest mass loss occurs, producing a weakening in the concrete.

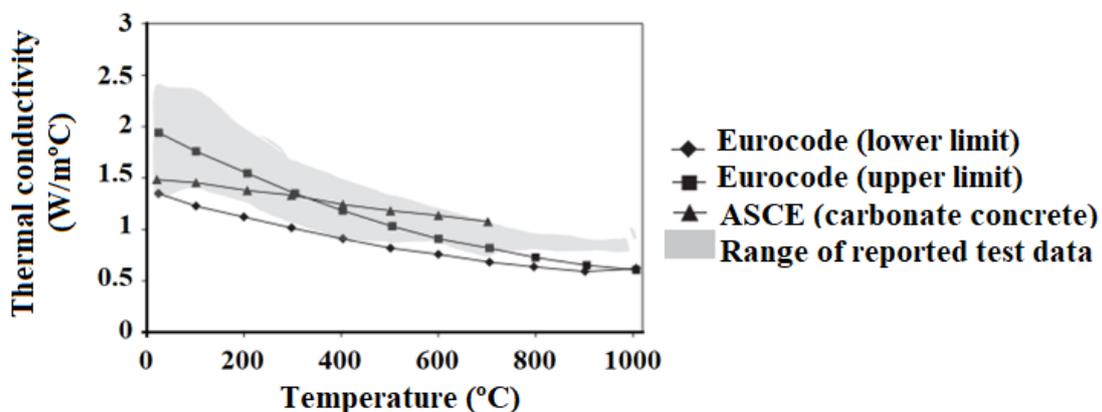


Fig 6. Variation of the thermal conductivity of HN with temperature ([49]).

The specific heat is a thermal property sensitive to physical and chemical transformations that take place in concrete at elevated temperatures. This includes the vaporization of free water at about 100°C, the dissociation of calcium hydroxide ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) into  $\text{CaO}$  and  $\text{H}_2\text{O}$  between 400–500°C, and transformation of some aggregates above 600°C [24].

Specific heat is therefore highly dependent on moisture content and the type of aggregate [46]. Carbonate aggregates have a higher specific heat in the range 600-800°C due to an endothermic reaction, which causes the decomposition of the dolomite and a large amount of energy is absorbed. This heat capacity minimises spalling and improves fire resistance.

Khaliq and Kodur [50] collected experimental data on specific heat of different concretes and compared them with the Eurocode, as shown in Fig 11. These results show that the specific heat remains constant up to 400°C, except for the values indicated in Eurocode 2 which increase slightly from 200°C. In the temperature range of 600 to 800°C the ASCE code and Kodur's work shows an increase in the specific heat value. This increase was identified as a consequence of an endothermic reaction caused by the dissociation of the clinker in the concrete [42] From 800°C the specific heat value is considered constant.

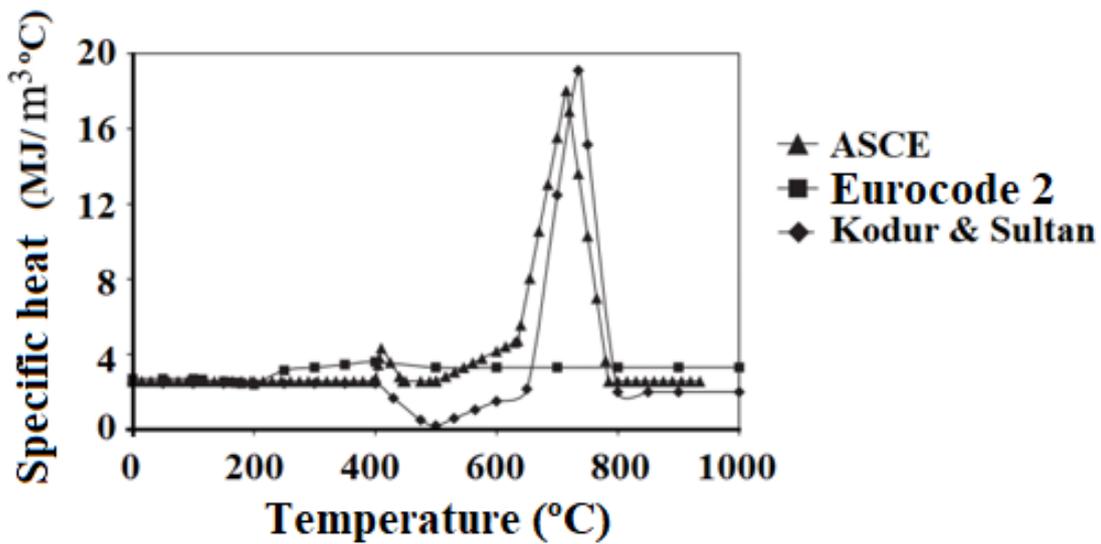


Fig 7. Variation of the specific heat of an HN as a function of temperature ([49]).

## 2.2.2 Lightweight concrete

The first reference of the use of lightweight concrete (HL) dates back to 3000 BC [53]. Since then, the use of this material has gone through different phases up to the present day. Nowadays, the light aggregates used in the manufacture of this type of concrete are produced in a very wide range of densities, from 50 kg/m<sup>3</sup> to 1000 kg/m<sup>3</sup>. Due to the significant reduction in the weight of the structure and the consequent savings in time and construction costs, HL is becoming an important and demanded structural material. In addition, its low density causes a high thermal insulation, which favours the reduction of thickness of roofs and walls.

Mechanical and thermal properties of HLs depend on the aggregates used. Additionally, these aggregates depend on raw materials and the process used in their production. HLs have more porosity than HNs, which causes lower compressive strength and lower modulus of elasticity in HLs [39,53]. The influence of high temperature on the mechanical properties of HL is not studied in depth. However, Eurocode 4 defines HL mechanical properties as a function of temperature.

Thermal properties of HL vary with increasing of temperature. These properties are significantly influenced by the aggregate type, the porosity, and the moisture content. There have been test programs for characterizing thermal behaviour of HL at high temperatures [39,52,54]. The increase of temperature causes chemical reactions that affect HL. When HLs are exposed to high temperatures, the free water within the pores and the chemically bound water consume a large amount of energy in their transformation into a gaseous state. The vaporization of the free water takes place at about 100°C and it is completely eliminated from 120°C.

In the range of 180 to 300°C, chemically bound water is removed by the decomposition of C-S-H (hydrated calcium silicate). Further research focuses on the problem of moisture migration caused by temperature difference in porous materials and how this affects them [55]. In the numerical models, the moisture movement within the HL is taken into account by modifying the specific heat.

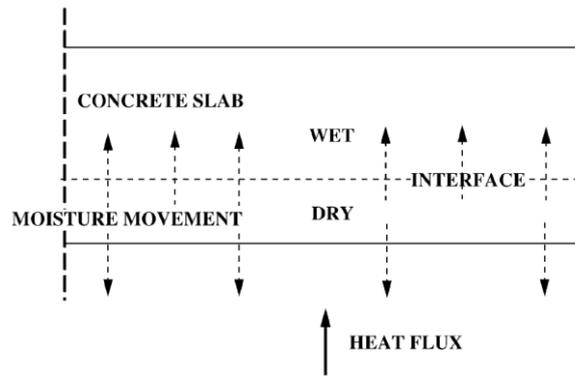


Fig 8. Heating of a slab: Interface between the wet and dry zones ([56]).

Despite all the studies carried out, there are very few standardized methods available for measuring thermal properties. Furthermore, the Eurocode 4 considers for any HL a constant value of 840 J/kgK for specific heat. In addition, thermal conductivity, varies linearly from 1 W/mK at ambient temperature to 0.5 W/mK at 800°C.

### 2.2.3 Steel

When a steel structure is exposed to fire, the steel temperatures increase and the strength and stiffness of the steel are reduced, leading to catastrophic failure. Unprotected steel structures tend to perform poorly in fires compared with reinforced concrete structures, because steel elements are usually much thinner and steel has a higher thermal conductivity than most other materials.

In order to design steel structures under fire conditions, it is necessary to know the mechanical and thermal properties. The variation of these properties with the temperature has been studied in depth and included in the current regulations [58].

The deformation of steel at high temperature is usually described by assuming that the change in strain consists of four components:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el}(T, \sigma) + \varepsilon_{pl}(T, \sigma) + \varepsilon_{creep}(T, \sigma, t) + \varepsilon_{th}(T) \quad (2)$$

The thermal strain is the well-known thermal expansion that occurs when most materials are heated. In 1988, Anderberg carried out four tests which obtained very similar linear relationships for the thermal expansion of steel [61]. At ambient temperature, the coefficient of thermal expansion is generally taken to be  $11.7 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ . At higher temperatures, such as those experienced in fires, the coefficient increases, and a discontinuity between 700 °C and 800 °C occurs [62].

Creep strain is relatively negligible in structural steel at normal temperatures. However, it becomes very significant at temperatures over 400 or 500 °C. In 1988, Kirby and Preston studied the creep of steel at elevated temperatures. This phenomenon is highly dependent on temperature and stress level [63]. Despite the great importance of creep deformations in steel structures exposed to fire, creep is often not included in the fire design process due to lack of data and the difficulty of calculations. The usual assumption is that the stress-strain relationships used for design include the likely deformations due to creep during the time of fire exposure.

The modulus of elasticity is required for buckling calculations. It is also used for elastic deflection calculations, but these are rarely used in fire conditions, as high temperatures quickly cause plastic deformations.

## 2.3 Composite slabs

### 2.3.1 Fire resistance of composite slabs

All buildings are vulnerable to damage from fire, which is usually the first accidental design situation to be considered in design. The main objective of structural fire safety is to restrict the spread of fire by guaranteeing the load-bearing capacity of the structure (criterion R), and the separating function of floors (criterion E and criterion I) for the required period of time. The required period of time is usually expressed in terms of fire resistance. The fire resistance is expressed in classes, ranging from 30 to 120 minutes. In general, a distinction is made between the fire resistance with respect to:

1) Load-bearing function

With respect to the load-bearing function of composite slabs, three failure modes are distinguished as mention in section 2.3.1.2. However in fire situations only bending failure is considered.

For the analysis of composite slabs, the European standard specifies a limit deflection of:

$$D = \frac{L_{\text{sup}}^2}{400 \cdot h_{\text{ct}}} \quad (3)$$

In those situations where the deflection exceeds  $L_{\text{sup}}/30$  the limit rate of deflection is used following Equation (4)

$$\frac{\Delta D}{\Delta t_m} \geq \frac{L_{\text{sup}}^2}{9000 \cdot h_{\text{ct}}} \quad (4)$$

2) Integrity.

This criterion is a measure for the ability to prevent the penetration of hot gases and flames through opening or cracks. In the case of composite slabs, the steel decking prevent the spread of fire and thus ensures integrity.

3) Thermal insulation.

To meet the insulation criterion, the temperature of the cold side of the composite slab must not exceed an average increase of 140 °C or/and a maximum increase of 180 °C at a single point. For composite slabs it is necessary to evaluate an effective thickness (Fig 16).

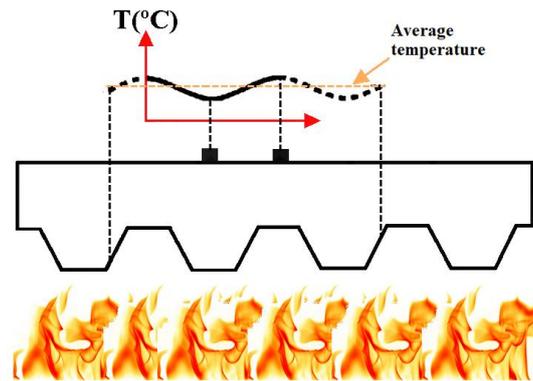


Fig 9. Theoretical temperature distribution on the unexposed surface of a composite slab.

### 2.3.2 Experimental research

Fire behaviour of composite slabs has been thoroughly researched since 1980. Many experimental studies have been conducted to investigate the performance of composite slabs in fire and the influencing factors, as shown in Table 1. In most of these tests, composite slabs are made of a steel decking and reinforced HN. Furthermore, the fire resistance of these elements was higher than 30 minutes.

Table 1. Summary of the experimental trials conducted ([75]).

References	Slab configuration	Dimension (m)	Secondary beam	Test load (kN/m <sup>2</sup> )	Fire load	Maximum deflection (mm)
TNO tests	Simply supported Continue	3.2x0.9	-	5.8	ISO 834	290 150
Cardington tests	Different configurations BRE corner	9.5x6.5 9x6 11x7	No protection	5.4	40 kg/m <sup>2</sup>	428 269 1000
BRANZ	Supported by 4 points	4.3x3.3	-	6 5.5	ISO 834	253
Purdue Tests	Supported by 4 points	4.6x4	With and without protection	9	ASTM E119 + cooling	250
Manchester tests	Biapoyada with restricted rotation	6.45x12	-	3.85-11.7	Parametric fire	33-103
FRACOF	Supported by 4 points	8.7x6.7	No protection	5.1	ISO 834	460
COSSFIRE	Supported by 4 points	9x6.7	No protection	3.9	ISO 834	550
CTU test	Supported by 4 points	4.5x3	-	1.8	ISO 834	300

In 1989, a project was launched involving the research centres CTICM (*France, Centre Technique Industriel de la Construction Metallique*), TNO (*the Netherlands Organisation for applied scientific research*) and, ARBED (*Luxembourg*). In this project, 25 fire resistance tests were carried out on composite loaded and unloaded slab [5,76–78]. These conditions made it possible to carry out individual thermal and structural analyses.

The thermal analysis carried out in twelve tests showed that the steel decking plays an important role in the temperature distribution in the slab. The structural analysis showed that the failure of composite slabs was controlled by the rupture of the reinforcement.

In the mid-1990s, a series of fire resistance tests were carried out in Cardington (UK) on full-scale eight-story steel framed building. These tests were carried out using different test configuration, such as restrained beams, plane frames and corner compartments at different locations of the building. A detailed description of each test, the main observations and implications, as well as the results, were included in a report for British Steel (1999) and in various research works [79,80]. These tests form the basis for the experimental and numerical modelling studies that have been carried out in recent years.

The results of the Cardington tests shown that composite slabs withstood the load without any collapse reaching deflections of 1/20th the length between supports, as well as temperatures in excess of 1000°C. These results were justified by the membrane effect on the composite slabs.

To prove that the fire resistance value can be increased when the membrane effect is considered, Bailey et al [81] carried out a test on a 9.5 m × 6.5 m composite floor at room temperature. The steel deck was removed during the test to take into account the fire effect. It showed that the failure load doubled that calculated from classic yield line theory.

In New Zealand, the BRANZ research centre (Building Research Association) carried out tests under fire conditions on a two-way simply supported composite slab (3.3 m × 4.3 m). The tests were carried out in a controlled furnace conditions according to the ISO 834 heating curve. The results obtained were compared with the current simple design method imposed in the standards. In addition to the experimental tests, different numerical models were developed. The results obtained in the thermal simulations showed that the temperature in the lower part of the slab was higher than in the tests, due to the buckling of the steel deck and its debonding from the concrete slab [88,89].

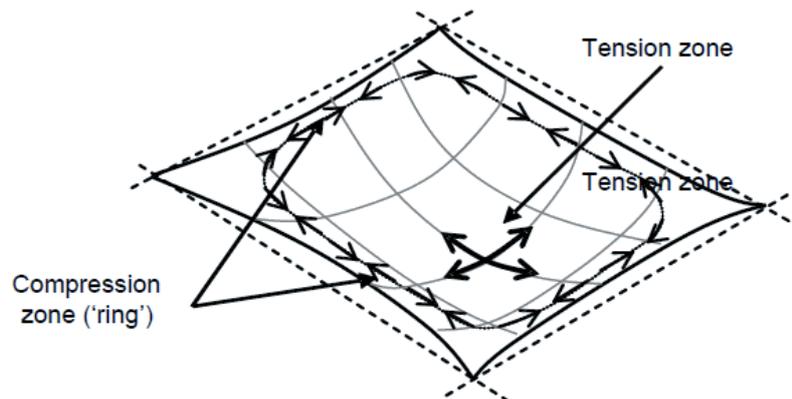


Fig 10. Membrane effect on slabs with restricted horizontal movement ([36]).

Bailey and Toh [85] conducted 22 small-scale fire tests on horizontally unrestrained concrete slabs. The test results were used to validate the design method previously proposed [86]. In addition, it was found that the failure of the structure was related with the fracture of the reinforcement. In 2008, in France, in the metal construction technology centre (CTICM) a composite slab (8.7 m × 6.6 m) was tested under control conditions. This test provide experimental evidence about the behaviour of composite steel and concrete floors exposed to the standard temperature-time curve and to promote the application of the design concept based on membrane action [84].

Fike and Kodur [87] presented experimental and numerical studies on steel fibre reinforced HN composite slabs. These slabs were supported by secondary steel beams to carry out the fire resistance tests. The results showed that the fire resistance of composite slabs can be significantly improved by the composite action of the beam-slab assembly and tensile membrane action.

Guo and Bailey [89] conducted experimental studies on the behaviour of composite slabs during the heating and cooling phases in real fires. The results showed that the behaviour of these structures depended on the heating and cooling rate, as well as, on the maximum temperature reached. In addition, the maximum temperature both on the unexposed surface and in the reinforcement mesh was reached during the cooling phase. These results highlighted the need to design these structures under different fire scenarios and conditions.

In 2017, Guo-Qiang Li et al [75], carried out 4 fire resistance tests on composite slabs made of trapezoidal steel decking and reinforced HN. The main objective of this work was to study the influence of boundary conditions, the location of the reinforcement, as well as, the membrane effect when using an unprotected secondary beam. The slabs maintained their behaviour for an REI90, and the results also showed that the design criteria used in Eurocode 4 is conservative and can be used for other geometries. These authors pointed out that during the tests, there was a debonding between the concrete and the steel decking.

In 2018, other researchers [90] carried out fire resistance tests on composite slabs, which were made of flat steel decking. In addition to the experimental tests, this work developed a numerical model to study the influence of the steel decking geometry on the heat transfer within the slab. This work analysed the temperature increase in the slab using different heating conditions and different types of profiled decking. The results showed that the re-entry zones have lower temperatures than the base. Therefore, the geometries help to reduce the amount of reinforcement required at the bottom of the composite slabs. Furthermore, it was shown that the steel decking profile allows compliance with the integrity criterion even after four hours of testing and reduces spalling and post-fire damage.

However, despite all the fire resistance studies carried out over the last few decades, none of the composite slabs have used HL in their manufacture. For this reason, this thesis focuses on the study of the fire resistance of composite slabs using lightweight concrete.

### 2.3.3 Numerical research

The complex behaviour of composite slabs under fire conditions and, the high cost and time required in the laboratory tests make numerical methods an interesting methodology to analyse this kind of problems. For this reason, in the last decade, the use of FEM has been implemented to find out the behaviour of any construction element in a fire situation. These tools are used to predict the thermal and structural behaviour of this type of structure in fire situations.

The main challenges in a thermal numerical analysis are related to the heat transfer within the concrete slab. It is therefore necessary to properly define the thermal properties of the concrete, the boundary conditions, the thermal contact between the steel decking and the concrete, as well as, to take into account the effect of moisture movement. Previous studies defined concrete as a solid element and the steel decking as a shell element. Researchers from TNO (Netherlands) developed a thermo-mechanical model in which an auxiliary element was introduced to model the radiation heat exchange between the fire environment and the steel decking [5,76]. This element was linked to an auxiliary surface where the standard ISO 834 heating curve was specified [18]. The use of this method avoided the introduction of empirical view factors.

Lamont [56] carried out parametric studies to investigate the most important factors affecting the temperature distribution within the slab. The results shown that the thermal conductivity of the concrete, the moisture content and the convection value on the exposed side were the most influential. However, steel decking was not considered and, therefore, aspects such as the emissivity of the steel or its geometry were not taken into account. Pantousa [95] simplified the thermo-mechanical model of composite slabs by sharing nodes between the steel decking and the concrete, assuming a continuity of temperature at the interface.

Recent works emphasizes the significance of development thermal analysis to address these problems [41,90]. Some of the most influential parameters that affect the thermal behaviour and as a consequence the structural behaviour are the thickness and geometry of the steel decking [82,102-105].

In 2019, Jian Jiang [100] from the National Institute of Standards and Technology (NIST), conducted a numerical research to study the effect of different parameters such as geometry, thermal boundary conditions (emissivity, convection phenomenon, view factor) and thermal properties, on the thermal insulation criterion (I). This work concluded that thickness and moisture content are the main parameters influencing the thermal insulation criterion. A new expression for the calculation of fire resistance in which the moisture content of the concrete was proposed.

With regard to structural analysis, the main challenges include properly accounting for the orthotropic behaviour associated with the profiled decking, as well as capturing the effects of material and geometric nonlinearities produced by the temperature [100]. Most of the previous studies of composite slabs in fire have focused on the structural response, with thermal analysis of the slab being used to provide input for the structural model. Therefore, the thermal challenges previously mentioned were not taken into account for the development of the thermos-mechanical model [56,83,101].

In 2019, a group of researchers carried out a numerical simulations to evaluate the fire resistance according to both insulation and load-bearing criteria. With respect to the thermal model, a layer of air was included between the steel decking and the concrete to simulate the debonding effect. However, it was only possible to obtain results in the thermal model due to the difficulty to provide air mechanical properties [102].

This chapter show the lack of information on the current state of the art related to thermal properties of HL at high temperatures. Furthermore, there is no available research work related to the behaviour of HL composite slabs under fire conditions. Therefore, the work presented in this dissertation represent a novel scientific contribution.

### 3 EXPERIMENTAL STUDIES

Mechanical properties of lightweight concrete, normal concrete and steel used in this research has been studied previously [12,66] and in the National Project BIA 2012-31609. In particular, density, modulus of elasticity and compressive strength for three types of lightweight concrete (HL) and a normal concrete (HN) have been defined. The ultimate load of these composite slabs has been also studied. This section describes the experimental testing conducted. Firstly, the thermal properties of lightweight concrete are studied using three techniques. The main results are presented. Then, the testing procedure is presented to study the fire resistance of composite slabs.

#### 3.1 Thermal studies

Thermal properties, specific heat ( $c_p$ ) and thermal conductivity ( $\lambda$ ), of HL depends on different factors such as moisture content and type of aggregate. However, Eurocodes set a constant value for specific heat of 840 J/kgK for any type of HL, and a linear variation of thermal conductivity as shown in Equation (5).

$$\begin{array}{l} \text{Thermal conductivity} \\ \lambda \text{ (W/m}\cdot\text{K)} \end{array} \left| \begin{array}{l} = 1 - \left( \frac{T}{1600} \right) \quad \text{si } 20^\circ\text{C} < T < 800^\circ\text{C} \\ \hline = 0.5 \quad \text{si } T > 800^\circ\text{C} \end{array} \right. \quad (5)$$

The different lightweight aggregates used to manufacture HLs make it difficult to define the thermal properties according to Eurocodes. Therefore, experimental tests were carried out to determine the thermal properties of HLs used in this research. The results obtained are used as input in the numerical simulation developed.

##### 3.1.1 Techniques used

Specific heat is a physical property that is defined as the amount of heat that must be supplied to one kilogram of a substance to raise its temperature by one unit. Three different techniques have been used for its determination: *Differential Scanning Calorimetry (DSC)*, *Laser Flash Technique (LFA)* and *Modified Transient Plane Source Technique (MTPS)* using a TCi thermal conductivity analyser. Each of these techniques will be explained in the following sections.

Thermal conductivity is a physical property of materials that measures the ability to conduct heat, and it is defined as the ability of a substance to transfer kinetic energy from its molecules to adjacent molecules or substances with which it is in contact. The two techniques used to determine the thermal conductivity of the samples have been the *laser flash technique (LFA)* and the *modified transient flat source technique (MTPS)* using a TCi thermal conductivity analyser.

The lightweight concrete identified as HL23 has been thermally characterised using the different methodologies mentioned. The lightweight concretes HL28 and HL37 have been characterised using only the MTPS technique. And HN has been characterised only at ambient temperature, whose values are  $\lambda=2.79$  W/mK and  $c_p=851$  J/kgK. This decision was motivated by all the information available in the bibliography, see section 2.2

### 3.1.1.1 DSC tests: Description and results

Differential Scanning Calorimetry or DSC, is a technique in which the difference in the amount of heat required to increase the temperature of a sample and reference are measured as a function of temperature. The main application of DSC is in studying phase transitions, such as melting, or exothermic decompositions. These transitions involve energy changes or heat capacity changes that can be detected by DSC with great sensitivity. The main objective of this technique is to measure the heat flow of the sample as a function of temperature or time. Additionally, it allows the **effective specific** heat of a material to be determined, i.e. the specific heat considering all transition phases of the material.

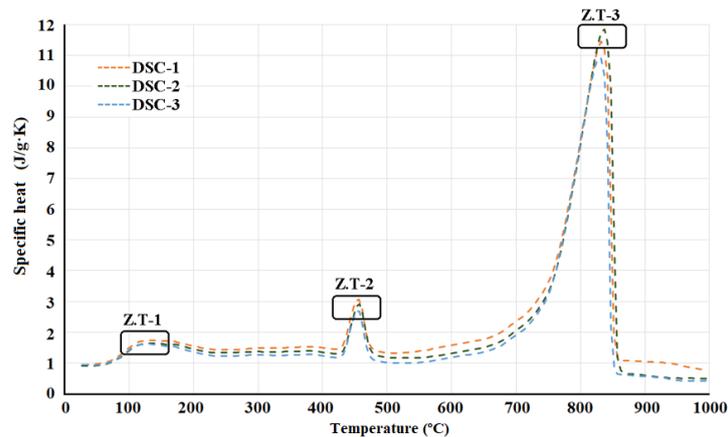


Fig 11. Specific heat obtained for HL23.

In Fig 11 the specific heat of HL23 is shown. There are three transition zones with endothermic peaks, which, according to previous works [49,110], are related to the thermal decomposition reactions of concrete. The results obtained show a similar behaviour to HN as indicated in the literature: the first reaction observed in the temperature range 100-200°C is caused by the vaporisation of the water within the sample. The second reaction takes place between 400-500°C and is due to the dissociation of calcium hydroxide or hydrated lime ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ). In this reaction, the greatest loss of mass is produced. Finally, over 800°C, the dissociation or decomposition of expanded clay occurs [117-119].

### 3.1.1.2 LFA tests: Description and results

The Laser Flash Analysis (LFA) technique aims to obtain thermal conductivity at different temperatures. The method used in LFA was developed by Parker [114] in 1961. In a vertical configuration as shown in Fig 12 a), the lower surface of a plane parallel sample is first heated by a short energy pulse. The resulting temperature change on the upper surface of the sample is then measured with an infrared detector. The typical course of the signals is presented in Fig 12 b). The higher the sample's thermal diffusivity, the steeper the signal increase. Using the half time ( $t_{1/2}$ , time value at half signal height) and sample thickness ( $d$ ), the thermal diffusivity ( $a$ ) and finally the thermal conductivity ( $\lambda$ ) can be calculated by means of the Equation (7). Furthermore, the ( $c_p$ ) of solids can be determined using the signal height ( $\Delta T_{\text{max}}$ ) compared to the signal height of a reference material.

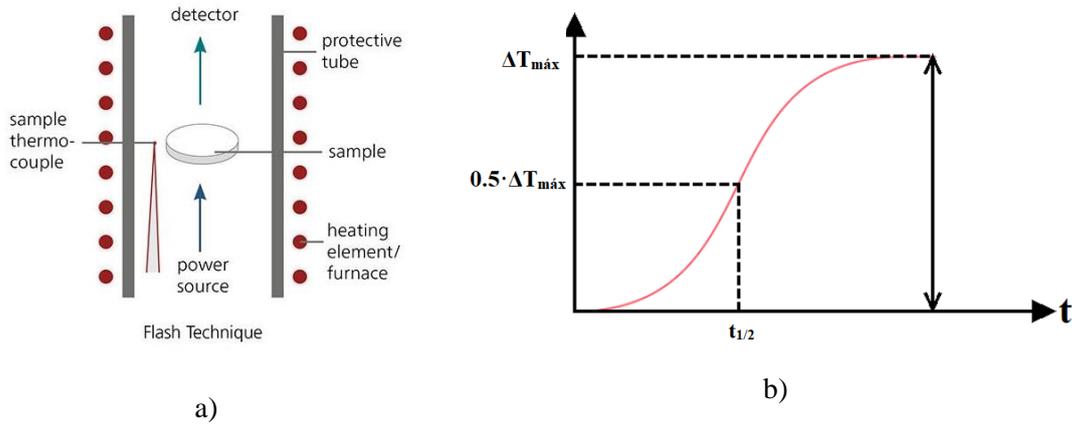


Fig 12. Principles of the LFA method([115] ). a) Measurement; b) Determination of the values

$$\alpha = 0.1388 \times \frac{\Delta x^2}{t_{1/2}} \quad (6)$$

$$\lambda(T) = \alpha(T) \times c_p(T) \times \rho(T) \quad (7)$$

In order to measure thermal properties with this technique, the used samples are powdered. A special holder is used. To measure thermal properties at different temperatures, different pressures are used to compress the samples. In this thesis, the concrete samples are tested under pressures of 100, 240 and 290 N/cm<sup>2</sup> which are equivalent to 100°C, 140°C, 220°C and 300°C.

### 3.1.1.3 MPTS tests: Description and results

Tests using the Modified Transient Plane Source Technique (MTPS) are a non-destructive tests (NDT). They employ a one-sided, interfacial heat reflectance sensor that applies a momentary constant heat source to the sample. Typically, the measurement pulse is between 1 to 3 seconds. Thermal conductivity and effusivity are measured directly, providing a detailed overview of the heat transfer properties of the sample material. In this work, thermal properties are measured using a C-Therm TCi analyser, which is based on a modified plane source (TPS) technique as described in ISO/DIS 22007-2.2 [116]

However, the *specific heat* is calculated from the density of the material tested and the direct measurement of thermal conductivity and thermal effusivity. According to the Equation (8):

$$c_p = \frac{E_f^2}{(\lambda \times \rho)} \quad (8)$$

Taking advantage of the possibilities of this technique, tests are carried out in different conditions as shown in Table 2.

Table 2. Test conditions.

TESTS	AMBIENT TEMPERATURE	Test conditions.
		2) Samples of <b>dry</b> around <b>0%</b> moisture content.
		3) Lightweight concrete samples <b>saturated</b> with around <b>10%</b> moisture content
	HIGH TEMPERATURE	4) Lightweight concrete samples <b>initially saturated</b> , around <b>10%</b> moisture content, subjected to a temperature-controlled ramp up to 160°C.

### 3.1.1.3.1 Ambient tests

For all the tests, the same methodology is used, which it is described below:

- 1) 20 samples are selected: 8 for HL23, 6 for HL28 and 6 for HL37.
- 2) The samples are weighed to calculate the bulk density of each sample. In this way the TCi software can determine their specific heat according to Equation (15).
- 3) The TCi test is carried out for each lightweight concrete specimen. Measurements are taken for 10 minutes, obtaining direct values of thermal conductivity and specific heat.
- 4) Two more tests are performed for each specimen, repeating the previous step.
- 5) The results are analysed in Excel.

Subsequently, tests are carried out on dry specimens using the same methodology. The samples are dried in an furnace following the UNE-EN 13183-1/AC:2004 standard [117]. The tests at ambient temperature end with tests on wet samples saturated with water until they reach a moisture percentage of between 10 and 15%. The moisture content ( $w$ ) is determined as a percentage following Equation (9):

$$w = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \times 100 \quad (9)$$

The results obtained are shown in the following tables.

Table 3. Average thermal properties measured on samples at ambient temperature.

Concrete	Density (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/m-K)	$c_p$ (J/kg-K)	w(%)
HL23	1837.83	1.38	1056.31	4.66
HL28	1811.84	1.26	1076.14	2.92
HL37	1914.09	1.12	969.44	2.63

Table 4. Average thermal properties measured on saturated samples.

Concrete	Density (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/m-K)	$c_p$ (J/kg-K)	w(%)
HL23	1946.71	1.78	999.39	10.86
HL28	1994.55	1.75	980.91	13.75
HL37	2068.30	1.41	949.71	9.21

Table 5. Average thermal properties measured on dry samples.

Concrete	Density (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/m-K)	cp(J/kg-K)	w(%)
HL23	1756.23	1.09	1028.69	0.00
HL28	1745.54	1.07	1036.87	0.00
HL37	1893.95	1.12	974.25	0.00

The results measured with the MTPS shows that moisture content has a great influence on thermal conductivity. Furthermore, the greater specific heat, the lower density.

### 3.1.1.3.2 Furnace tests

The maximum temperature at TCi can be used is 200°C. Taking advantage of this characteristic, lightweight concrete samples are dried in a furnace at the same time thermal properties are measured. The employed furnace, MTS 651 Environmental Chamber, enables the testing of materials within a range of temperatures. Therefore, a heating curve is used to measure thermal properties of lightweight concretes. The heating curve starts a temperature of 20°C and increases at a rate of 1°C/min to 70°C: This temperature is remained constant 20 minutes. Then, an increase of temperature with a rate of 1°C/min until reaches 100°C. This temperature is remained constant 40 minutes. The same procedure is followed for 120°C and 160°C. At this point, the process of lowering the temperature begins at a speed of 1°C/min. During the whole process of temperature increase, the values of thermal conductivity and specific heat are recorded for each of the samples.

The methodology used in the furnace tests is summarised in the following points:

- 1) The samples of the different HLs are saturated in water.
- 2) The samples are weighed and the bulk density determined, so that the program can determine their specific heat.
- 3) The temperature curve is programmed.
- 4) The sample is placed, and the test is performed.
- 5) The samples are weighed at the end of the test to determine the variation in moisture content.

The following figures shows the variation of thermal conductivity and specific heat with temperature for HL23, HL28 and HL37. HL23 and HL28 are more porous than HL37, so these concretes store a greater amount of free water. Thus, their thermal conductivity is higher in wet conditions. Once all the moisture content is dried, thermal conductivity of HL28 and HL37 is similar, reaching a value of 1 W/mK. Meanwhile, HL23 reaches a value of thermal conductivity close to 0.6 W/mK.

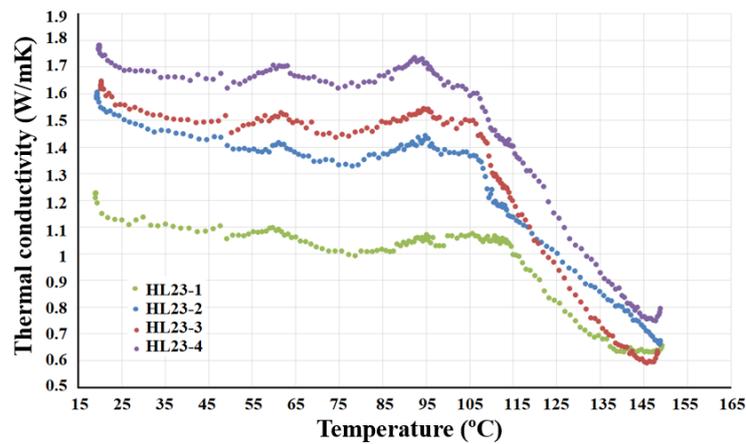


Fig 13. Thermal conductivity of HL23 in the temperature range of 20-160°C

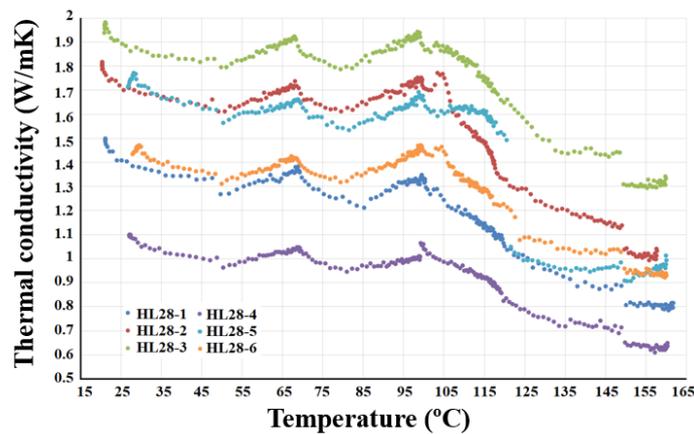


Fig 14. Thermal conductivity HL28 in the temperature range 20-160°C.

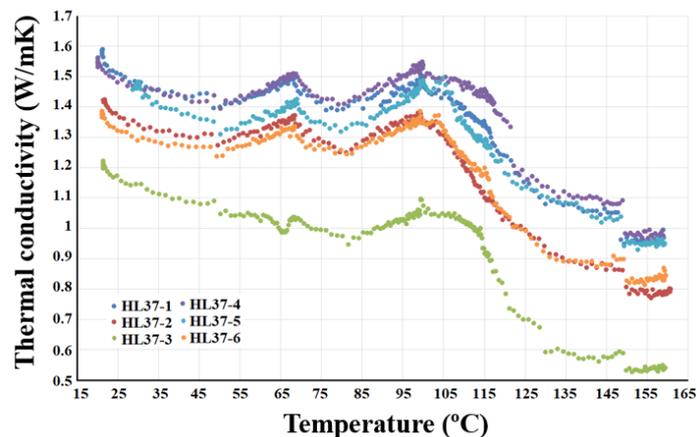


Fig 15. Thermal conductivity HL37 in the temperature range 20-160°C

The following figures show the variation of specific heat as a function of temperature. For all the samples, there is an increased on the specific heat at 115°C. Above this temperature, free water vaporization takes place and there is a modification of concrete microstructure. Therefore, the specific heat is affected.

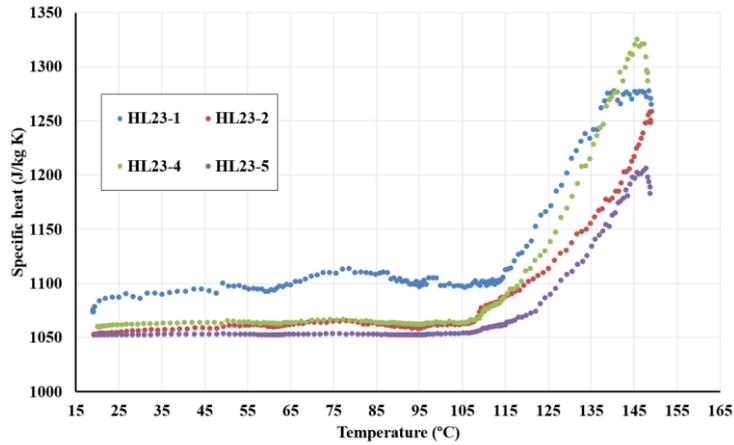


Fig 16. Specific heat of HL23 in the temperature range of 20-160°C at constant density

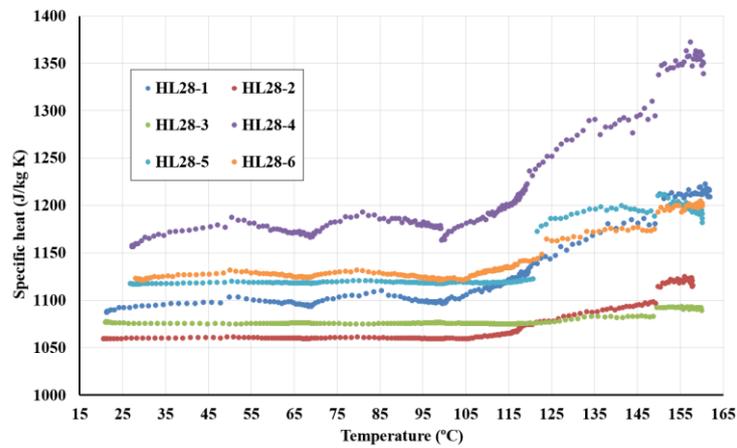


Fig 17. Specific heat of HL28 in the temperature range 20-160°C at constant density

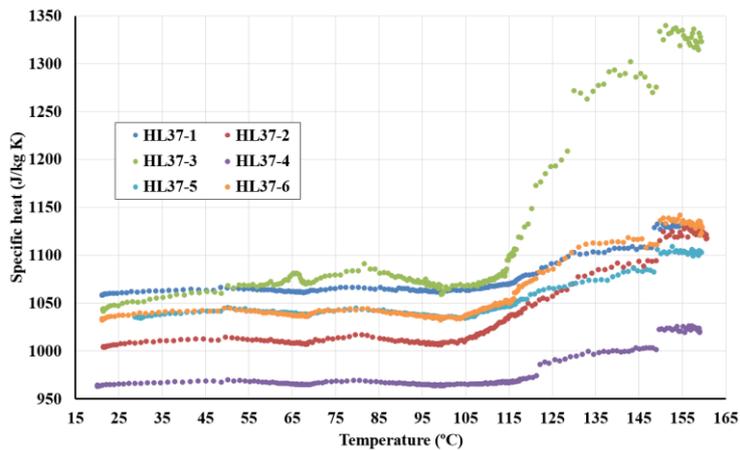


Fig 18. Specific heat of HL37 in the temperature range 20-160°C at constant density

## 3.1.2 Comparative of the technique for HL23

### 3.1.2.1 Specific heat of HL23

Fig 19 shows the variation of specific heat for HL23 at different temperatures determined with each of the test techniques used. In all cases, it can be seen that the temperature is an influential parameter and must be taken into account. Furthermore, the difference between the specific heat values of the LFA and DSC techniques with respect to the MTPS technique, indicates that there are significant differences between them.

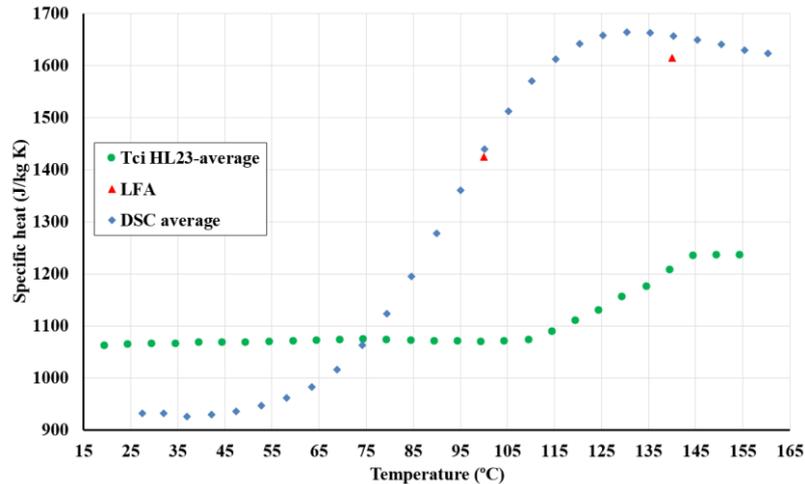


Fig 19. Comparative graph of the techniques used to determine the specific heat in the range 20-160°C

The specific heat measured with the LFA technique coincides with the values measured using the DSC technique. Therefore, the measurement of specific heat using these techniques are complementary. However, the specific heat measured using the MTPS technique remains constant up to 110°C. The MTPS technique should take into account the loss of mass caused by water vaporisation to provide an adjusted value of specific heat. Therefore, in order to use the MTPS technique to obtain an adjusted value of the specific heat at high temperatures, the density of the material should be measured as a function of the test temperature and applying the Equation (15) to make the corresponding corrections.

### 3.1.2.2 Thermal conductivity of HL23

Fig 20 shows the measurement of thermal conductivity using two techniques. Using the MTPS technique, thermal conductivity is measured constantly up to 150°C. The first sample measured with this technique has a lower moisture percentage than the other three samples analysed, which means that the conductivity value at ambient temperature is lower. When using LFA 447, based on ASTM E-1461 or DIN EN 821, the thermal conductivity is determined at specific temperatures in the range of 100 to 300°C.

The results obtained by the two techniques at 100°C differ due to the dehydration of the samples (the samples used in the LFA equipment must be dehydrated). Although, the water losses do not correspond, the measurements at the additional points of 220°C and 300°C are correct.

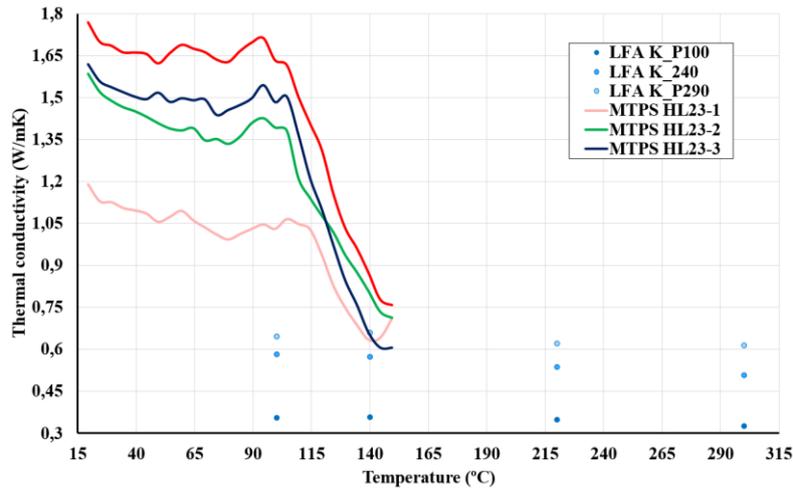


Fig 20. Comparative graph of the techniques used to determine thermal conductivity in the range 20-300°C.

The results obtained by the MTPS technique reflect the dehydration process up to 140°C and the consequent decrease in the value thermal conductivity of the material. Above this temperature, at which there is practically no water in the concrete, the values obtained by means of LFA can be considered valid. **The two techniques are complementary**, as shown by the continuity of the thermal conductivity values at 140°C and represented in Fig 21.

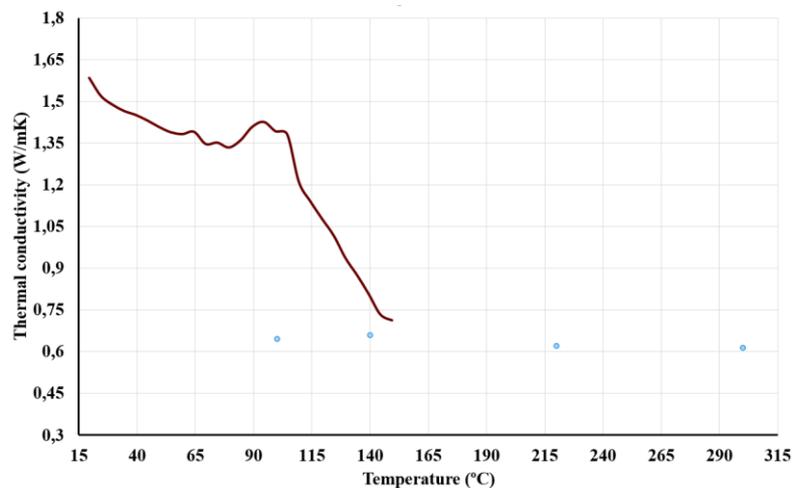


Fig 21. Determination of thermal conductivity using MTPS and LFA techniques.

## 3.2 Composite slabs fire resistance tests

The experimental tests study composite slabs made of trapezoidal steel decking of 1 mm thick and four types of concrete, three LWC and one NC, reinforced with polyolefin fibres. In the upper part of the slabs, a reinforcement mesh with steel bars of 2 mm in diameter was used to minimize shrinkage cracks in the concrete. The profile steel decking has a total width of 1120 mm, with 4 waves. The webs are inclined at a 71° angle and have several embossments to guarantee a good connection between the deck and the concrete. The shape of the profiles is shown in Fig 22.

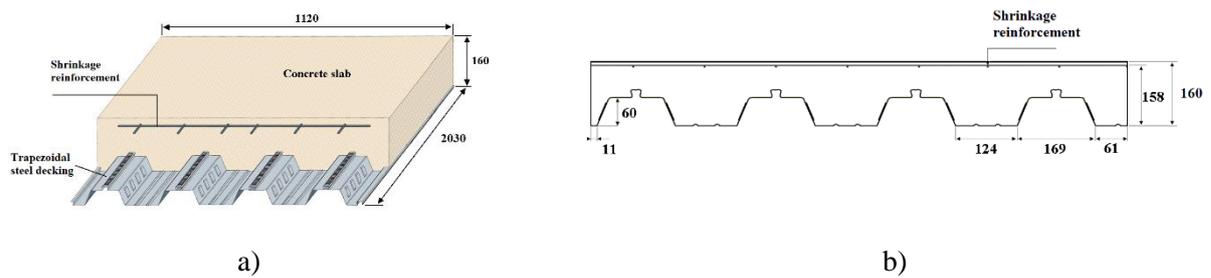


Fig 22. a) Trapezoidal steel decking in the composite slab. b) Composite slab cross-section. (dimensions in mm).

## 3.2.1 Test equipment

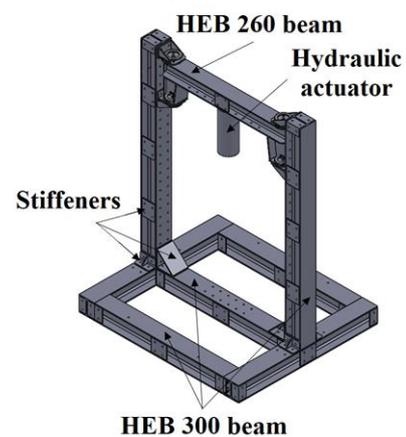
### 3.2.1.1 Furnace equipment

The furnace has been designed in compliance with the requirements of *UNE-EN 1363-1: 2000* [19], *UNE-EN 1363-2: 2000* [22], *UNE-ENV 1363-3: 2000* [118], and *UNE-ENV 13381-5: 2005* [28]. The internal dimensions of the furnace are 1000 mm wide, 2000 mm long and 1500 mm high, as shown in Fig 23. The furnace has a metallic structure composed of UPN160 profiles, and a 6mm steel decking enclosure. The steel decking enclosure protects the interior of the furnace. Furthermore, the furnace is lined with several internal layers of different refractory materials, which insulate the interior of the furnace.

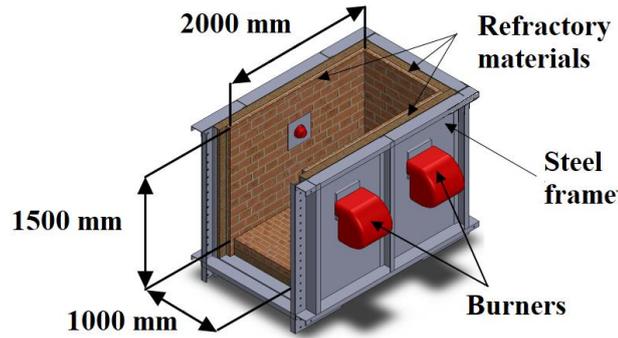
Furnace floor and wall insulation are made up of four layers with different refractory materials. This ensures correct thermal insulation and uniform conditions within the furnace. The floor of the furnace has an opening used to fix a vertical element or structure within the furnace to test it under fire conditions. In addition, the furnace includes a removable lid composed of a carbon steel outer decking and an inner layer made of refractory concrete reinforced with steel. The lid also has a central hole in order to apply a load by means of the hydraulic jack. In this way, pillars can be tested in the furnace under tensile or compression loads. The perimeter of the lid and the opening are protected with high-temperature insulation wool.



a)



b)



c)

Fig 23. Fire resistance furnace: a) Furnace and steel frame. b) Steel frame with rotating beam. c) Combustion chamber.

The materials that make up the refractory layers, as well as their thickness and density are shown in the following tables:

Table 6. Floor composition and main properties

Layers	Thickness (mm)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/mK)
Microporous insulation panel	40	350	0.0343
Ceramic fibre blanket	60	128	0.2888
Insulating refractory concrete	30	1300	0.5757
Dense refractory concrete	80	2800	2.79

Table 7. Wall composition and main properties

Layers	Thickness (mm)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/mK)
Steel	6	7800	57.37
Microporous insulation panel	40	350	0.0343
Ceramic fibre blanket	25	128	0.2888
Insulating refractory concrete	64	660	0.2733
Dense refractory concrete	30	2600	2.398

Table 8. Lid composition and main properties

Layers	Thickness (mm)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (W/mK)
Steel	6	7800	54.37
Insulating fibre blanket	100	128	0.1467
Insulating fibre blanket	75	128	0.4256
Dense refractory concrete	75	2800	2.79

Three RL 22 BLU burners are installed to apply the fire load. They are fueled by light oil and are designed to operate with two-stage of operation: low flame and high flame. The combustion head is designed to create partial smoke recirculation. Thus, NO<sub>x</sub> emissions are reduced. The burners deliver an average of 89-178 kW for the first stage and 116-261 kW for the second stage of power to the furnace.

The portal frame has been designed in compliance with the requirements of UNE 58112-5: 1991, UNE 58132-3: 2005, UNE 58132-3:2005 ERRATUM: 2005 standards. The main dimensions of the test rig are 3100 mm wide, 2700 mm long and 4000 mm high, as shown in Fig 24 a). The portal frame has a metallic structure composed of HEB300 profiles, including 20 mm stiffeners in the main joints (see Fig 24 b)). This steel frame includes a rotating beam, which allows the placement of the specimens on the furnace. The rotating beam either be open or closed as can be seen in Fig 24. This structure supports the hydraulic actuator loads as well as the dead weight, both closed and open positions.

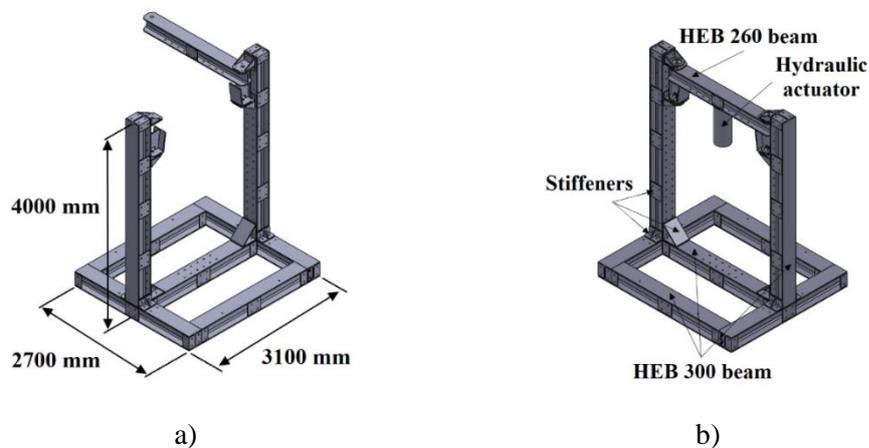


Fig 24. Portal frame: a) Open position; b) Closed position

### 3.2.1.2 Gas evacuation system

The gas evacuation system is composed of a horizontal duct, an auxiliary vein and a chimney including a butterfly safety valve, as shown in Fig 25. The first section, or horizontal duct, connects the furnace and the safety valve with a 500 mm diameter pipe including a single mitre bend made up of a 5 mm steel plate. The chimney connects the butterfly valve and evacuates the hot gases to the exterior of the furnace with a 300 mm diameter pipe.

In the horizontal duct, an auxiliary vein is placed. An air flux is injected in the main conduct via an axial flow fan at ambient temperature. This fan guarantees adequate values of pressure within the furnace and the temperature of the gases at the outlet of the chimney. The temperature of the outlet gases must be higher than 100°C to avoid possible condensation, and lower than 400°C, to preserve the integrity of the chimney pipe.

The butterfly valve is closed when the temperature of the chimney exceeds 400°C. Furthermore, the interior of the horizontal duct and mitre bend are lined with a cement-mortar with an insulation thickness of 100 mm.

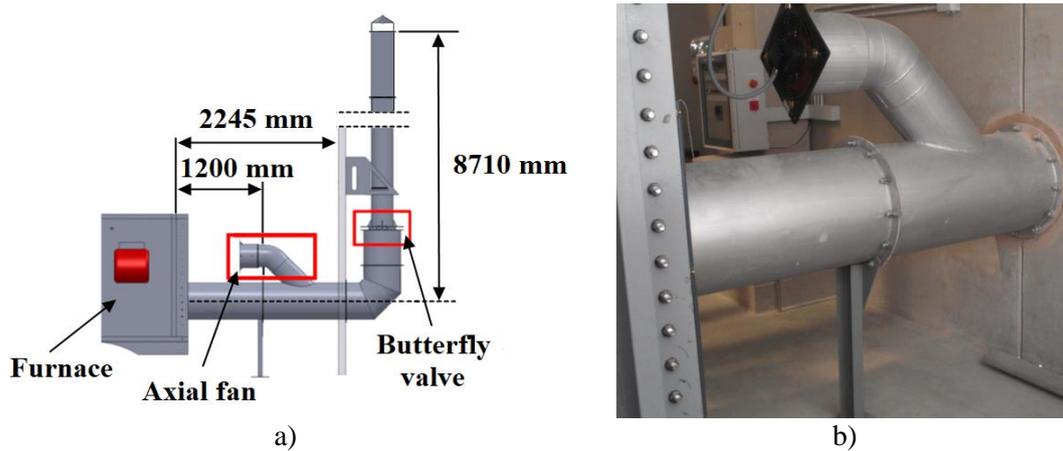


Fig 25. Gas evacuation system: a) Profile view; b) Auxiliary vein view.

### 3.2.1.3 Control of the fire resistance equipment

To provide a uniformly distributed temperature within the furnace a Proportional-Integral-Derivative (PID) controller was used. The PID controller/recorder of the Eurotherm brand and model NANODAC™ is used to control the operation of the fire resistance test furnace. This equipment controls the operation of the burners, the start of the fan coupled in the auxiliary vein and the safety valve.

The operation of the controller is as follows, as shown in Fig 26. The PID receives the measurements made by the pressure sensors and plate thermocouples and is compared to the setpoint values (SP). Depending on the difference between the two values, the PID sends start or stop commands to the burners.

To avoid a high temperature increase in the chimney as a result of the hot gases leaving the combustion chamber, the PID controls the fan start when the thermocouple placed in the chimney, where the safety valve, reaches 100°C. In addition, to avoid problems in the equipment, if this thermocouple reaches 400°C, the controller acts on the safety relays, which cut off the operation of the installation.

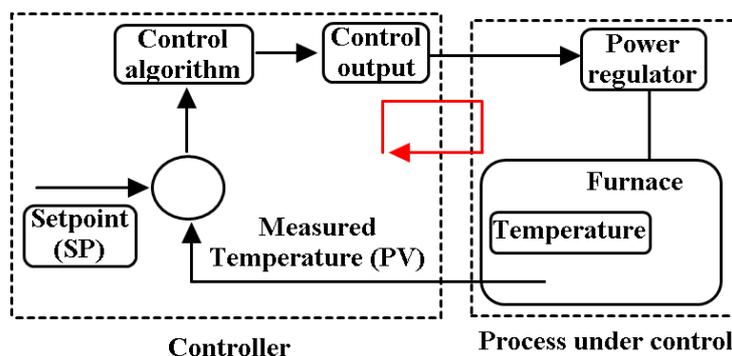


Fig 26. Operation of the controller

### 3.2.1.4 Measurement zones

The temperature distribution in each slab is measured using sixteen K-type thermocouples (see Fig 28). Four of the thermocouples (1A-2B-3A-4B) are used to monitor the non-exposed surface. These thermocouples were used to verify the insulation criterion specified in Eurocode 4. The other twelve thermocouples, placed in groups of three (7-10-14; 6-11-15; 8-9-13; 5-12-16), control the temperature within the slab at different depths.

Thermocouples in zone C at a depth of 160 mm are placed in contact with the steel decking (Fig 27). Likewise, thermocouples in zone D are placed in contact with the steel decking at the thinner part of the slab, at a depth of 100 mm (Fig 27). Zone E and zone F measure the evolution of temperature within the concrete at a depth of 100 and 40 mm respectively (Fig 27).

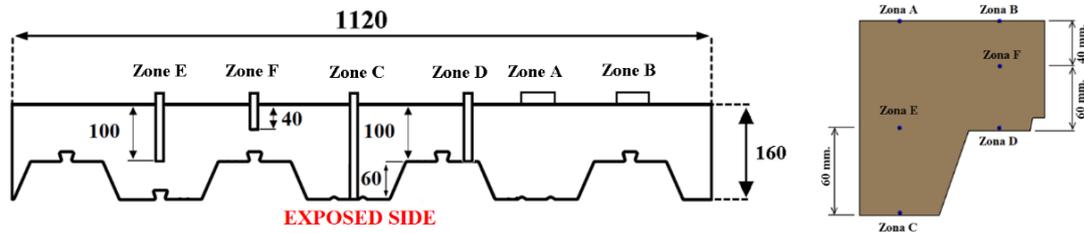


Fig 27. Measurement zones according to UNE-EN 13381-5:2016 [28].

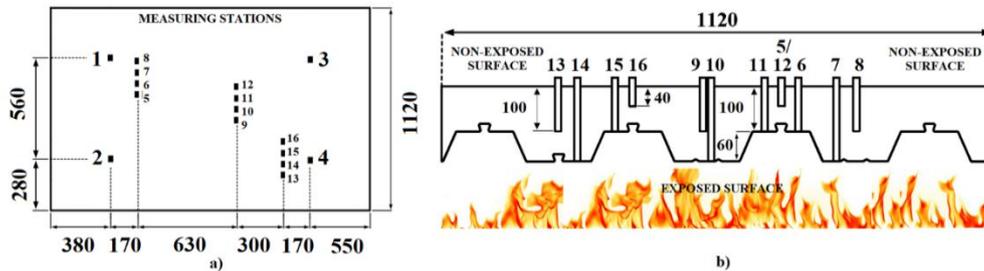


Fig 28. Arrangement of thermocouples according to (UNE-EN 13381-5:2016 [28]): (a) non-exposed surface top view. (b) cross-section detail.

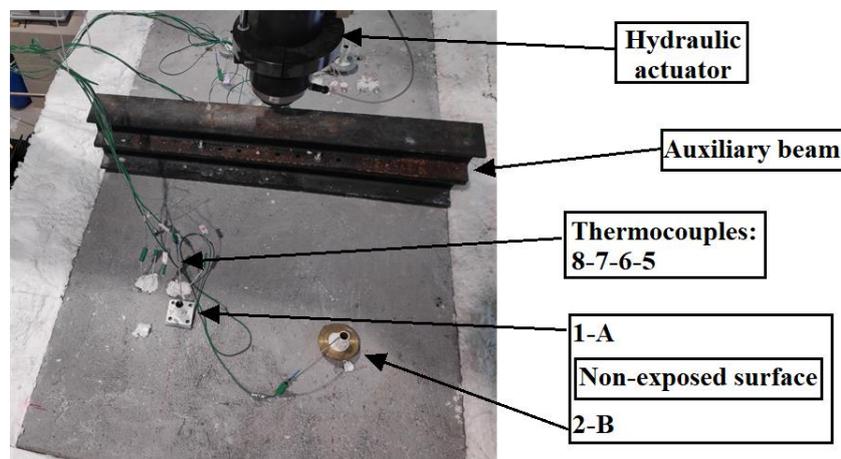


Fig 29. Arrangement of thermocouples at non-exposed surface.

### 3.2.2 Methodology

The specimens are placed over the furnace so that the bottom surface of the slab (the steel decking) is exposed to fire, while the upper surface (concrete) is exposed to the ambient environment. The gaps between the slab and the furnace walls are filled with ceramic fibre blanket to avoid heat losses.

The experimental tests followed standards UNE-EN 1363-1:2015 and UNE-EN 13381-5:2016 which set out the procedure for testing composite slabs under fire conditions. However, the beginning of this thesis was prior to the updating of the standard UNE-EN 13381-5:2016. In its previous version ENV 13381-5:2002, *"the magnitude and distribution of the load must be such that the moment caused by the applied load (P) taking into account the dead weight of the sample (measured or obtained by calculation from samples of the components) and the weight of the load distribution beams or plates, represents 60% of the calculated bending strength according to equation 7.5 (b) of ENV 1994-1-1:1992. The design bending strength must be calculated from the nominal material properties of the concrete rolled steel profile and the properties of the concrete used"*.

In the tests carried out in this work a constant load is applied to the centre of the slab at ambient temperature for 15 minutes, as shown in Table 9. If the deflection of the slab exceeds  $L/250$  (where  $L$  is the distance between supports) during the load application time, the applied load must be reduced.

The load applied in these fire tests is determined following Equation (10). It represents 60% of the maximum bending strength, which is calculated with the failure load of each slab at ambient temperature.

After the 15 minutes of constant load at ambient temperature, the slabs are subjected to the temperature-time standard curve (ISO 834). The test finish when one of the following performance criteria requirements of UNE-EN 13381-5 is reached:

- Following the considerations of the UNE-EN 13381-5 standard, the fire resistance test ends when the deformation is greater than **L<sub>sup</sub>/30**,
- The load bearing capacity criteria indicated in the UNE-EN 1363-1:2015 standard are exceeded, (according to the Equations (3) and (4)).
- Additionally, the UNE EN 13381-5 standard specifies that the fire resistance test ends when the temperature on the unexposed surface increases by more than 140°C.

$$P = \frac{4 \times 0.6 \times M_{\max,b}}{L} \quad (10)$$

Table 9. Load applied in the fire resistance tests.

Slab type	Ultimate load (KN)	Maximum bending moment (KN-mm)	Applied load (KN)
HL23	166	39806.3	52.2
HL28	168	40530	53.2
HL37	192	46320	60.8
HN	193	46561.3	61.1

The final assembly of the fire resistance test can be seen in the following figure.

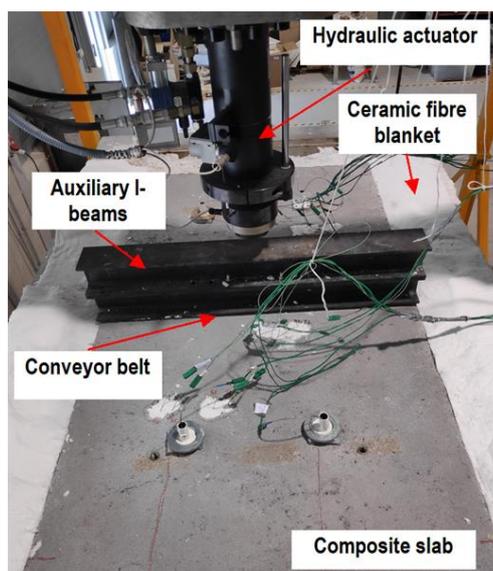


Fig 30. Assembly of the fire resistance test.

### 3.2.3 Results

During the tests, the water vaporization is observed. The water within the slab rises by capillary action to the surface of the slab, especially for the HLs, see Fig 27. This effect most evident in the first phases of the test, as shown in Fig 27 a). As the temperature of the slab increases, the movement of water from the interior to the unexposed surface and subsequent vaporization becomes more evident, as shown in Fig 27 b).

Once the test is completed and the furnace cooled, the samples are extracted and the effects of fire on the composite slabs are checked visually. The steel decking is seen to be modified in all the tests, see Fig 32. The fire causes the zinc layer that protects the steel decking to melt leading to the oxidation of the steel decking.



Fig 31. Water expelled during the test on the unexposed side of the slab: a) At the beginning of the test; b) At the end of the test.



Fig 32. Disappearance of the zinc and the oxidation of the steel decking at the end of the test.

### 3.2.3.1 Thermal results

To compare the results obtained, the average values for each type of slab and in each zone were plotted. The graphs are limited to 1800 seconds (30 minutes), which is the minimum time that a composite slab should resist fire according to the Standard [13].

The temperature measured on the exposed surface is much lower than the ISO834 curve, as can be seen in Fig 33. In general, three sections can be distinguished. In the first section, the temperature increases progressively until it reaches 100°C. This process takes approximately 300 seconds. From this moment on, the evolution of the temperature is limited, caused by water vaporisation and its movement within the slab. Finally, the temperature does not increase until the existing water has been eliminated or moved to higher layers. In the tests carried out, this process of temperature increase occurs in the final moments.

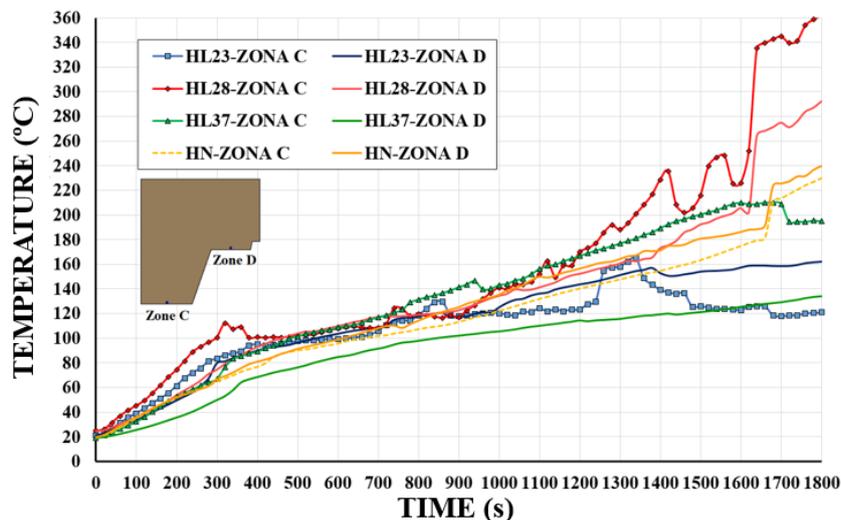


Fig 33. Average measured temperature on exposed surface.

The results show that the more porous the concrete, the sooner the temperature starts to rise. In addition, its evolution is influenced by the thermal conductivity and moisture content of the slab.

The temperature increase in zone E occurs first in the more porous materials HL, HL23 and HL28, which have very similar thermal behaviour, as shown in Fig 34. As the temperature increases in the lower zones, the tendency is for concretes with a higher thermal conductivity to increase their temperature more quickly and reach higher temperatures.

The increase of temperature on the non-exposed side is lower than the 140°C. Therefore, for all four types of slabs, the insulation criterion is satisfied. It is also seen that the temperature in zone B, where the profile is thinner, is higher than in zone A. Another characteristic, seen in Fig 35, is that the increase of temperature in lightweight concrete is lower than in normal concrete, so its thermal insulation capacity in fire conditions is greater.

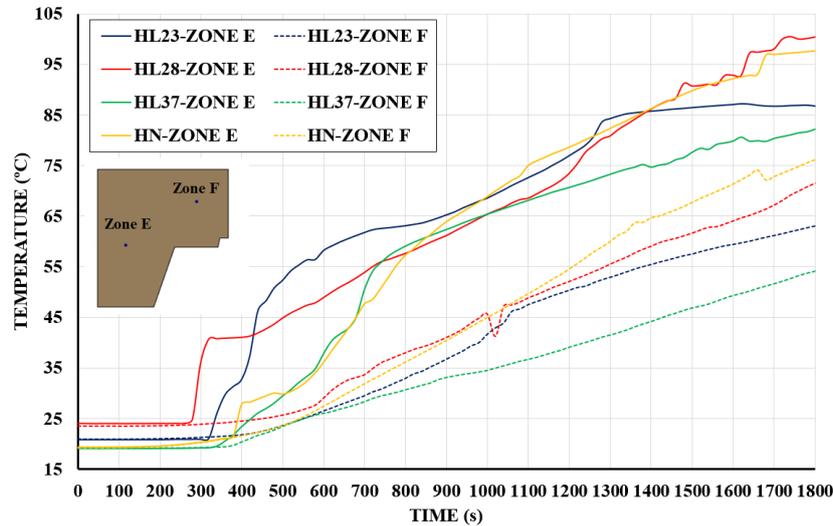


Fig 34. Average measured temperature within concrete.

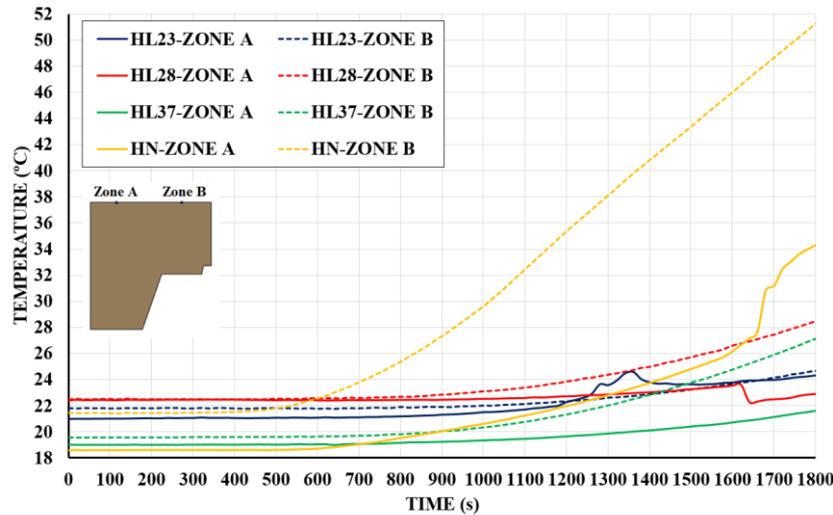


Fig 35. Average measured temperature on non-exposed surface.

### 3.2.3.2 Structural results.

The structural results are related to the resistance criterion (R) or bearing capacity of the structure, which determines the time a structure supports the design loads during exposure to fire. The conditions defined to analyse this criterion according to the UNE EN 13381-5 and UNE EN 1363-1 standards are the maximum permitted deflection ( $L_{sup}/30$ , according to Equation (4)).

In all the tests carried out, deflection is measured over the fire test to know how the temperature affects its value. At the end of the test, samples are removed to check their structural behaviour. It should be noted that in all the tests, debonding between the steel decking and the concrete is seen as shown in Fig 36.



Fig 36. Debonding between steel and concrete.

When the load is applied in the central area, this area withstands the greatest bending moment and consequently the maximum deflection. This means that the beginning of cracking and cracks begin in this area, becoming shorter in the supports. The cracks are distanced from each other, in a range of 10 to 18 cm, as shown in the following figure.

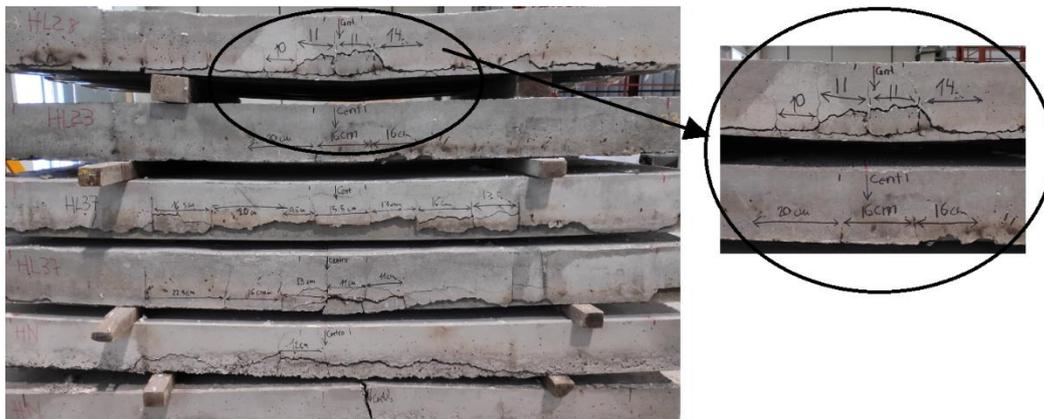


Fig 37. Composite slabs failure and separation of cracks.

Fig 38 shows the average vertical deflection for the four slabs studied. In this figure, only the vertical deflection from the beginning of the ISO834 curve is shown. The deflection measured for each type of composite slabs is very similar. The behaviour of composite slabs made with lighter concretes is especially similar. The HL23 and HL28 slabs behave practically identically up to 900 seconds. The mechanical behaviour of the HL37 slab is similar to HN during almost the entire fire resistance test, with differences only in the last section.

When the heating curve starts, there is an abrupt increase in the deflection for 60 seconds. From then on, there is a constant increase of deflection up to 300 seconds. After that, the increase of deflection is constant until the end of the test. HL23, HL28 and HN composite slabs fail before 30 minutes, when the deflection reaches  $L/30=61$  mm. However, HL37 composite slab achieves criterion R30.

The changes in the slope at the beginning of the test (see Fig 38), may indicate debonding between the decking metal and the concrete, as well as the growth of cracks

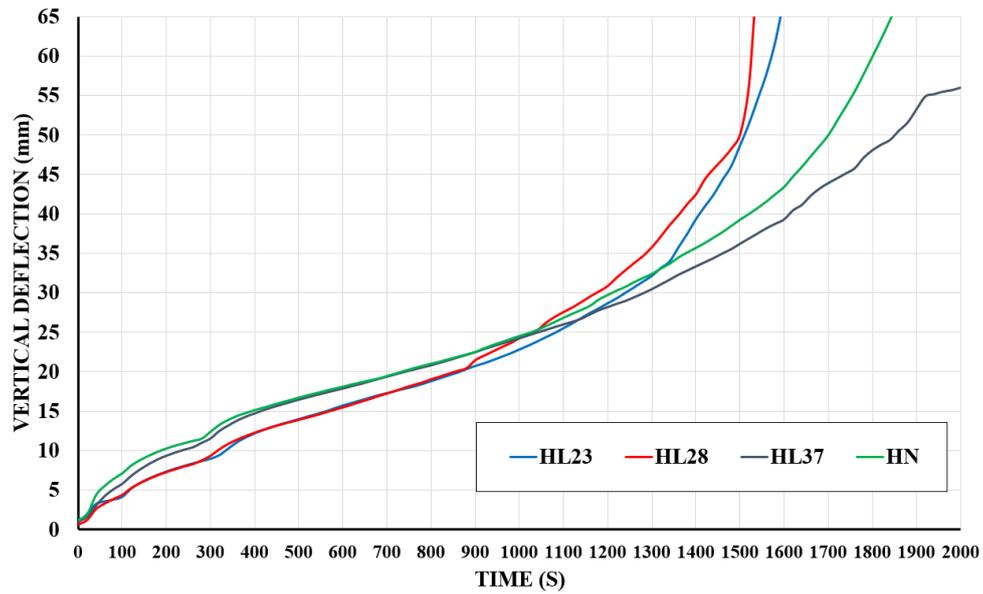


Fig 38. Comparative behavior of composite slabs studied.

## 4 NUMERICAL STUDY

### 4.1 Thermal model

#### 4.1.1 Description of the thermal model

##### 4.1.1.1 Geometrical model

In order to reduce computational costs, a simplified model is used, corresponding to 1/16 of the geometry of the slab. This simplification is possible due to the following considerations:

- The thermal boundary conditions are symmetrical in the XZ plane.
- There is symmetry in the longitudinal direction (Z), which allows the slab to be divided by the central transverse axis.

Based on these two conditions, the numerical model is simplified, see Fig 39. Previously the solution of the model, two options were considered for the modelling of the slab: with and without embossments. The influence of the steel decking embossments on the thermal behavior of the composite slab is negligible. For this reason, flat steel decking was used in this study to reduce the computational cost of the numerical analysis.

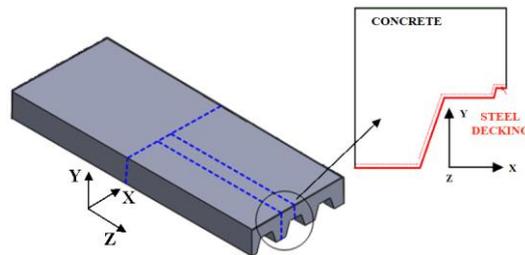


Fig 39. Geometry of the thermal model.

The geometry of the model is drawn in the design module of ANSYS Workbench. Fig 40 shows the geometry of the cross-section (XY plane). Furthermore, the model has a depth of 1030 mm. To provide cross-section temperatures and to validate the numerical model, six coordinate systems were created at the same points where the thermocouples were placed in the experimental tests (A, B, C, D, E, F zones), as shown in Fig 40.

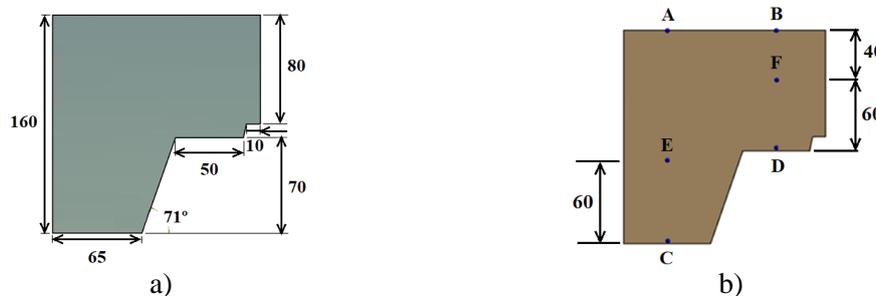


Fig 40. Geometrical model: a) Geometry and dimensions (in mm); b) Measurement areas thermal model

#### 4.1.1.2 Discretization of the model in finite elements

To ensure regular meshing, see Fig 41, different meshing controls have been used to obtain 86094 nodes and 20597 elements, reaching an average element quality of 0.9883 and an average orthogonal quality of 0.99283. For meshing the steel decking, shell type elements (SHELL131) with a size of 10 mm have been used, while for the concrete, solid type elements (SOLID90) with a maximum size of 14 mm have been used. The elements used for the thermal simulation are detailed below.

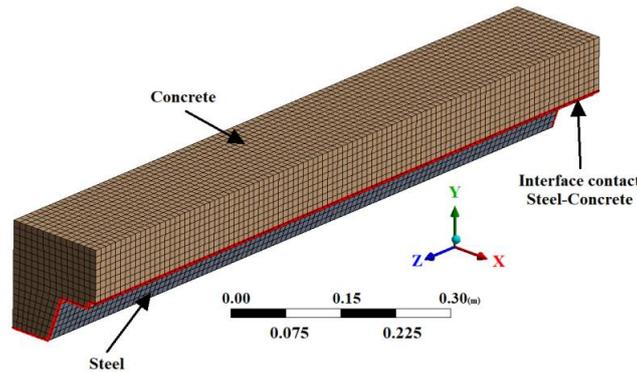


Fig 41. Meshing of the analysed slabs.

The characteristics of the elements used to discretize the geometric model are indicated below.

##### 4.1.1.2.1 SHELL131 element

In the thermal models, the SHELL131 element has been used to mesh the steel decking. The SHELL131 element is used in three-dimensional models that allow to conduct the temperature in the plane and through the thickness of the plate. It is defined by four nodes, which 32 degrees of freedom (temperature) in each node. This element defines thermal loads as convection, thermal flow and/or radiation.

##### 4.1.1.2.2 SOLID90 element

For concrete thermal modelling, the solid element SOLID 90 has been used. This 20 node element is used for three-dimensional static or transient thermal models. When thermal-mechanical coupled analyses are carried out, and the structural behaviour is analysed, this element must be replaced by the equivalent SOLID186 element. This element is described in section 4.2.1.2.2 of the coupled model.

##### 4.1.1.2.3 Contact elements between decking metal and concrete

The elements used to define the contact between steel decking and concrete allow the heat transfer between the two materials to be modelled. In thermal models, to obtain a good representation of the temperatures and thermal flows, the contact surface must be placed on the element with the lowest thermal conductivity. The contact surface of the concrete is defined with CONTA174 elements, while the side of the decking in contact with the concrete is modelled with TARGE170 elements. After different tests, the contact detection method is defined as Nodal-Projected Normal from Contact, which allowed the convergence of the models to be improved.

The preliminary step for the solution of the thermal model was to check the influence of the different types of contacts (bonded, frictionless and frictional) available in the ANSYS® software. The values obtained for temperature and heat flow were very similar, regardless of the contact used.

Another important aspect to consider when modelling the heat transfer between the CONTACT and TARGET surfaces is the definition of the thermal contact conductance (TCC) coefficient, whose units are W/m<sup>2</sup>C. This parameter makes it possible to model temperature discontinuities gaps and to simulate heat transfer in the contact.

There are few research works in which the interface between concrete and steel in composite slabs has been studied as the one presented in this research. Ghojel identified that heat transfer at the interface between both materials depends on two main parameters: the contact between the two materials and the existing gap [128]. Other works point out that the TCC can be considered a constant value of 200 W/(m<sup>2</sup>K) when it comes to columns [129]. However, other works have proposed a much lower constant value of 38.1 W/(m<sup>2</sup>K) [130].

As mentioned previously, there is a debonding between the steel decking and the concrete, causing a modification of the boundary conditions and heat transfer. Therefore, to take into account the increasing gap between steel deck and concrete, the thermal resistance at the contact interface is modified using APDL (Ansys Parametric Design Language) programming.

In order to simplify model calculations, linear bonded contacts are defined. Taking advantage of the possibility offered by ANSYS, the TCC parameter is used to define the effect of material debonding on the variation of heat transfer, which, in the contact area, is indicated in the following equation.

$$Q_{CC} = k_{CC} \times (T_{c,T} - T_{c,C}) \quad (11)$$

Initially, in the first models developed, the TCC value remained constant. However, due to the fact that the contact between the steel decking and the concrete is not perfect and there is an interface between both materials, the TCC value has been programmed by APDL as a function of temperature, as shown in Table 10.

Table 10. Relationship between the ambient temperature in the furnace and the kCC value.

Temperature (°C)	kCC (W/m <sup>2</sup> °C)
20	10
604.5	10
607	15
673.7	15
675.2	20
827.1	20

The ANSYS® software requires certain specific data, which cannot be determined by other means, to solve the element matrices and problem load vectors. This data is defined as "real constants" and the contacts are part of this group. In this thesis, the modification of the contact properties is carried out by using the APDL code. To this end, Table 10 is defined as a function of the simulation time, and its values are loaded into the CONTACT and TARGET elements. The APDL code used for each of the contacts is shown below:

### 4.1.1.3 Material properties

In the analysis of composite slabs subjected to fire using numerical techniques, it is important to know the variation in the thermal properties of the steel decking and the concrete. In case of fire, thermal conductivity and specific heat are function of temperature, which means that the models are non-linear.

The thermal conductivity and the specific heat of steel follow the values indicated in Eurocode 4. The thermal conductivity of steel decreases with temperature until 800°C. Thereon, its value is constant. The specific heat usually has greater influence on the fire-exposed steel structure than the thermal conductivity.

Heat transfer in concrete is greatly influenced by the moisture content. Movement of water within the concrete is accompanied by significant energy transfer, associated with the latent heat of water and the heats of hydration and dehydration. As mentioned previously, the temperature increases as a slower rate above 100 °C. This effect is more significant for higher values of moisture content, constituting a latent heat due to vaporization process that consumes a lot of heat. Thus, leading to longer delays in the temperature rise within the concrete, and a plateau in the temperature history becomes evident for the moisture content of 7% or higher. After most of the moisture has evaporated (at temperatures exceeding about 150 °C), the temperature in the concrete rises more rapidly. This effect of moisture evaporation is modelled by modifying the specific heat in the range of 90°C to 200°C.

The thermal conductivity of concrete decreases with rising temperature. For design purposes thermal conductivity of HN follows the upper limit in the Eurocode 2. However, the thermal conductivity for HLs is shown in Fig 42 and its values follows the experimental results described in section 3.1.

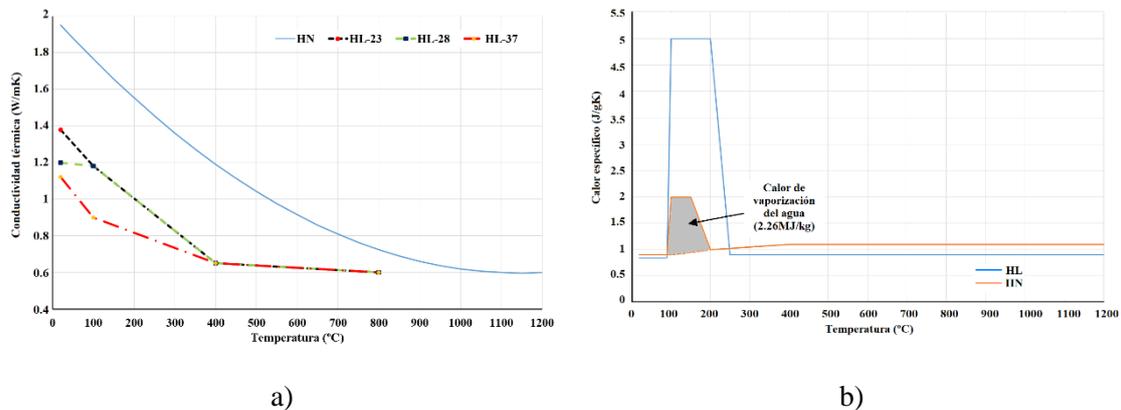


Fig 42. Thermal properties used for light and normal concretes: a) Thermal conductivity; b) Specific heat

### 4.1.1.4 Boundary conditions

An initial temperature of 20°C is applied. On the non-exposed surface a constant convection coefficient of 9 W/(m<sup>2</sup> K), which takes into account radiation effect. The heat flow exchange between the exposed surface of the steel decking and the fire environment, takes into account convection and radiation heat transfer mechanisms as Eurocode 1 defines. The steel decking is subjected to standard fire condition. Owing to the obstruction to direct fire exposure caused by the ribs of the steel decking two convection coefficients are used: 25 W/(m<sup>2</sup> K) for the web and

15 W/(m<sup>2</sup> K) for the lower and the upper flange. Profile steel decking is usually made of galvanized cold-formed steel. The emissivity value of 0.7 specified in Eurocode 4 does not consider the lower emissivity value of the zinc used in the galvanization. Therefore, in this work a constant emissivity value of 0.4 is used. Fig 44 shows the thermal boundary conditions.

The emissivity of the surface ( $\varepsilon$ ), the Stefan-Boltzmann constant ( $\sigma=5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ ) and the view factor ( $F_{ij}$ ) are used for the radiation surface conductivity matrix. The heat transfer due to the radiation phenomenon follows Equation (12)

$$Q_R = \varepsilon \cdot \sigma \cdot F_{ij} \cdot (\theta_{c,amb}^4 - \theta_{c,SD}^4) \quad (12)$$

Where  $Q_R$  is the radiation heat flux (W/m<sup>2</sup>);  $\theta_{c,amb}$  is the ambient temperature of the fire (ISO834 curve in K); and  $\theta_{c,SD}$  is the steel decking temperature (K).

The view factor represents the proportion of radiation which leaves the emitting surface and strikes surface receiving. Its value depends on the size of the emitting surface, on the distance between emitting and receiving radiation surface, and on the orientation between both surfaces. The view factor of the lower flange is generally taken as unity ( $F_{LF} = 1$ ). The profile of the steel decking provides a shielding effect at the web and the upper flange. Thus, the view factor for the web and the upper flange are lower than 1. They are calculated following the Eurocode 4. Resulting expressions for the view factors of the upper flange ( $F_{UF} = 0.58$ ) and the web ( $F_{WEB} = 0.75$ ) are presenting in Equation (13), where the geometric parameters are shown in Fig 43.

$$F_3 = \frac{\sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} - \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}}{l_3} = 0.58$$

$$F_2 = \frac{\sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2} + (l_3 + l_1 - l_2) - \sqrt{h_2^2 + \left(l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}}{2 \times \sqrt{h_2^2 + \left(\frac{l_1 - l_2}{2}\right)^2}} = 0.75 \quad (13)$$

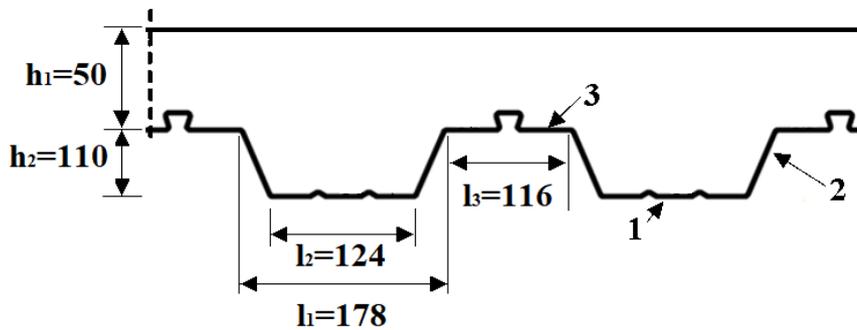


Fig 43. Geometric parameters of the slab used in the calculation of the shape factor.

The applied thermal boundary conditions are shown in the following figure.

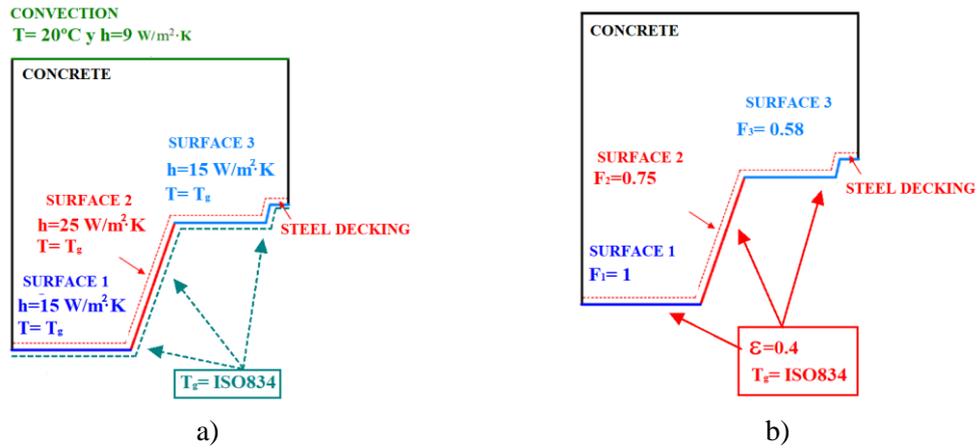


Fig 44. Thermal boundary conditions : a) Convection; b) Radiation

### 4.1.2 Results and experimental validation

Zones C and D group the thermocouples placed at the interface between the steel decking and the concrete. The temperature measured in these zones is very similar in the four numerical models developed (see Fig 45), with the temperature in the HN being slightly lower in the first moments. In section 3.2.3, it has been indicated that there is a difference in temperature between zone C and D, which can also be seen in the results of the numerical models. However, in order to clearly appreciate the trend of each type of concrete and to be able to validate the thermal model, Fig 45 shows the average temperature obtained in zones C and D, for the experimental and numerical data.

The results show that the numerical model is capable of qualitatively representing the physical phenomenon occurring in zones C and D of the slabs experimentally analysed. Initially, although the temperature increase in the numerical model is slower, it is possible to reproduce the experimental heat transfer phenomenon. After 450 seconds, the numerical model reproduces the thermal behaviour of the experimental tests for the four types of slabs studied. Showing differences for HL28 from 1250 seconds.

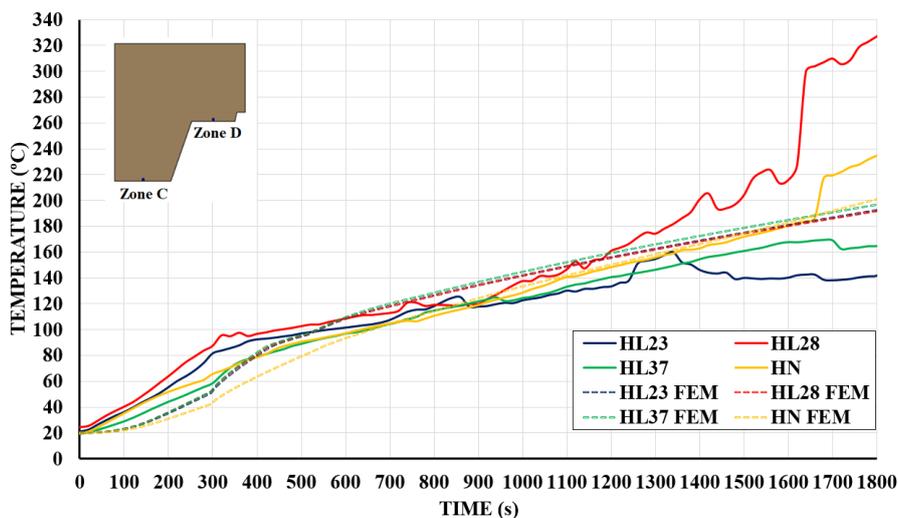


Fig 45. Comparison of experimental results and FEM in the contact zone between steel plate and concrete. Zone C and zone D.

The temperature within the concrete (zone E and zone F) is highly influenced by the thermal conductivity and is shown in Fig 46 and Fig 47. The temperatures obtained in the simulations are similar to the experimental ones during the first 300 seconds. From that moment on, the movement and diffusion of water, caused by its vaporisation, makes it difficult for the numerical models to follow the experimental values.

The values obtained from the simulations for zones E and F reproduce the experimental behaviour for all the concretes studied during the first 300 seconds, as well as the moment in which the temperature increases. For zone E, although the numerical models for HL23 and HL28 (see Fig 46) are unable to simulate the rapid increase in temperature in the interval from 300 seconds to 500 seconds, it is observed that they reproduce the trend of temperature increase. The temperatures at the end of the thermal analysis are close for HL23. On the other hand, it is possible to quantitatively simulate the thermal behaviour for HL37 and HN slabs in the Zone E during the entire thermal analysis (see Fig 47). For zone F, the experimentally measured temperature increase is simulated and reproduced for all four types of slabs.

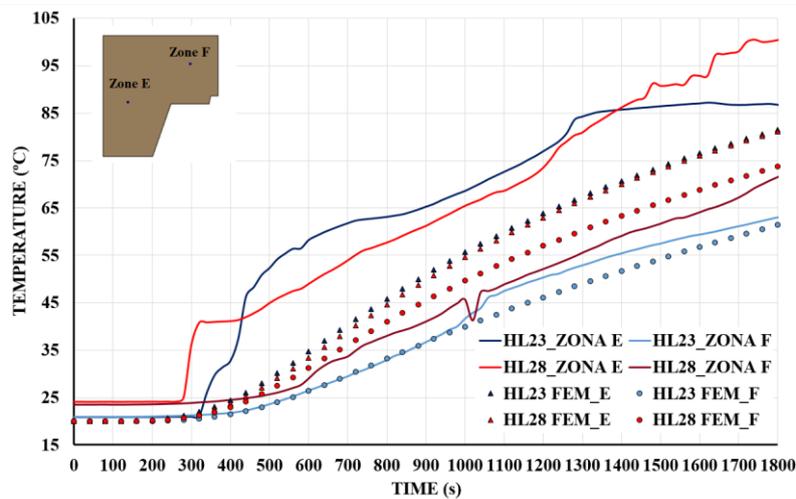


Fig 46. Comparison between experimental and numerical results in zones E and F for HL23 and HL28

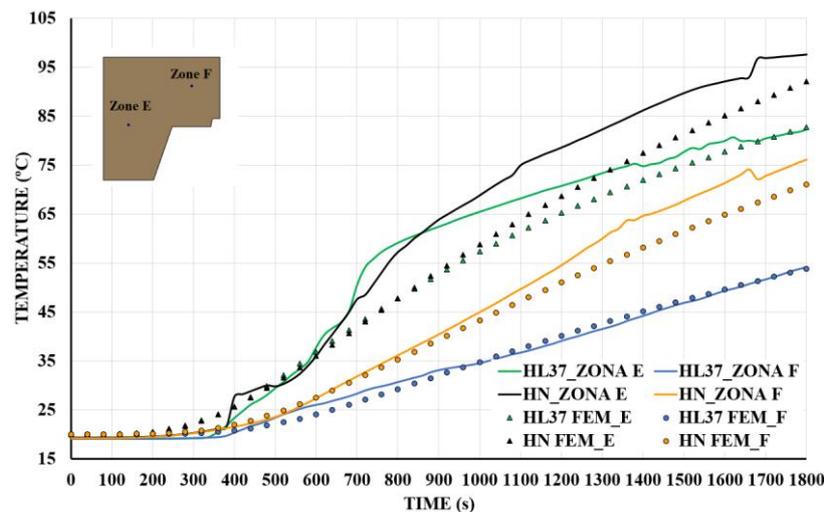


Fig 47. Comparison between experimental and the numerical results in zones E and F for HL37 and HN

On the unexposed surface, the thermal values of the numerical model have been made representative of the experimental data obtained. Fig 48 and Fig 49 show the evolution of temperature in the different zones (A and B). Furthermore, it can be seen that the thermal insulation criterion, as in the experimental case, is met for the whole range of temperatures.

The trapezoidal geometry of the slabs provides a non-constant temperature on the unexposed surface, see Fig 48 and Fig 49.

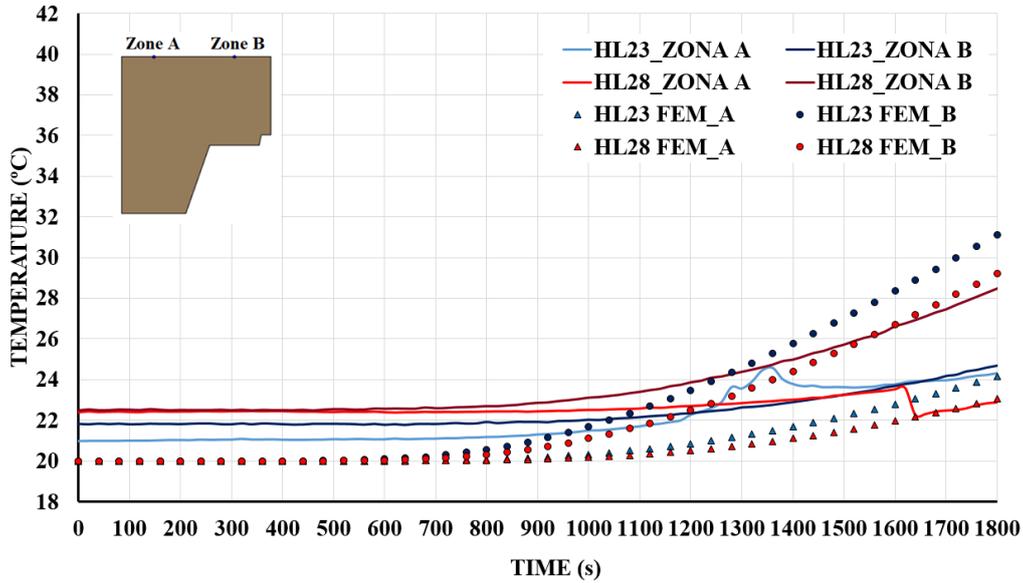


Fig 48. Comparison between experimental and numerical values in zones A and B: for HL23 and HL28

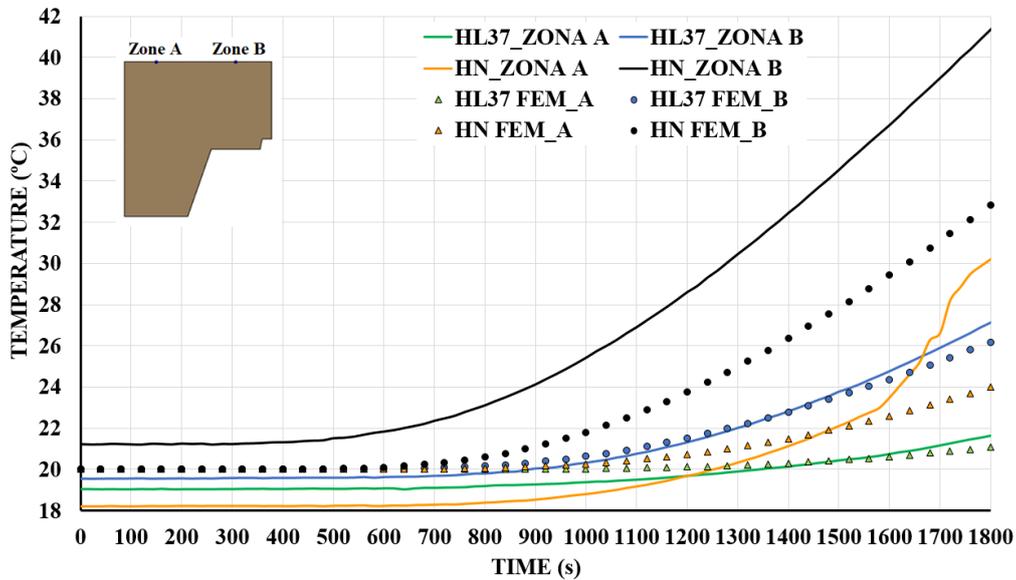


Fig 49. Comparison between experimental and numerical values in zones A and B: for HL37 and HN.

## 4.2 Thermo-mechanical coupled model

### 4.2.1 Description of the thermo-mechanical model

#### 4.2.1.1 Geometrical model

The embossments increase the adhesion between the steel and the concrete. The geometric modelling of the embossments makes convergence difficult and increases the computational cost. There are other forms to simulate this phenomenon such as the correct definition of the contacts. For this reason, a flat steel decking is simulated, and a bonded contact is used.

The boundary conditions applied cause that the slab behaves like a beam, which allows the transversal component to be neglected and reduces the study by half in X axis. In addition, there is symmetry in the longitudinal direction (Z), which also allows the slab to be divided by the central transverse axis of the slab. Based on this, the numerical model is simplified to 1/16 of the geometric model of the actual composite slab.

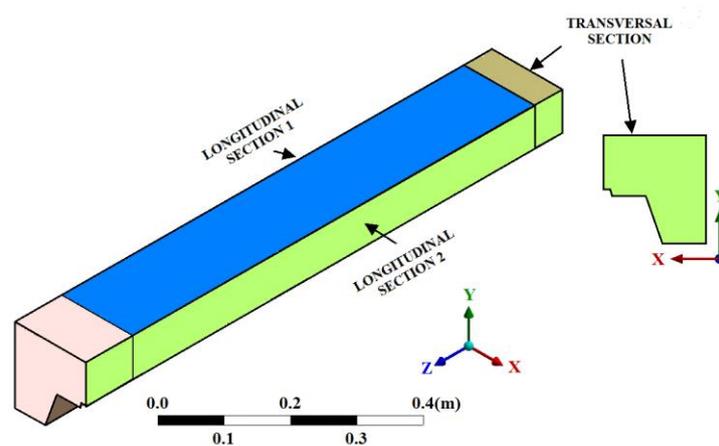


Fig 50. Geometry and symmetry conditions of the thermo-mechanical coupled model.

#### 4.2.1.2 Discretization of the model in finite elements

To ensure regular meshing, different meshing controls have been used to obtain 90509 nodes and 20604 elements, achieving an average element quality of 0.9887 and an average orthogonal quality of 0.9928. For meshing the ribbed steel decking, shell elements (SHELL281) with a size of 5 mm have been used, while for the concrete, solid elements (SOLID186) with a maximum size of 20 mm have been used. Below are the elements used for the thermo-mechanical coupled simulation.

##### 4.2.1.2.1 Element SHELL281

From the ANSYS software library, the SHELL281 element is selected, which has 8 nodes with 6 degrees of freedom in each node, (translations and rotations in the 3 x, and z axes). Its use is suitable when large non-linear deformations occur, as is the case under study. Another aspect to be highlighted of this element is that it allows to import temperatures and perform thermo-mechanical analyses. In the developed case, the temperature is defined in each of the 8 nodes of the element.

#### 4.2.1.2.2 SOLID186 element

For the modelling of concrete as a solid 3D block, the SOLID186 element has been considered, which is defined by 20 nodes with 3 degrees of freedom per node. This element is used when taking into account plasticity, creep, and large deformations and deflections. The temperatures obtained in the thermal model are transferred to the external nodes (I, J, K, L, M, N, O, P). Although it can be used to define laminated structures, in this thesis, it has been used as a homogeneous structural solid.

#### 4.2.1.2.3 Contact elements between decking metal and concrete

The contact elements serve to model the contact surfaces between the steel decking and the concrete. In this case, as the concrete is more rigid than the steel plate, the contact surface on the concrete side is defined with TARGE170 elements, while on the steel side it is modelled with CONTA174 elements. Although these elements allow friction between the two materials to be reproduced, the contact between the steel decking and the concrete for the coupled model has been defined as bonded. This simplification is due to the fact that the bonded contact manages to reproduce the adherence and difficulty in sliding that the embossments produce in the composite slabs, improving convergence and reducing the computational cost. In addition, the simplification carried out makes it possible to effectively simulate the experimental behaviour when the loads used are around 60 kN, which are those used in the experimental tests.

The Augmented Lagrange algorithm has been used. It combines the Pure Penalty and Normal Lagrange formulations. This algorithm considers the contact in normal and tangential direction and adds a degree of freedom (pressure). In the simulations developed in this thesis a stiffness value of 0.2 has been defined, although precisely the Augmented Lagrange method has a lower dependence on this factor by including additional terms in its definition.

#### 4.2.1.3 *Material properties*

This model combines a thermal and several structural analysis, so it is necessary to define both thermal and mechanical properties for steel, HLs and HN. The thermal properties of the materials have been previously discussed. To define the mechanical properties, the effect of temperature on them has been taken into account. In the following sections the behaviour laws used for each type of material in the numerical models are presented.

##### 4.2.1.3.1 Modulus of elasticity

As seen in chapter 2: State of the art, determining the modulus of elasticity ( $E_m$ ) at high temperatures is a complicated procedure, and its value decreases rapidly with increasing temperature. For steel, the decrease in the modulus of elasticity and the plastic limit can be attributed to the move of the nucleus of the iron atoms in the steel due to the increase in temperature. This effect causes a decrease in the bonding force [136]. The information indicated in Eurocode 4 is for structural steels. However, recent work on cold formed steel decking indicates that the  $E_m$  value differs from that indicated in the Eurocode [58]. Motivated by this work, the  $E_m$  values used are those shown in Table 11.

The values of the modulus of elasticity in concrete, as with steel, decrease with temperature. Eurocode 4 states that the strength properties of concrete subjected to high temperatures must be obtained from the stress-strain curve.

In spite of this lack of information in European regulations, previous work has quantified the reduction in  $E_m$  of HN with temperature. Furthermore, this work suggests a faster decrease than for HLs [49]. The values of  $E_m$  used for the development of the coupled model have been based on [49] and are shown in Table 11.

Table 11. Values of  $E_m$  as function of temperature for the steel decking and concretes.

Temperature (°C)	$E_m$ (Pa)				
	Decking steel	HL23	HL28	HL37	HN
20	2.08e11	2.07e10	2.16e10	2.72e10	4.57e10
80	-	2.05e10	2.05e10	2.05e10	3.5e10
100	1.91e11	-	-	-	-
130	-	1.95e10	1.95e10	1.95e10	1.95e10
150	-	1.88e10	1.88e10	1.88e10	1.88e10
180	-	1.76e10	1.76e10	1.76e10	1.76e10
200	1.75e11	1.66e10	1.66e10	1.66e10	1.66e10
230	-	1.58e10	1.58e10	1.58e10	1.58e10
250	-	1.53e10	1.53e10	1.53e10	1.53e10
300	1.5e+11	-	-	-	-
400	1.25e+11	-	-	-	-
500	9.15e+10	-	-	-	-
600	1.87e+10	6.42e9	6.42e9	6.42e9	6.42e9
700	1.87e+10	-	-	-	-
1000	1.87e+10	-	-	-	-

#### 4.2.1.3.2 Compressive strength

The compressive strength of  $f_{cd}$  concrete is determined from the experimental results of characteristic compressive strength and the values indicated in the EHE-08, according to the following equation:

$$f_{cd} = \alpha_{cc} \times f_{ck} / \gamma_c \quad (14)$$

Under fire conditions, the compressive strength of HL and HN decreases with temperature. Eurocode 4 part 1-2 takes into account this decrease by applying reduction coefficients. For the case studied, given that the temperature of concrete, both light and normal, is less than 200°C, only the first three coefficients defined in Eurocode 4 are taken into account according to Table 12.

Table 12. Temperature-dependent reduction coefficients for different types of concrete in accordance with Eurocode 4 part 1-2 [13].

Concrete temperature (°C)	Reduction coefficient $k_{c,T}$	
	HN	HL
20	1	1
100	1	1
200	0.95	1
300	0.85	1

### 4.2.1.3.3 Stress-strain curves

Stress-strain curves provide information on the behaviour of materials when they are subjected to a force. A multilinear isotropic hardening model (Fig 51) is used to simulate the plasticity of concrete and steel at ambient temperature. In order to correctly define this model, it is necessary to represent the stress-strain engineering curve. The stress and the engineering and real deformations are related by means of the Equations (15) and (16):

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon_{ing}) \quad (15)$$

$$\sigma_{real} = \sigma_{ing} (1 + \varepsilon_{ing}) \quad (16)$$

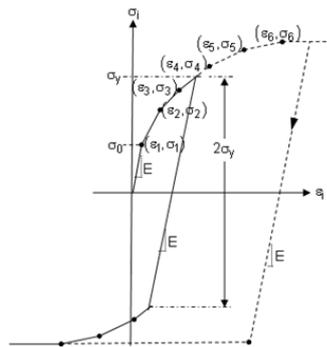


Fig 51. Multi-line isotropic hardening constituent model [125].

With the increase in temperature, steel suffers a progressive reduction in its resistance and stiffness. Therefore, the constituent models are modified. To define the stress-strain curves used in this coupled model, the indications set out in Eurocode 4 part 1-2 have been followed.

The stress-strain curves of steel for trapezoidal decking at high temperatures are shown in Fig 52, and are those used in the development of the numerical model.

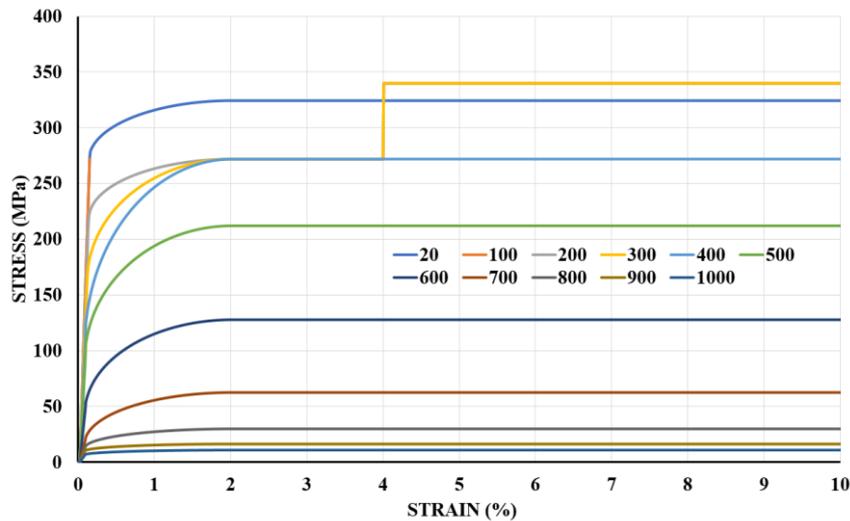


Fig 52. Stress-strain curves at different temperatures for steel decking.

To define the stress-strain curve for HN and HLs at ambient temperature, Equation (17) indicated in Eurocode 4 has been followed:

$$\sigma_{c,T} = f_{c,T} \times \left[ \frac{3 \times \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu}} \right)}{2 + \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cu}} \right)^3} \right] \quad 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (17)$$

As with steel, in the case of concrete the stress-strain curve changes with temperature. Following the guidelines of Eurocode 4 part 1-2, a multi-line law is introduced for temperatures of 20°C, 100°C, 200°C and 300°C (Fig 53).

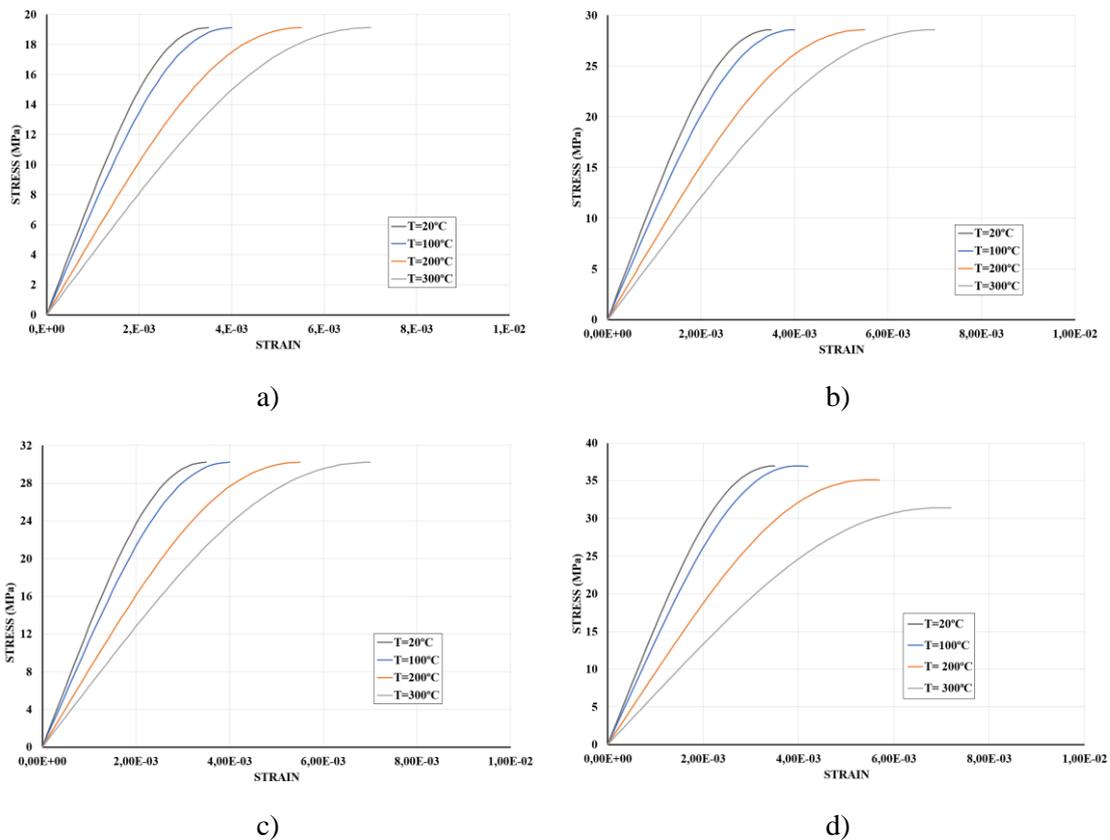


Fig 53. Multi-line laws introduced in the numerical model: a) HL23; b) HL28; c) HL37; d) HN.

#### 4.2.1.3.4 Thermal expansion

The different factors affecting the deformation of both steel and concrete have been mentioned in section 2.2 of this thesis in the Equations (1) and (2). The stress-strain curves included in Eurocode 4 consider that the deformation is produced by the first 3 terms of Equations (1) and (2). These refer to elastic deformation, plastic deformation and creep deformation. However, there is an additional component to determine the total deformation to which both steel and concrete are subjected, deformation due to thermal expansion.

This is the last non-linearity introduced in the model and has different values for concrete and steel. In recent decades there have been deeper studies into the study of the rheological behaviour of both concrete and steel at high temperatures [133,134]. The thermal expansion of steel used in this thesis follows the values indicated in Eurocode 4, as shown in Table 13.

The coefficient of thermal expansion of concrete varies with the type of cement and aggregates used, and the temperature (from  $9.2 \times 10^{-6}$  to  $11 \times 10^{-6}$  for temperatures between  $-15^\circ\text{C}$  and  $50^\circ\text{C}$ ). In general, limestone aggregates provide lower values than siliceous aggregates. As the coefficients of thermal expansion of the various rocks that make up the aggregates and the cement paste are not the same, the variations in temperature cause differential thermal movements in the concrete mass, which can amplify its internal system of micro-fissures [135].

Table 13. Thermal expansion of steel as a function of temperature.

Temperature ( $^\circ\text{C}$ )	Thermal expansion
20	1.55E-20
100	9.98E-04
200	2.32E-03
300	3.72E-03
400	5.20E-03
500	6.76E-03
600	8.40E-03
700	1.01E-02
750	1.10E-02

The value  $\epsilon_t$  is the deformation measured experimentally during standardised thermal expansion tests. This deformation is a consequence of the effective thermal deformation ( $\epsilon_{te}$ ), the deformation produced by shrinkage ( $\epsilon_s$ ) and the deformation generated by the micro-cracks produced by the composition of the concrete ( $\epsilon_{mf}$ ). Therefore, the deformation produced by temperature can be broken down into:

$$\epsilon_t = \epsilon_{te} + \epsilon_s + \epsilon_{mf} \quad (18)$$

The  $\epsilon_t$  can be simplified according to Equation (19), in which  $\epsilon_s$  and  $\epsilon_{mf}$  are defined in the  $\alpha$  coefficient [134]. This simplification is used in the coupled model developed. Furthermore, as the maximum temperature measured within the concrete does not exceed  $150^\circ\text{C}$ , the relationship between temperature and thermal expansion is defined as between  $20^\circ\text{C}$  and  $200^\circ\text{C}$ , as shown in Fig 54.

$$\epsilon_{th} = \alpha(T) \times \Delta T \quad (19)$$

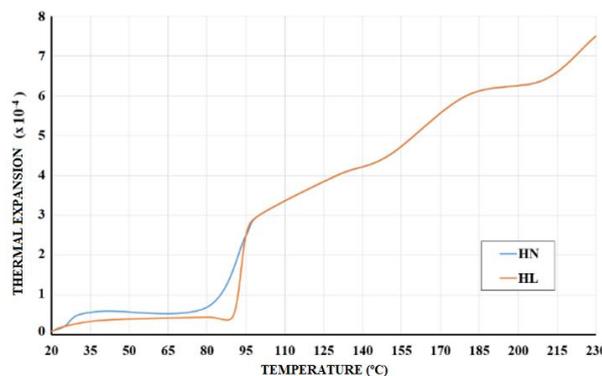


Fig 54. Thermal expansion values of the concretes used in the numerical simulations

#### 4.2.1.4 Boundary conditions

In order to reduce computational costs, a simplified model is used, corresponding to 1/16 of the geometry of the slab, see Fig 55. Symmetry is applied in the longitudinal sections, YZ plane, and in the cross section, XY plane. In the YZ plane, displacements in the X direction are constrained, for steel decking and concrete. Rotations in the steel decking in the Z and Y directions are also constrained. In the XY plane, the Z displacements and the X and Y rotations are constrained.

In the same position where the support is placed, in the experimental test, displacement in the Y direction and rotations in the Z and Y directions are constrained. The load is applied gradually at the same place where the experimental load is applied, until the value according to Table 14 is reached.

Table 14. Loads applied in the numerical model for each type of concrete.

Slab type	Applied load (N)
HL23	3262.5
HL28	3325
HL37	3800
HN	3818.75

The last step to develop the coupled model is to import the temperatures obtained in the transient thermal model to each of the materials. The coupled model takes into account the influence of temperature on mechanical properties at each analysis studied.

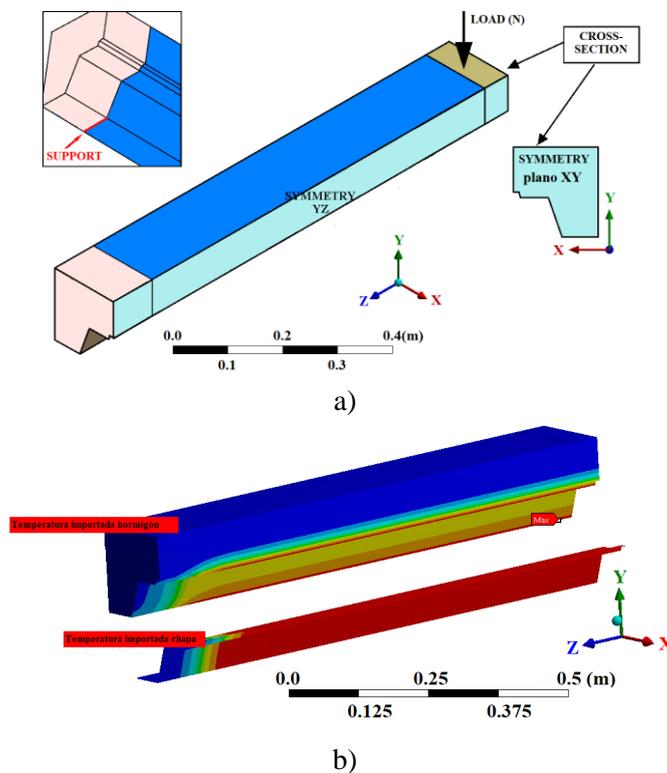


Fig 55. Boundary condition applied: a) Support, load and symmetry conditions. b) Thermal loads at the instant  $t = 900$  seconds.

#### 4.2.1.5 Resolution method

The structural behaviour of the slab is studied in 10 static analysis with different temperatures on the exposed face, Table 15. In each of these instants a static structural analysis is performed in which the temperature distribution in the slab is imported from the transient thermal analysis, as shown in Fig 56.

Table 15. Structural analyses

Analysis	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Time (s)	0	100	300	500	700	900	1100	1300	1500	1700
Temperature applied on the exposed side (°C)	20	394	607	670	700	727	751	773	795	815

After 500 seconds of testing, the temperature on the exposed surface is 670 °C, which causes the steel decking to be subjected to plastic deformation. This behaviour of the steel causes the large deformations to be activated. In all the structural analyses, the boundary conditions are the same, except for the thermal load, which is imported to activate it at each instant analysed according to Table 15.

Because the complexity of the analysis increases as the temperature and/or time increases, three loading steps are used, gradually increasing the load to favour the convergence of the model. For this purpose, a smaller first loading step is introduced, the minimum of 1e-3 seconds and the maximum of 0.1 seconds. In the second charging step, the minimum charging time is 1e-3 seconds and the maximum is 5e-2 seconds. In the third charging step, the minimum time is 1e-3 seconds and the maximum time is 1 second.

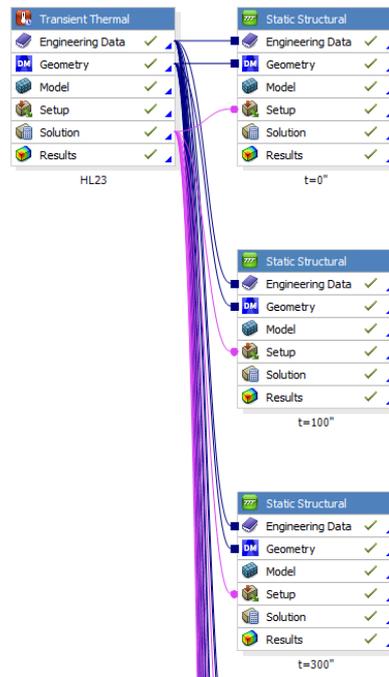


Fig 56. Thermo-mechanical analysis using ANSYS software.

## 4.2.2 Results and validation

In order to verify that the applied boundary conditions are adequate, the first check carried out for all the simulations is to ensure that the reaction on the support has only the vertical component, as shown in Fig 57 for the HL23 model. The second step to validate the model is to check the deflection obtained in the numerical models with the results obtained in the experimental structural analysis carried out at ambient temperature. The results and percentage of difference between the numerical and experimental deflections are shown in Table 16. In all cases, the results of the numerical models are slightly higher than those obtained experimentally.

Table 16. Comparison between average experimental deflection at ambient temperature and the numerical deflection

Slab type	Experimental deflection (mm)	Numerical deflection (mm)	Percentage difference
HL23	0.91	0.99	8.79
HL28	0.75	0.85	13.33
HL37	0.85	0.92	8.23
HN	1.18	1.23	4.23

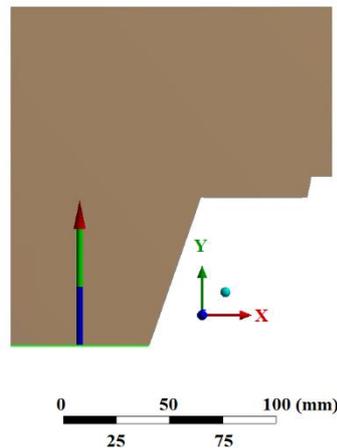


Fig 57. Reaction of the load obtained for the HL23.

In all the numerical models, the effect of temperature on the composite slab is tested. The variation of stress and the vertical displacement of the neutral axis as the time increases are checked for all the numerical models. Fig 58 shows the increase of stress in HL23 as temperature and time increase. The same behaviour is detected for the other types of concrete. These results are shown in the annexes.

The normal stress in the X-direction for HL23 at different analysis are shown in Fig 59. The stress in this direction are close to zero and there is no increase. This behaviour ratifies the hypothesis that composite slabs studied in this thesis can be defined as plane structural elements.

In order to compare the values obtained numerically and experimentally, the average displacement values for each type of slab tested are shown. The comparison covers 1700 seconds, which is when the test for HL 23 stops. Fig 60, Fig 61, Fig 62 and Fig 63 compare individually the deflection obtained for each of the concretes studied. In all cases, the numerical model adequately reproduces the behaviour obtained in the experimental tests.

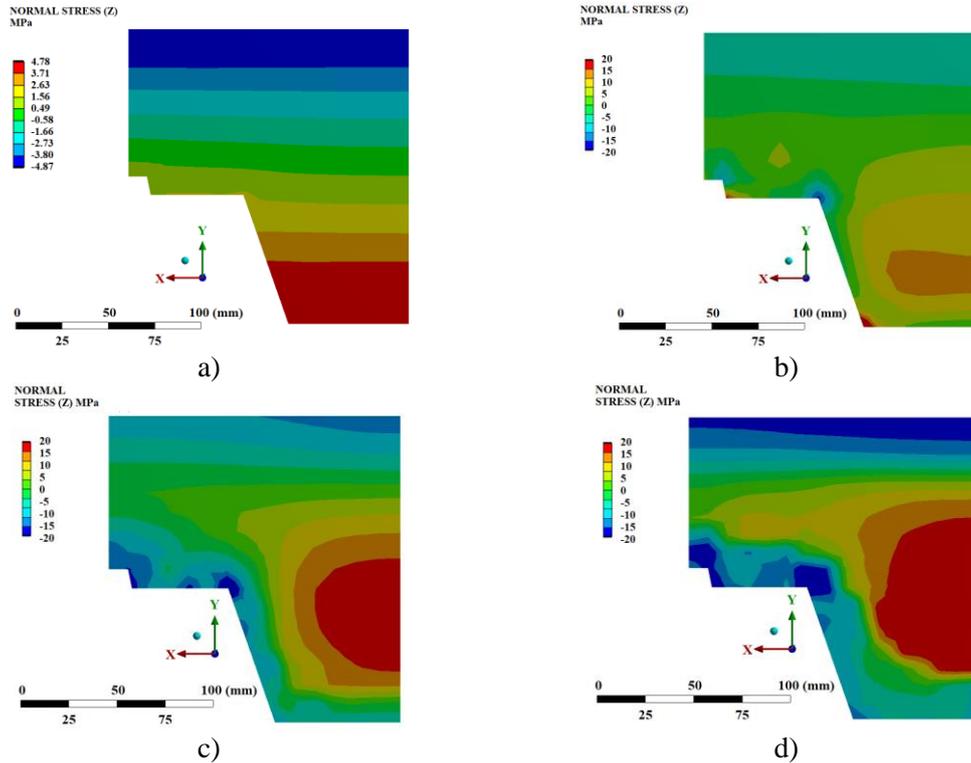


Fig 58. Increase of the maximum stresses (Z) in the concrete for HL23 with time: a)  $t=0''$ ; b)  $t=300''$ ; c)  $t=900''$ ; d)  $t=1700''$ .

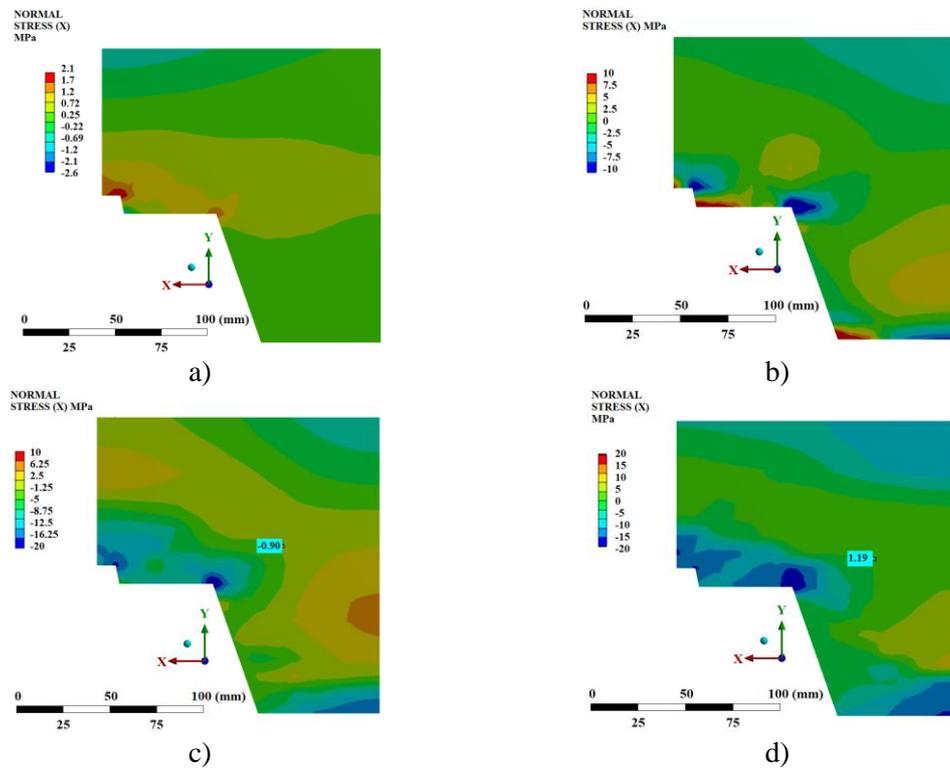


Fig 59. Increase of the maximum voltages (X) for HL23 with time: a)  $t=0''$ ; b)  $t=300''$ ; c)  $t=900''$ ; d)  $t=1700''$ .

When steel reaches a critical temperature between 450°C and 800°C, steel loses its strength and stiffness. This critical temperature depends on factors such as the type of the steel, the manufacturing process or the treatments to which it has been subjected.

Due to the range in which this physical phenomenon occurs, simulating this behaviour is difficult. For this reason, the main differences between the experimental values and the numerical values occur between 200 and 700 seconds. At this point the ambient temperature in the furnace is between 518°C and 700°C. At this temperature steel decking and concrete stop working together.

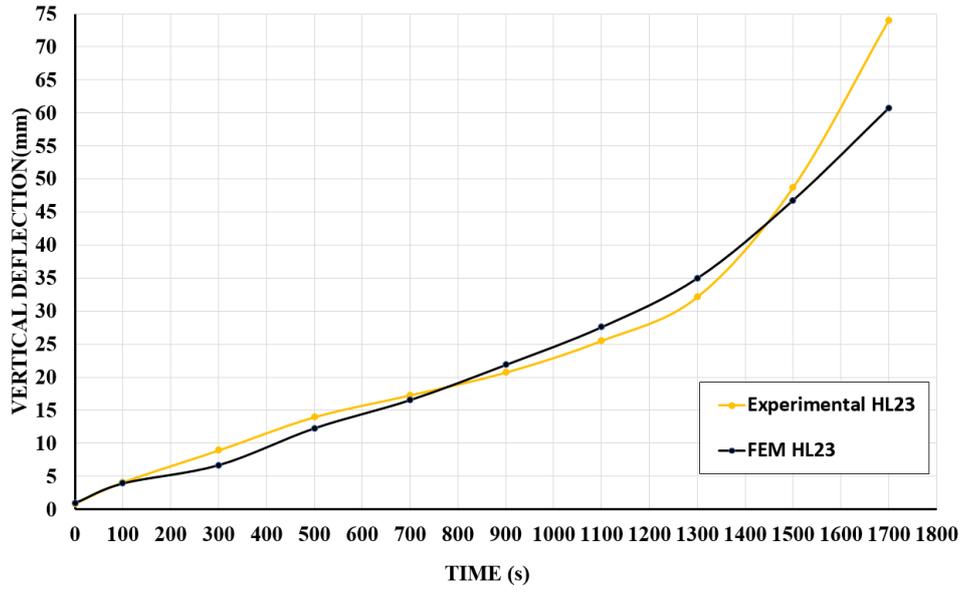


Fig 60. Comparison of FEM experimental tests for HL23

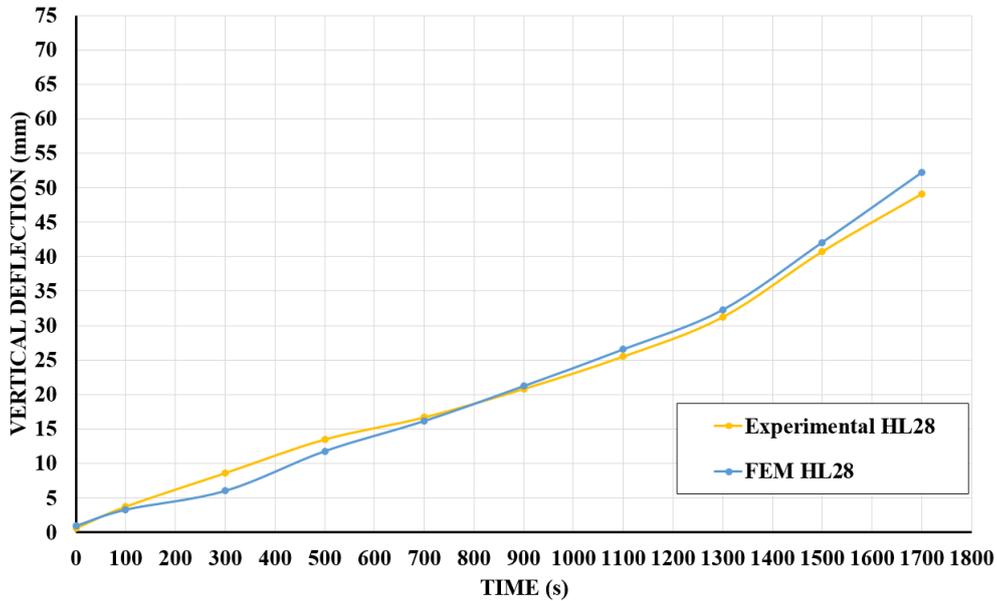


Fig 61. Comparison of FEM experimental tests for HL28

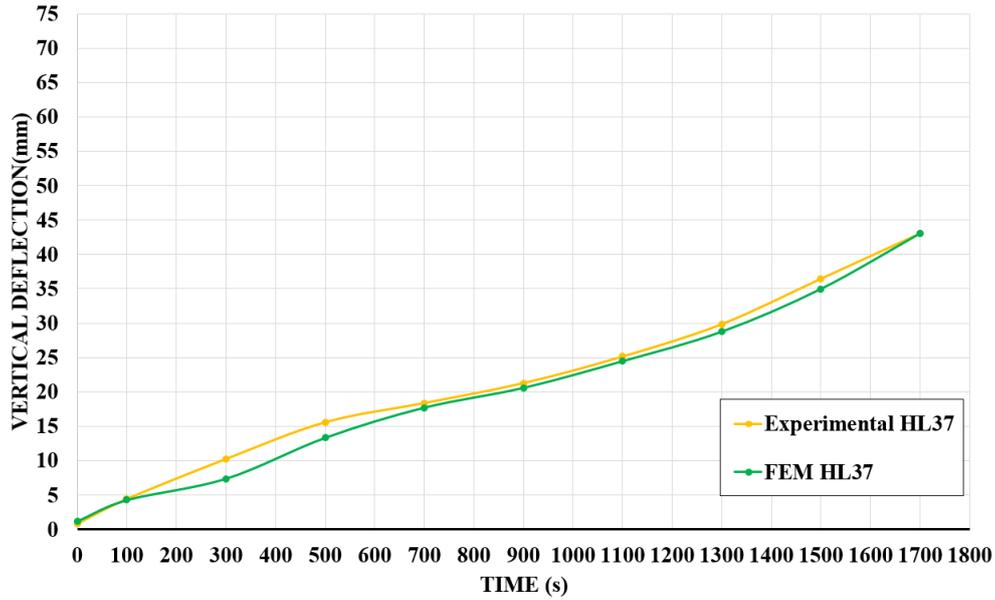


Fig 62. Comparison of FEM experimental tests for HL37

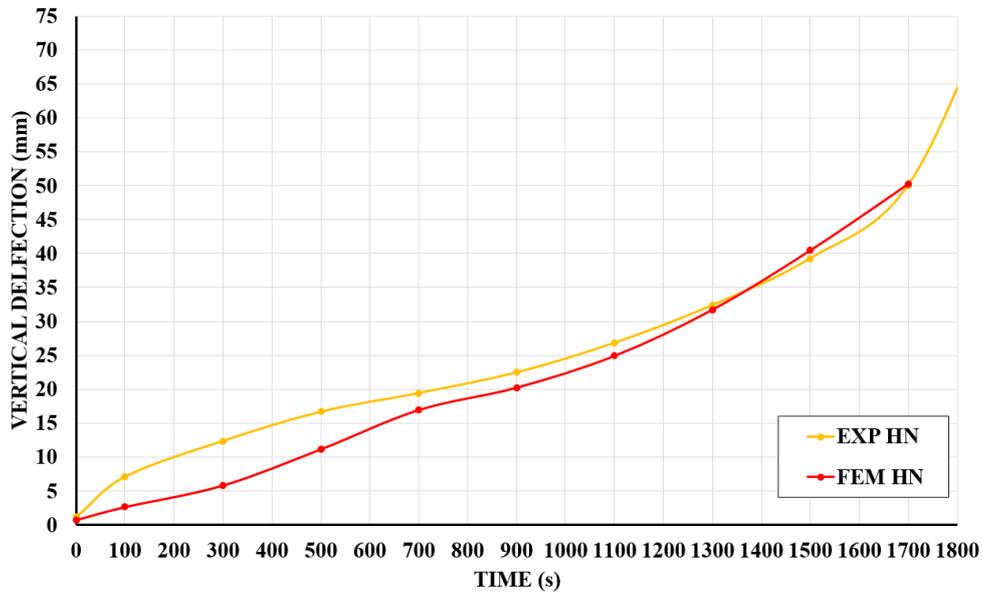


Fig 63. Comparison of FEM experimental tests for HN

The difference between the experimental and numerical values, in each of the simulations, is less than 15% in most of the instants analysed, as shown in Table 17. According to these values, the numerical simulations are in good agreement with the experimental behaviour of the slabs studied under fire conditions. However, in spite of this result, the simulation carried out for the HN presents greater differences in the interval 100 to 700 seconds than for the HL models.

Table 17. Difference percentage between experimental and numerical values.

Time (s)	Difference percentage			
	HL23	HL28	HL37	HN
100	4.20	11.76	3.39	62.48
300	24.91	29.89	27.89	52.78
500	12.04	12.60	14.44	33.02
700	4.10	3.20	3.63	12.74
900	5.58	1.88	3.27	9.94
1100	8.15	3.98	2.70	7.10
1300	8.86	3.24	3.67	2.05
1500	3.92	3.15	4.11	2.99
1700	17.93	6.24	0.06	0.35



# 5 CONCLUSIONS AND FUTURE RESEARCH LINES

The most important conclusions are summarized following the structure of this thesis: 1) the analysis of the state-of-art, 2) the analysis of the experimental results, 3) analysis of thermal and thermo-mechanical FE results. Finally, the general conclusions of the thesis and the future research lines are included.

## 5.1 Conclusions

### 5.1.1 Conclusions of the state of the art

The state of the art of this thesis lays the foundations for understanding the thermal and mechanical behaviour of concrete composite slabs under fire conditions, by analysing experimental tests and numerical simulation.

The main conclusions reached from the review of the literature are:

- Normal concrete is one of the most widely used building materials throughout history. Due to its extensive application in both building and civil engineering, its thermal and mechanical properties at normal temperature are fully defined in the available literature. Although there are research works that study thermal and mechanical properties at high temperatures, the lack of standardised procedures cause a wide range of values in the literature.
- Lightweight concrete is used in the construction sector because it is a sustainable and lighter material, which improves insulation capacity compared to normal concrete. A review of the literature reveals a lack of information on the thermal and mechanical behaviour of lightweight concrete under different temperature conditions. This is the first of three fundamental reasons for the development of this thesis.
- Composite slabs have gradually acquired an important role in the construction process. The combination of cold-formed steel decking and concrete has important advantages such as weight reduction, structural stability and speed of execution.
- The load capacity of composite slabs under fire conditions is improved by means of connectors. However, when the slab is simply supported, the load capacity of the composite slab is reduced at the moment when the adhesion between the steel decking and the concrete fails. Therefore, the steel decking design (geometry and embossments) plays a fundamental role in meeting fire resistance criteria.
- Although the use of lightweight concrete has increased, most of the existing research works carry out tests under fire conditions on composite slabs with normal concrete. This is the second starting point for this thesis.
- The development of the numerical models under fire conditions reduce the number of tests. Most of the previous studies of composite slabs in fire have focused on the structural response, with thermal analysis of the slab being used to provide input for structural model. Few studies have studied the temperature distribution in composite slabs. And there are no numerical simulations that study the heat transfer in the interface in composite slabs. This is the third starting point for this thesis.

## 5.1.2 Conclusions concerning experimental studies

Based on previous works, and before starting the study of the fire resistance of composite slabs, experiments were carried out in order to determine the thermal properties of lightweight concretes used at different temperatures. The conclusions drawn from this part of the experimental study are:

- The difference between true density and bulk density in lightweight concrete represents a reliable measure of the porosity of the material. Porosity influences the amount of moisture that a sample absorbs, and therefore the measurement of thermal conductivity at different temperatures.
- The results show that moisture content is one of the main parameters of the thermal properties of concrete at different temperatures. The higher the moisture content of the sample, the higher its thermal conductivity. Thermal conductivity decreases progressively as increasing temperatures cause a drop in moisture content. Furthermore, vaporisation of the internal water of concrete causes the specific heat to rise between 90°C and 150°C.
- According to the results, the moisture content of the samples is practically zero above 160°C. Above this temperature, the thermal conductivity of lightweight concrete is 60% lower than the initial values. Another noteworthy aspect is that the measurement of thermal conductivity as a function of temperature is achieved through a combination of MTPS and LFA techniques. MTPS technique should be used to measure the thermal conductivity of lightweight concretes up to 140°C. The LFA technique must be used above that temperature. However, the current regulations and previous research works do not address a combination of these techniques. Hence, this is an important contribution of this thesis.
- With regard to the measurement of specific heat, the use of the DSC technique makes it possible to determine the amount of heat absorbed or released by lightweight concrete when it is heated. The results show that the specific heat of the lightweight concretes studied varies with temperature, showing three transition zones. The first one corresponds to the vaporization of the internal water of the samples, the second one to the dissociation of the calcium hydroxide  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ , and the last one to the decomposition of the lightweight aggregate. The results obtained with the LFA technique coincide with those of the DSC technique, so both techniques are complementary for the measurement of specific heat. However, the MTPS technique should be able to measure the modification of the density in variable temperature conditions, so that the specific heat values can be adjusted. The use of MTPS to determine specific heat at high temperatures could not be validated in this thesis. So its use is limited to ambient temperature.
- The current European regulations (Eurocodes) for lightweight concrete stipulate values for thermal conductivity and specific heat. The results of this thesis do not conform to the values stipulated in the Eurocodes. For thermal conductivity, the behaviour law of the Eurocode should be modified to consider the moisture content. This work also demonstrates that the Eurocode should not consider the behaviour law for specific heat to be constant and independent of temperature. Therefore, a revision of the values indicated in the Eurocodes for lightweight concrete is proposed.

The results of the fire resistance tests present the following conclusions:

3. With regard to the evolution of temperature.

- The temperatures measured on the steel decking profile are lower than the ISO 834 curve. This phenomenon is due to the free water evaporation and the debonding effect, which introduces a gap between the concrete and the steel decking profile.
  - Concrete slabs contain water which evaporates above 100°C. The temperatures measured on the concrete show a non-constant rise with a plateau at 100°C. This is caused by the evaporation of free water (which is an endothermic, energy-consuming reaction), slowing the heating process of the concrete.
  - The complex phenomenon of vaporization in lightweight concrete slabs causes a greater distortion of temperature than in normal concrete slabs. This is mainly due to the porosity of the material, which is directly related to its moisture content.
  - The increase of temperature within concrete slabs is complex to estimate due to the porous and heterogynous microstructure of concrete, its moisture content and its thermal properties. However, all the samples have similar heat transfer behaviour. The temperature on the unexposed side is affected by the geometry of the steel decking and the thickness of the concrete: the lower the thickness, the higher the temperature. Within the concrete slab, the increase of temperature depends on the thermal conductivity of the concrete, the geometry of the steel decking and the increase of temperature on the exposed side.
  - Although there are differences in the evolution of temperature, both the thermal insulation criterion (I) and the integrity criterion (E) are met for all the composite slabs studied. The trapezoidal profile of the steel decking generates temperature gradients on the unexposed surface. At no point is there an increase of temperature higher than 140°C.
  - The results show a lower increase of temperature in lightweight concrete than in normal concrete, so its insulation capability in fire conditions is greater.
4. With regard to the evolution of the vertical deflection.
- In general, the vertical deflection under fire conditions has three stages. The first stage is caused by the thermal expansion and reduction of the mechanical properties of steel. The second stage involves the load transfer to the concrete. Finally, the slab collapses.
  - The load-bearing capacity (R) for unprotected composite slabs is not met in 8 of the 14 tests carried out. The research carried out in this thesis indicates two possible solutions. The first is that composite slabs should be reinforced to ensure the minimum value of R30 is reached. The second option is to use active fire protection elements on the trapezoidal steel decking so that the temperature increase in the steel decking is slowed down and its mechanical properties are maintained for longer. A combination of the two solutions is possible.
  - The lighter concretes, identified as HL23 and HL28, have very similar structural behaviour during the tests. However, HL37, which has a higher density, behaves very similarly to HN.
  - Composite slabs suffer debonding between the steel decking and the concrete. This phenomenon can influence both the heat transfer within the concrete slab and the reduction of pressure in the internal concrete pores. In none of the tests carried out is *spalling* observed. Therefore, it can be concluded that the steel decking prevents direct fire exposure to the concrete core and acts as a barrier to the expansive effect of *spalling* on this type of structural elements.

### 5.1.3 Conclusions concerning numerical studies

The numerical models in this thesis are of increasing complexity, reaching suitable reproduction of the experimental behaviour. Two numerical models were developed. The first model is a transient thermal model, which define the variation of thermal conductivity and specific heat as function of temperature. This model also takes into account the non-linear heat transfer phenomena, convection, radiation and the heat transfer in the steel-concrete interface using APDL code. The second model is a coupled thermo-mechanical model which takes into account the temperature distribution obtained in the thermal analysis as a function of time; the changes in mechanical properties with temperature; and the definition of thermal expansion with respect to temperature.

The main conclusions derived from the thermal numerical models are presented below:

- The type of contact used in the numerical model between the steel decking and the concrete slab does not affect the heat transfer process. For this reason, and because the embossments of the steel decking significantly reduce the sliding between steel and concrete, a linear contact "bonded" has been used.
- The endothermic process of water vaporization cannot be simulated using a constant value of specific heat, contrary to the indications in the standards for lightweight concretes. In lightweight concrete this process must be simulated by increasing the specific heat in the range of 90°C to 200°C.
- To simulate the experimental thermal behaviour, it is necessary to define the coefficient of thermal contact conductance (TCC) as a function of temperature. In this work, the TCC parameter is defined by means of APDL code.
- The numerical results faithfully reproduce the thermal behaviour within the slabs measured in the experimental results.

The thermo-mechanical model simulates the structural behaviour of composite slabs under fire conditions. The main conclusions are:

- The vertical displacement as a function of time is obtained using static structural analysis in different times step. The numerical simulation of the structural behaviour is only possible if temperature is defined in the nodes for each analysis.
- The mechanical properties must be defined as a function of temperature. This non-linearity makes it possible to simulate structural behaviour under fire conditions.
- The use of different static structural analyses with a transient thermal analysis makes it possible to simulate the experimental structural behaviour of composite slabs under fire conditions.
- The validation of the numerical models is possible by defining thermal expansion. The correct definition of this parameter plays a fundamental role in ensuring that the coupled models follow the experimental evolution. The use of the values indicated in Eurocode 4 part 1-2 can cause errors. These errors include a 30% discrepancy between experimental and numerical data, as well as the non-convergence of the model.

### 5.1.4 General conclusions

Finally, the general conclusions of this doctoral thesis are presented.

The review of the literature identifies composite slabs as one of the most popular structural elements in the building sector due to the important advantages they provide: speed of construction, weight reduction, stability and sustainability. Most of the studies in the literature focus on normal concrete composite slabs under fire conditions.

As a result of climate change, the trend in construction is to use sustainable building materials, saving energy consumption and reducing CO<sub>2</sub> emissions. The use of lightweight concrete is becoming more popular and more research has been carried out using lightweight concrete to manufacture composite slabs. However, experimental and numerical studies of composite slabs under fire conditions is scarce and no literature has been found.

The methodology used in this thesis employs tests and numerical simulations to study the structural behaviour of composite slabs. The experimental tests carried out show a certain variability in the results, mainly as a consequence of the heterogeneities of lightweight concrete and the changes in its thermal behaviour in function of the moisture content.

Finally, the numerical models developed in this thesis reproduce the experimental thermal and structural behaviour of composite slabs. These models can serve as a basis for future research.

## 5.2 Future research lines

After analysing the results and due to the magnitude of the research, several research lines have been identified. These research lines, outlined below, may be of great interest for the scientific community.

### **Experimental studies:**

- In order to update and improve the data stipulated in the Eurocodes, it is necessary to carry out a thermal characterisation of lightweight concrete at different temperatures.
- Fire resistance tests with other types of lightweight concrete, geometries and configurations should be carried out.

### **Numerical analyses:**

- In order to increase the accuracy of the results, a sensitivity analysis would determine the influence of the parameters studied. From this analysis a design can be developed with the appropriate level of confidence. This approach will make it possible to validate lightweight fibre-reinforced concrete as an alternative to traditional solutions and to propose re-designs, improvements and optimisations to them.
- Another future research line is the inclusion of non-linear contacts, which will increase the degree of complexity of the numerical models and reproduce the real behaviour of this type of structure in fire conditions more accurately.

## 5.3 Dissemination

The author of this doctoral thesis has worked in several projects related with numerical simulation and fire resistance tests. The main research works are:

- 1) Martínez-López, Miguel; Martínez-Barrera, Gonzalo; del Coz-Díaz, Juan José; Martínez-Martínez, Juan Enrique; Gencel, Osman; Ribeiro, Maria; Varela-Guerrero, Víctor. *Polymer waste materials as fillers in polymer mortars: experimental and finite elements simulation*. Elsevier Case Studies in Construction Materials 9, e00178, 2214-5095. 2018.
- 2) Martínez-Martínez, Juan Enrique; Alonso-Martínez, Mar; Rabanal, Felipe Pedro Álvarez; Díaz, Juan José del Coz. *Finite Element Analysis of Composite Laminated Timber (CLT)*. Multidisciplinary Digital Publishing Institute Proceedings 2, 23, 1454. 2018.
- 3) Martínez-Martínez, Juan Enrique; Alonso-Martínez, Mar; Rabanal, Felipe Pedro Álvarez; Díaz, Juan José del Coz. *Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through MEF*. Journal of Physics: Conference Series 1107, 3. 2018.
- 4) del Coz-Díaz, Juan José; Martínez-Martínez, Juan Enrique; Alonso-Martínez, Mar; Rabanal, Felipe Pedro Álvarez. *Comparative study of LightWeight and Normal Concrete composite slabs behaviour under fire conditions*. Engineering Structures. Volume 7; 110196; 0141-0296. 2020
- 5) José M. Pérez-Bella; Javier Domínguez-Hernández; Enrique Cano-Suñén; Juan E. Martínez-Martínez; Juan J. del Coz-Díaz. *Avoiding the need to directionally determine the exposure to rainwater penetration for façade designs*. Building and Environment. Volume 176, June 2020, 106850. 2020.

In addition, the author of this thesis has attended several international conferences and technical workshops related to the topic of the dissertation.

- 1) Juan Enrique Martínez Martínez, Juan José del Coz Díaz, Mar Alonso Martínez y Felipe Pedro Álvarez Rabanal. *Estudio experimental de la resistencia al fuego de forjados colaborantes de hormigón ligero estructural con fibras poliméricas*. IV Fire Engineering Conference Workshop 2016-Dic. ISBN: 978-84-617-6380-1. Valencia. 2016
- 2) Juan Enrique Martínez-Martínez, Felipe Pedro Álvarez Rabanal, Juan José del Coz Díaz, Alfonso G. Lozano Martínez-Luengas, Mar Alonso-Martínez, Rubén Regueira Gay. *Análisis del comportamiento estructural de uniones de madera sometidas a la acción del fuego*. LIGNOMAD17 2017-Junio. Barcelona. 2017
- 3) Juan Enrique Martínez Martínez, Mar Alonso Martínez y Felipe Pedro Álvarez Rabanal. *Ensayos experimentales y análisis mediante elementos finitos sobre losas mixtas de hormigón ligero frente al fuego*. CMN 2017 Julio, Congress on Numerical Methods in Engineering, pp. 1781-1790. ISBN: 978-84-947311-0-5. Valencia. 2017
- 4) Martínez-Martínez, J.E., Alonso-Martínez, M., Rabanal, F.P.A., Del Coz Díaz, J.J. *Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through MEF*. Journal of Physics: Conference Series Volume 1107, Issue 3, 14 November 2018, Article number 032003 3rd European Symposium on Fire Safety Science, ESFSS 2018; Code 142314. Nancy. 2018
- 5) Martínez-Martínez, J.E., Alonso-Martínez, M., Rabanal, F.P.A., Del Coz Díaz, J.J. *Finite element analysis of cross laminated timber (CLT) as a composite material*. 2nd International Research Conference on Sustainable Energy, Engineering, Materials and Environment. Julio 2018 ISBN: 978-84-17238-93-3. Mieres. 2018
- 6) Alfonso Lozano, Felipe Álvarez, Mar Alonso, Juan José Del Coz, Juan Enrique Martínez, David Lorenzo. *Posibilidades de las técnicas de GPR basadas en la interferometría de coda, en el análisis del deterioro biológico de estructuras de madera laminada encolada*. LIGNOMAD19. Santiago de Compostela. 2019
- 7) Mar Alonso, Juan Enrique Martínez, Felipe Álvarez, Juan José del Coz, Alfonso Lozano. *Caracterización térmica de la madera de castaño para su uso como elemento constructivo*. LIGNOMAD19. Santiago de Compostela. 2019
- 8) Álvarez Rabanal, Felipe Pedro; del Coz Díaz, Juan José; Alonso-Martínez, Mar; Martínez-Martínez, Juan Enrique. *Thermal and structural optimization of lightweight*

- concrete mixtures to manufacture composite slabs*. 5th International Conference on Mechanical Models in Structural Engineering CMMoST 2019. Alicante. 2019
- 9) J.E. Martinez-Martinez, M. Alonso-Martinez, J.J. del Coz Diaz, and F.P. Álvarez Rabanal. *Non-linear simulation of Cross-Laminated Timber (CLT) delamination under fire conditions using MEF numerical model*. 3rd International Conference on International conference on Recent Advances in Nonlinear Design, Resilience and Rehabilitation of Structures, CoRASS 2019. Coimbra. 2019
  - 10) Ruben Regueira, Juan Enrique Martinez-Martinez and Mar Alonso-Martinez. *Numerical simulation of the thermal degradation of a timber beam under a fire event using low-end personal computers: a simplified method*. 3rd International Conference on International conference on Recent Advances in Nonlinear Design, Resilience and Rehabilitation of Structures, CoRASS 2019. Coimbra. 2019
  - 11) Mar Alonso-Martínez, Juan Enrique Martínez-Martínez, Juan José Del Coz Diaz and Felipe Pedro Álvarez-Rabanal. *Comparative Study of MEF techniques for Modelling Flexural Behaviour of Concrete: Capabilities and Limitations*. 3rd International Conference on International conference on Recent Advances in Nonlinear Design, Resilience and Rehabilitation of Structures, CoRASS 2019. Coimbra. 2019



## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Transition to Sustainable Buildings, OECD, 2013. <https://doi.org/10.1787/9789264202955-en>.
- [2] G. Couchman, D. Mullett, J. Rackham, Composite Slabs and Beams Using Steel Decking : Best Practice for Design and Construction, 2000.
- [3] R.P. Johnson, Composite Structures of Steel and Concrete, Wiley, 2004. <https://doi.org/10.1002/9780470774625>.
- [4] J.A. Purkiss, Fire Safety Engineering. Design of structures Second Edition, 2007. <https://doi.org/10.1017/CBO9781107415324.004>.
- [5] C. Both, The fire resistance of composite steel-concrete slabs, Delft University Press, 1998.
- [6] CTE DB-SI Código Técnico de la Edificación, Documento Básico Seguridad en caso de incendio, (2019).
- [7] D. Waldmann, A. May, V.B. Thapa, Influence of the sheet profile design on the composite action of slabs made of lightweight woodchip concrete, *Constr. Build. Mater.* 148 (2017) 887–899. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.04.193>.
- [8] J.J. del Coz Díaz, P.J. García Nieto, J. Domínguez Hernández, A. Suárez Sánchez, Thermal design optimization of lightweight concrete blocks for internal one-way spanning slabs floors by FEM, *Energy Build.* 41 (2009) 1276–1287. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2009.08.005>.
- [9] M.J. Shannag, Characteristics of lightweight concrete containing mineral admixtures, *Constr. Build. Mater.* 25 (2011) 658–662. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.07.025>.
- [10] J.J. Del Coz Díaz, F.P. Álvarez Rabanal, P.J. García Nieto, J. Domínguez Hernández, B. Rodríguez Soria, J.M. Pérez-Bella, Hygrothermal properties of lightweight concrete: Experiments and numerical fitting study, *Constr. Build. Mater.* (2013). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.11.045>.
- [11] A. Penza, Composite Slabs with Lightweight Concrete: Experimental evaluation of steel decking and lightweight concrete, POLITECNICO DI MILANO, 2009. [https://www.politesi.polimi.it/bitstream/10589/2347/1/2010\\_07\\_Penza.pdf](https://www.politesi.polimi.it/bitstream/10589/2347/1/2010_07_Penza.pdf).
- [12] J. Guerro Muñoz, Análisis y optimización del comportamiento térmico y estructural de forjados mixtos en hormigón ligero, Universidad de Oviedo, 2016.
- [13] UNE-EN 1994-1-2 Eurocódigo 4: Proyecto de estructuras mixtas de acero y hormigón. Parte 1-2: Reglas generales. Proyecto de estructuras sometidas al fuego., (2016).
- [14] RD 2267/2004 Reglamento de Seguridad Contra Incendios en Edificios Industriales, (2004).

- [15] UNE-EN 1991-1-2 Eurocódigo 1: Acciones en estructuras. Parte 1-2: Acciones generales. Acciones en estructuras expuestas al fuego., (2019).
- [16] B. Östman, D. Brandon, H. Frantzich, Fire safety engineering in timber buildings, *Fire Saf. J.* 91 (2017) 11–20. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.05.002>.
- [17] A.H. Buchanan, A. Abu, Structural design for fire safety, 2017. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(02\)00022-X](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(02)00022-X).
- [18] ISO 834-1. Fire-resistance tests-Elements of building construction-Part 1: General requirements, 1999 (1999).
- [19] UNE-EN 1363-1 Ensayos de resistencia al fuego. Parte 1: Requisitos generales., (2015).
- [20] C. Roca Fernández, Estudio del fenómeno de transmisión de calor en situaciones de fuego en estructuras mixtas, n.d.
- [21] Reglamento Europeo de Productos de Construcción (UE) N° 305/2011, (2013).
- [22] UNE-EN 1363-2 Ensayos de resistencia al fuego. Parte 2: Procedimientos alternativos y adicionales, (2000).
- [23] UNE-EN 13501-2 Clasificación en función del comportamiento frente al fuego de los productos de construcción y elementos para la edificación. Parte 2: Clasificación a partir de datos obtenidos de los ensayos de resistencia al fuego excluidas 1, (2019).
- [24] UNE-EN 13381-1 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de los elementos estructurales. Parte 1: Membranas protectoras horizontales., (2016).
- [25] UNE-EN 13381-2 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de los elementos estructurales. Parte 2: Membranas protectoras verticales., (2016).
- [26] UNE-EN 13381-3 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de elementos estructurales. Parte 3: Protección aplicada a elementos de hormigón., (2016).
- [27] UNE-EN 13381-4 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de elementos estructurales. Parte 4: Protección pasiva aplicada a elementos de acero., (2014).
- [28] UNE-EN 13381-5 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de elementos estructurales. Parte 5: Protección aplicada a elementos mixtos de hormigón/chapa de acero perfilada., (2016).
- [29] UNE-EN 13381-6 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de los elementos estructurales. Parte 6: Protección aplicada a pilares huecos de acero rellenos de hormigón., (2014).
- [30] UNE-EN 13381-7 Ensayos para determinar la contribución a la resistencia al fuego de los elementos estructurales. Parte 7: Protección aplicada a vigas de madera., (2020).
- [31] UNE-EN 13381-8 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al

- fuego de los elementos estructurales. Parte 8: Protección reactiva aplicada a los elementos de acero., (2015).
- [32] UNE-EN 13381-9 Métodos de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de elementos estructurales. Parte 9: Sistemas de protección contra el fuego aplicados a vigas de acero con aberturas en el alma., (2016).
- [33] PNE-EN 13381-10 Ensayos para determinar la contribución a la resistencia al fuego de los elementos estructurales. Parte 10: Protección aplicada a las barras de acero macizo en tensión., (n.d.).
- [34] C. Muñoz Blanc, I. Fortea Navarro, El Diseño Basado en Prestaciones frente al Incendio de las Estructuras de Edificación, *Inf. La Construcción*. 69 (2017) 215. <https://doi.org/10.3989/id56471>.
- [35] UNE-EN 1990 Eurocódigos. Bases de cálculo de estructuras., (2019).
- [36] STEEL BUILDINGS IN EUROPE Edificios de acero de varias plantas Parte 6: Ingeniería de fuego, in: 2014. <http://sections.arcelormittal.com/es/documentacion/manuales-de-diseno-steel-buildings-in-europe.html>.
- [37] T.T. Lie, V.K.R. Kodur, Thermal and mechanical properties of steel-fibre-reinforced concrete at elevated temperatures, *Can. J. Civ. Eng.* (1996). <https://doi.org/10.1139/196-055>.
- [38] O. Arioz, Effects of elevated temperatures on properties of concrete, *Fire Saf. J.* 42 (2007) 516–522. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2007.01.003>.
- [39] H. Zhou, A.L. Brooks, Thermal and mechanical properties of structural lightweight concrete containing lightweight aggregates and fly-ash cenospheres, *Constr. Build. Mater.* 198 (2019) 512–526. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.11.074>.
- [40] G.A. Khoury, Effect of fire on concrete and concrete structures, *Prog. Struct. Eng. Mater.* 2 (2000) 429–447. <https://doi.org/10.1002/pse.51>.
- [41] J. Jiang, J.A. Main, J.M. Weigand, F.H. Sadek, Thermal performance of composite slabs with profiled steel decking exposed to fire effects, *Fire Saf. J.* 95 (2018) 25–41. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.10.003>.
- [42] V.K.R. Kodur, T.Z. Harmathy, Properties of Building Materials, in: *SFPE Handb. Fire Prot. Eng.*, Springer New York, New York, NY, 2016: pp. 277–324. [https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0\\_9](https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0_9).
- [43] S.N. Shoukry, G.W. William, B. Downie, M.Y. Riad, Effect of moisture and temperature on the mechanical properties of concrete, *Constr. Build. Mater.* 25 (2011) 688–696. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2010.07.020>.
- [44] M.B. Dwaikat, V.K.R. Kodur, Fire induced spalling in high strength concrete beams, *Fire Technol.* 46 (2010) 251–274. <https://doi.org/10.1007/s10694-009-0088-6>.
- [45] N. Algourdin, P. Pliya, A.-L. Beaucour, A. Simon, A. Noumowé, Influence of polypropylene and steel fibres on thermal spalling and physical-mechanical properties of concrete under different heating rates, *Constr. Build. Mater.* 259 (2020) 119690.

- <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119690>.
- [46] T.T. Lie, ed., *Structural Fire Protection*, American Society of Civil Engineers, New York, 1992. <https://doi.org/10.1061/9780872628885>.
- [47] Q. Ma, R. Guo, Z. Zhao, Z. Lin, K. He, Mechanical properties of concrete at high temperature-A review, *Constr. Build. Mater.* (2015). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.131>.
- [48] V.K.R. Kodur, M.M.S.B. Dwaikat, M.M.S.B. Dwaikat, High-temperature properties of concrete for fire resistance modeling of structures, *ACI Mater. J.* (2008). <https://doi.org/10.14359/19982>.
- [49] K. Venkatesh, *Properties of Concrete at Elevated Temperatures*, ISRN Civ. Eng. 2014 (2014) 15. <https://doi.org/10.1155/2014/468510>.
- [50] W. Khaliq, V. Kodur, High temperature mechanical properties of high-strength fly ash concrete with and without fibers, *ACI Mater. J.* 109 (2012) 665–674. <https://doi.org/10.14359/51684164>.
- [51] I. Asadi, P. Shafigh, Z.F. Bin Abu Hassan, N.B. Mahyuddin, Thermal conductivity of concrete – A review, *J. Build. Eng.* 20 (2018) 81–93. <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2018.07.002>.
- [52] T.S. Yun, Y.J. Jeong, K.-S. Youm, Effect of Surrogate Aggregates on the Thermal Conductivity of Concrete at Ambient and Elevated Temperatures, *Sci. World J.* 2014 (2014) 1–9. <https://doi.org/10.1155/2014/939632>.
- [53] S. Chandra, L. Berntsson, *Lightweight Aggregate Concrete Science, Technology, and Applications*, 2002.
- [54] A. Al-Sibahy, R. Edwards, Thermal behaviour of novel lightweight concrete at ambient and elevated temperatures: Experimental, modelling and parametric studies, *Constr. Build. Mater.* 31 (2012) 174–187. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.12.096>.
- [55] B.A. Manel, S. Jalila, M. Daoued, B. Ahmed, Multiphase Thermo-Hydro-Mechanical Model for Concrete Under Drying at High Temperatures, *Dry. Technol.* 33 (2015) 143–152. <https://doi.org/10.1080/07373937.2014.937871>.
- [56] S. Lamont, A. S. Usmani, D. D. Drysdale, Heat transfer analysis of the composite slab in the Cardington frame fire tests, *Fire Saf. J.* 36 (2001) 815–839. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(01\)00041-8](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(01)00041-8).
- [57] UNE-EN 1992-1-2 Eurocódigo 2: Proyecto de estructuras de hormigón. Parte 1-2: Reglas generales. Proyecto de estructuras sometidas al fuego., (2011).
- [58] M. Rokilan, M. Mahendran, Elevated temperature mechanical properties of cold-rolled steel sheets and cold-formed steel sections, *J. Constr. Steel Res.* (2019) 105851. <https://doi.org/10.1016/J.JCSR.2019.105851>.
- [59] W. Wang, V. Kodur, Thermal properties of steel at elevated temperature, *Mater. Prop. Steel Fire Cond.* (2020) 29–41. <https://doi.org/10.1016/b978-0-12-813302-6.00002-3>.

- [60] J. Chen, B. Young, Stress–strain curves for stainless steel at elevated temperatures, *Eng. Struct.* 28 (2006) 229–239. <https://doi.org/10.1016/J.ENGSTRUCT.2005.07.005>.
- [61] Y. Anderberg, Modelling steel behaviour, *Fire Saf. J.* (1988). [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(88\)90029-X](https://doi.org/10.1016/0379-7112(88)90029-X).
- [62] K.W. Poh, Modelling Elevated Temperature Properties of Structural Steel. Report BHPR/SM/R/055., Perth., 1996.
- [63] B.R. Kirby, R.R. Preston, High temperature properties of hot-rolled, structural steels for use in fire engineering design studies, *Fire Saf. J.* (1988). [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(88\)90030-6](https://doi.org/10.1016/0379-7112(88)90030-6).
- [64] M. Ferrer Ballester, Estudio numérico y experimental de la interacción entre la chapa de acero y el hormigón para la mejora resistente de las losas mixtas frente al deslizamiento longitudinal, UPC, 2005.
- [65] N. Rehman, D. Lam, X. Dai, A.F. Ashour, Experimental study on demountable shear connectors in composite slabs with profiled decking, *J. Constr. Steel Res.* (2016). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.03.021>.
- [66] F.P. Alvarez Rabanal, J. Guerrero-Muñoz, M. Alonso-Martinez, J.E. Martinez-Martinez, Bending and Shear Experimental Tests and Numerical Analysis of Composite Slabs Made Up of Lightweight Concrete, *J. Eng.* 2016 (2016) 1–10. <https://doi.org/10.1155/2016/6819190>.
- [67] R.M. Schuster, Composite Steel-Deck Concrete Floor Systems, *J. Struct. Div.* 102 (1976) 899–917.
- [68] M.L. Porter, C.E. Ekberg, Design Recommendations for Steel Deck Floor Slabs, (1976).
- [69] UNE-ENV 1994-1-1 Eurocódigo 4. Proyecto de estructuras mixtas de hormigón y acero. Parte 1-1: reglas generales y reglas para edificación., (1995).
- [70] M. Ferrer, F. Marimon, M. Casafont, An experimental investigation of a new perfect bond technology for composite slabs, *Constr. Build. Mater.* 166 (2018) 618–633. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.01.104>.
- [71] B.S. Mohammed, Structural behavior and m-k value of composite slab utilizing concrete containing crumb rubber, *Constr. Build. Mater.* (2010). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.12.018>.
- [72] B.S. Mohammed, M.A. Al-Ganad, M. Abdullahi, Analytical and experimental studies on composite slabs utilising palm oil clinker concrete, *Constr. Build. Mater.* 25 (2011) 3550–3560. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.03.048>.
- [73] H. Cifuentes, F. Medina, Experimental study on shear bond behavior of composite slabs according to Eurocode 4, *J. Constr. Steel Res.* (2013). <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.12.009>.
- [74] X. Li, X. Zheng, M. Ashraf, H. Li, Experimental study on the longitudinal shear bond behavior of lightweight aggregate concrete – Closed profiled steel sheeting composite slabs, *Constr. Build. Mater.* 156 (2017) 599–610.

- <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.08.108>.
- [75] G.-Q.Q. Li, N. Zhang, J. Jiang, Experimental investigation on thermal and mechanical behaviour of composite floors exposed to standard fire, *Fire Saf. J.* 89 (2017) 63–76. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.02.009>.
- [76] R. Hamerlinck, L. Twilt, J.W.B. Stark, A numerical model for fire-exposed composite steel/concrete slabs, in: *Tenth Int. Spec. Conf. Cold-Formed Steel Struct.*, 1990: pp. 115–130.
- [77] K. Both, Fire-exposed continuous span composite steel-concrete slabs, *Heron.* 41 (1996) 187–199.
- [78] C. Both, J.W.B. Stark, Fire exposed composite steel-concrete slabs, *Proc. Conf. Compos. Constr. Steel Concr. IV.* (2000) 756–767. [https://doi.org/10.1061/40616\(281\)66](https://doi.org/10.1061/40616(281)66).
- [79] C.G. Bailey, T. Lennon, D.B. Moore, The behaviour of full-scale steel-framed buildings subjected to compartment fires, *Struct. Eng.* 77 (1999) 15–21.
- [80] S.T.C. British Steel plc, The behaviour of multi-storey steel framed buildings in fire, 1999.
- [81] C.G. Bailey, D.S. White, D.B. Moore, The tensile membrane action of unrestrained composite slabs simulated under fire conditions, *Eng. Struct.* 22 (2000) 1583–1595. [https://doi.org/10.1016/S0141-0296\(99\)00110-8](https://doi.org/10.1016/S0141-0296(99)00110-8).
- [82] L. Lim, C. Wade, Experimental Fire Tests of Two-Way Concrete Slabs; University of Canterbury School of Engineering, Christchurch, 2002, Fire Engineering Research Report 02/12, n.d.
- [83] L. Lim, A. Buchanan, P. Moss, J.M. Franssen, Numerical modelling of two-way reinforced concrete slabs in fire, *Eng. Struct.* 26 (2004) 1081–1091. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2004.03.009>.
- [84] O. Vassart, B. Zhao, Fire Resistance Assessment of Partially Protected Composite Floors (FRACOF), (2011).
- [85] C.G. Bailey, W.S. Toh, Behaviour of concrete floor slabs at ambient and elevated temperatures, *Fire Saf. J.* 42 (2007) 425–436. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2006.11.009>.
- [86] C.G. Bailey, Efficient arrangement of reinforcement for membrane behaviour of composite floor slabs in fire conditions, *J. Constr. Steel Res.* 59 (2003) 931–949. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(02\)00116-5](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(02)00116-5).
- [87] R. Fike, V. Kodur, Enhancing the fire resistance of composite floor assemblies through the use of steel fiber reinforced concrete, *Eng. Struct.* 33 (2011) 2870–2878. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.06.011>.
- [88] E.I. Wellman, A.H. Varma, R. Fike, V. Kodur, Experimental evaluation of thin composite floor assemblies under fire loading, *J. Struct. Eng.* 137 (2011) 1002–1016. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000451](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000451).
- [89] S. Guo, C.G. Bailey, Experimental behaviour of composite slabs during the heating and

- cooling fire stages, *Eng. Struct.* 33 (2011) 563–571. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2010.11.014>.
- [90] M.P. Nguyen, T.T. Nguyen, K.H. Tan, Temperature profile and resistance of flat decking composite slabs in- and post-fire, *Fire Saf. J.* 98 (2018) 109–119. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2018.04.001>.
- [91] B.J. Daniels, M. Crisinel, Composite Slab Behavior and Strength Analysis. Part I: Calculation Procedure, *J. Struct. Eng.* 119 (1993) 16–35. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1993\)119:1\(16\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:1(16)).
- [92] D.B. J., C. Michel, Composite Slab Behavior and Strength Analysis. Part II: Comparisons with Test Results and Parametric Analysis, *J. Struct. Eng.* 119 (1993) 36–49. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1993\)119:1\(36\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:1(36)).
- [93] M. Veljkovic, Behaviour and resistance of composite slabs. Experiments and finite element analysis, Lulea University of Technology, 1997.
- [94] M. Veljković, Influence of Load Arrangement on Composite Slab Behaviour and Recommendations for Design, *J. Constr. Steel Res.* (1998). [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00055-2](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00055-2).
- [95] D. Pantousa, E. Mistakidis, Advanced Modeling of Composite Slabs with Thin-Walled Steel Sheeting Submitted to Fire, *Fire Technol.* 49 (2013) 293–327. <https://doi.org/10.1007/s10694-012-0265-x>.
- [96] B.V.Y. Wong, I.W. Burgess, The influence of tensile membrane action on fire-exposed composite concrete floor-steel beams with web-openings, *Procedia Eng.* 62 (2013) 710–716. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.08.117>.
- [97] E. Ellobody, B. Young, Nonlinear analysis of composite castellated beams with profiled steel sheeting exposed to different fire conditions, *J. Constr. Steel Res.* 113 (2015) 247–260. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.02.012>.
- [98] P. A. G. Piloto, L. M.S. Prates, C. Balsa, R. Rigobello, Numerical simulation of the fire resistance of composite slabs with steel deck, *Int. J. Eng. Technol.* 7 (2018) 83. <https://doi.org/10.14419/ijet.v7i2.23.11889>.
- [99] S. Sharma, V.T. Vaddamani, A. Agarwal, Insulation effect of the concrete slab-steel deck interface in fire conditions and its influence on the structural fire behavior of composite floor systems, *Fire Saf. J.* 105 (2019) 79–91. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.02.006>.
- [100] J. Jiang, J.A. Main, F.H. Sadek, J.M. Weigand, Numerical modeling and analysis of heat transfer in composite slabs with profiled steel decking, Gaithersburg, MD, 2017. <https://doi.org/10.6028/NIST.TN.1958>.
- [101] X. Yu, Z. Huang, I. Burgess, R. Plank, Nonlinear analysis of orthotropic composite slabs in fire, *Eng. Struct.* 30 (2008) 67–80. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2007.02.013>.
- [102] P.A.G. Piloto, C. Balsa, F. Ribeiro, L. Santos, R. Rigobello, É. Kimura, THREE-DIMENSIONAL NUMERICAL MODELLING OF FIRE EXPOSED COMPOSITE SLABS WITH STEEL DECK, *MATTER Int. J. Sci. Technol.* 5 (2019) 48–67. <https://doi.org/10.20319/mijst.2019.52.4867>.

- [103] UNE 83504 Hormigones con fibras. Fabricación y conservación de probetas para los ensayos de laboratorio, (2004).
- [104] UNE-EN 12390-13 Ensayos de hormigón endurecido. Parte 13: Determinación del módulo secante de elasticidad en compresión., (2014).
- [105] UNE 83507 Hormigones con fibras. Rotura por compresión., (2004).
- [106] EHE 2008 Instrucción de Hormigón Estructural. Capítulo VIII. Datos de materiales para el proyecto., (n.d.).
- [107] UNE-EN ISO 6892-1 Metallic materials-Tensile testing-Part 1: Method of test at room temperature, (2009).
- [108] UNE-EN 1994-1-1 Eurocódigo 4: Proyecto de estructuras mixtas de acero y hormigón. Parte 1-1: Reglas generales y reglas para edificación., (2013).
- [109] J.M. Abella, A.M. Cintas, T. Miranda, J.M. Serratos, INTRODUCCIÓN A LA CIENCIA DE MATERIALES: TÉCNICAS DE PREPARACIÓN Y CARACTERIZACIÓN, 1993.
- [110] T.T. Lie, V.K.R. Kodur., V.K.R. Kodur, Thermal and mechanical properties of lightweight foamed concrete at elevated temperatures, Mag. Concr. Res. 23 (1996) 511–517. <https://doi.org/10.1680/mac.10.00162>.
- [111] L. Alarcon-Ruiz, G. Platret, E. Massieu, A. Ehrlicher, The use of thermal analysis in assessing the effect of temperature on a cement paste, Cem. Concr. Res. (2005). <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.06.015>.
- [112] E.A.M. Gad, A.O. Habib, M.M. Mousa, Understanding the mechanism of decomposition reactions of neat and superplasticized ordinary Portland cement pastes using thermal analysis, Epa. - J. Silic. Based Compos. Mater. 70 (2018) 98–103. <https://doi.org/10.14382/epitoanyag-jsbcm.2018.18>.
- [113] M.A. Othuman, Y.C. Wang, Elevated-temperature thermal properties of lightweight foamed concrete, Constr. Build. Mater. 25 (2011) 705–716. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.07.016>.
- [114] W.J. Parker, R.J. Jenkins, C.P. Butler, G.L. Abbott, Flash method of determining thermal diffusivity, heat capacity, and thermal conductivity, J. Appl. Phys. (1961). <https://doi.org/10.1063/1.1728417>.
- [115] NETZSCH, Laser Flash Analysis - LFA, Produktfolder LFA 427. (2013).
- [116] ISO 22007-2 Plastics-Determination of thermal conductivity and thermal diffusivity — Part 2: Transient plane source (hot disc) method, (2015).
- [117] UNE-EN 13183-1 Contenido de humedad de una pieza de madera aserrada. Parte 1: Determinación por el método de secado en estufa, (2002).
- [118] UNE-ENV 1363-3 Ensayos de resistencia al fuego. Parte 3: Verificación del comportamiento del horno., (2000).
- [119] RIELLO S.p.A, Technical data, (n.d.).

- [120] UNE 58112-5 Cranes and lifting appliances. Classification. Part 5: Overhead travelling and portal bridge cranes., (1991).
- [121] UNE 58132-3 Lifting appliances. Rules for the design. Part 3: Calculation of structures and joints., (2005).
- [122] UNE 58132-3:2005 ERRATUM: 2005 Lifting appliances. Rules for the design. Part 3: Calculation of structures and joints, (2005).
- [123] Cámara térmica para análisis en tiempo real FLIR A325sc, (n.d.). <https://www.flir.es/products/a325sc/>.
- [124] J.J. Del Coz Díaz, F.P. Álvarez-Rabanal, O. Gencel, P.J. García Nieto, M. Alonso-Martínez, A. Navarro-Manso, B. Prendes-Gero, Hygrothermal study of lightweight concrete hollow bricks: A new proposed experimental-numerical method, *Energy Build.* (2014). <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2013.11.060>.
- [125] Ansys® Academic Research Mechanical, Release 19.2, Mechanical User's Guide, ANSYS, Inc., (n.d.).
- [126] U. Wickström, Temperature calculation in fire safety engineering, 2016. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-30172-3>.
- [127] R. Siegal, J.R. Howell, Thermal Radiation Heat Transfer, Second Edi, Hemisphere Publishing Corporation, 1981.
- [128] J. Ghojel, Experimental and analytical technique for estimating interface thermal conductance in composite structural elements under simulated fire conditions, *Exp. Therm. Fluid Sci.* (2004). [https://doi.org/10.1016/S0894-1777\(03\)00113-4](https://doi.org/10.1016/S0894-1777(03)00113-4).
- [129] A. Espinos, M.L. Romero, A. Hospitaler, Advanced model for predicting the fire response of concrete filled tubular columns, *J. Constr. Steel Res.* 66 (2010) 1030–1046. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.03.002>.
- [130] Z. Tao, M. Ghannam, Heat transfer in concrete-filled carbon and stainless steel tubes exposed to fire, *Fire Saf. J.* 61 (2013) 1–11. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.07.004>.
- [131] A. Gholamhoseini, R.I. Gilbert, M.A. Bradford, Z.T. Chang, Longitudinal shear stress and bond-slip relationships in composite concrete slabs, *Eng. Struct.* (2014). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.03.008>.
- [132] V. Kodur, M. Dwaikat, R. Fike, High-temperature properties of steel for fire resistance modeling of structures, *J. Mater. Civ. Eng.* (2010). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000041](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000041).
- [133] G.A. Houry, C.E. Majorana, F. Pesavento, B.A. Schrefler, Modelling of heated concrete, *Mag. Concr. Res.* (2002). <https://doi.org/10.1680/macr.2002.54.2.77>.
- [134] M. Alain, P. Pierre, Modelling of Concrete Behaviour at High Temperature, Springer International Publishing, Cham, 2019. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-11995-9>.
- [135] Á. García Meseguer, F. Morán Cabré, J.C. Arroyo Portero, Jiménez Montoya Hormigón

armado, 15<sup>a</sup> Edició, GUSTAVO GILI, 2010.

- [136] V. Kodur, M. Dwaikat, R. Fike, High-temperature properties of steel for fire resistance modeling of structures, *J. Mater. Civ. Eng.* 22 (2010) 423–434. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000041](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000041).

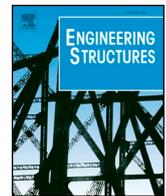
# ANEXOS

- ANEXO I**      **Artículo 1. “Comparative study of LightWeight and Normal Concrete composite slabs behaviour under fire conditions”.**
- ANEXO II**      **Artículo 2. “Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through MEF”**
- ANEXO III**      **Resultados de los modelos acoplados: Comportamiento estructural.**



**ANEXO I. Artículo 1. “Comparative study of LightWeight and Normal Concrete composite slabs behaviour under fire conditions”**





# Comparative study of LightWeight and Normal Concrete composite slabs behaviour under fire conditions

Juan José del Coz-Díaz\*, Juan Enrique Martínez-Martínez, Mar Alonso-Martínez, Felipe Pedro Álvarez Rabanal

Department of Construction and Manufacturing Engineering, University of Oviedo, Spain

## ARTICLE INFO

### Keywords:

Fire resistance  
Composite slab  
Lightweight concrete  
Intermediate-scale specimens

## ABSTRACT

This paper presents the experimental study of lightweight concrete (LWC) and normal concrete (NC) composite slabs with steel decking profile exposed to standard time-temperature curve. LWC composite slabs are very efficient in terms of energy savings and sustainability due to their low values of thermal transmittance. In this study NC is used to compare the fire behaviour of LWC composite slabs. Dimensions of the slab are 160 mm thick, 1120 mm wide and 2030 mm long. In order to perform fire tests in the intermediate-scale samples, a non-standard furnace was designed and assembled. The furnace is composed of a heating chamber, a gas evacuation system and a portal frame. The heating chamber is made of a steel framework and refractory layers. The evacuation system, which has an auxiliary vein with a fan to introduce air, extracts hot gases. The portal frame is composed of steel profiles with a rotating beam equipped with a linear actuator to apply the load on the samples. This beam is opened to allow the slabs to be placed and closed during the test. Finally, experimental results show that the time of fire resistance is close to 30 min for both types of slabs. Free water within the slabs affects the temperature increase of concrete. Thus, the temperature distribution inside the slab follows a non-constant trend, due to the movement and evaporation of the free water. Furthermore, although there is de-bonding between the steel and the slabs, no spalling is detected.

## 1. Introduction

Composite slabs have been widely used over the last decades. They usually consist of a steel decking profile and *in-situ* NC. Light reinforcement embedded in concrete mitigates shrinkage and absorbs tensile stress [1]. In this type of structural elements, the steel decking works as a lost framework for fresh concrete and as lower reinforcement after the concrete hardens [2]. In addition, composite slabs made of LWC and steel decking provide a suitable structural system in the construction industry. They have many advantages due to the cellular structure of LWC aggregates such as the reduction of weight and of the foundation size as well as good thermal insulation properties [3,4]. However, the advantages of these structural systems are challenged under fire conditions.

Fire is one of the most severe environmental risks to be taken into account in the design of civil and industrial structures. When civil structures are exposed to fire, they are deformed and lose load-bearing capacity [5]. Fire resistance is usually quantified as the time an element can withstand a load under standard fire heating conditions. The

severity of the fire is evaluated using laboratory tests following standard time-temperature curves. These curves are defined in the European standard EN 1363-1:2015 [6] and the international standard ISO 834-1 [7]. However, fire resistance tests are not intended to simulate real fires; their purpose is to classify the fire performance of structures using a standardized scale [8].

Fire resistance equipment for structural tests must include a furnace to achieve standard time-temperatures and a system to apply a constant load during the test [6]. The standards allow hydraulic and mechanical systems or dead weights to apply a constant load. In this case, a hydraulic system supported by a steel loading frame was used [9].

A furnace is used to follow the standard time-temperature curves. To record temperature, thermocouples are placed inside the furnace and near the specimen. The fuel, the burners and the refractory lining are the key aspects of furnace designs [10]. Furnace designs vary as to their function and type of fuel [11]. Although the thermal performance of furnaces has been researched over the last decades, the construction of furnaces is not addressed in Spanish or international standards.

A classic fire furnace is made up of a steel box lined with fibre

\* Corresponding author at: GICONSIME Research Group, University of Oviedo, Spain.

E-mail addresses: [delcoz@uniovi.es](mailto:delcoz@uniovi.es), [juanjo@constru.uniovi.es](mailto:juanjo@constru.uniovi.es) (J.J. del Coz-Díaz).

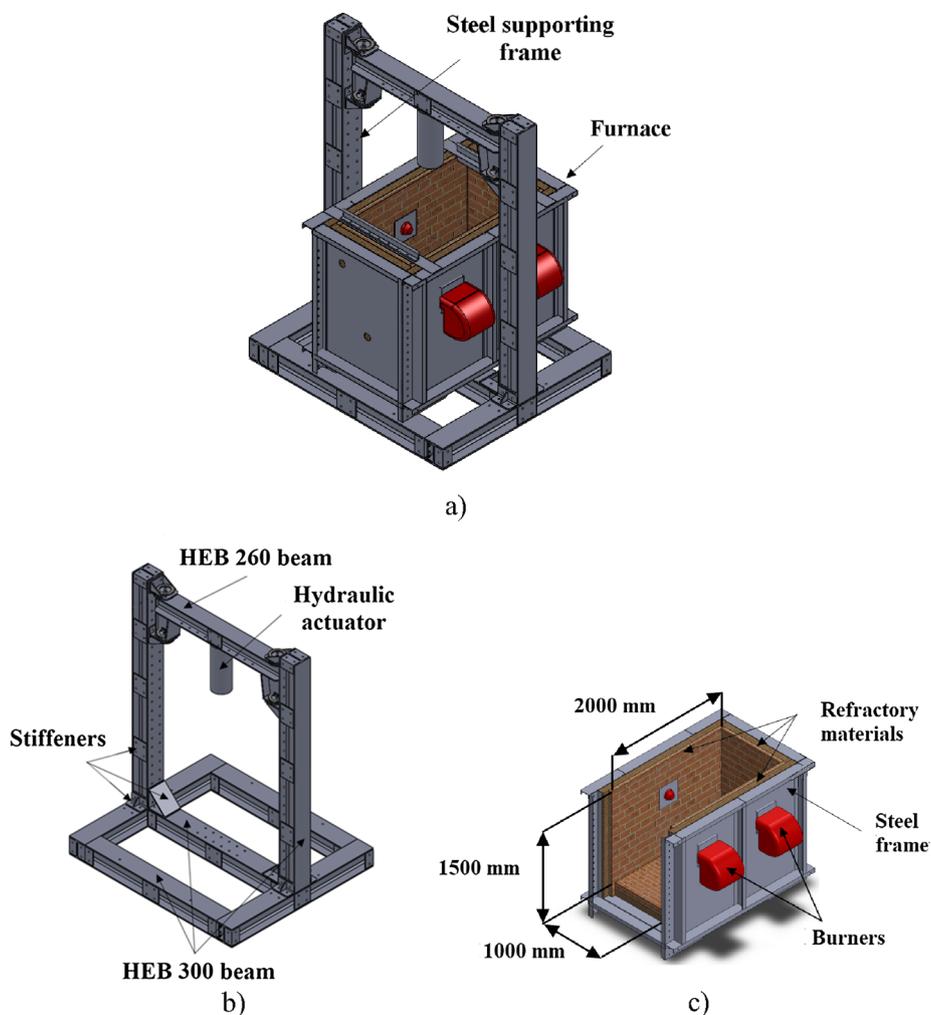


Fig. 1. Components of the furnace: (a) furnace and steel frame, (b) steel frame with rotating beam and (c) furnace.

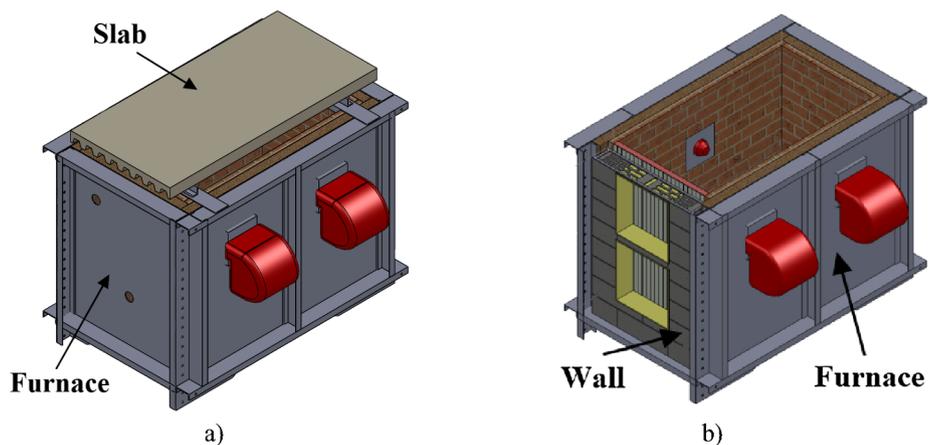


Fig. 2. Fire resistance tests: (a) horizontal element (slab) and (b) vertical element (wall).

blanket and ceramic fire bricks. The design of a furnace for fire resistance testing requires burners; a gas evacuation system; thermocouples; and a programmable control system [10].

In recent years, full-scale fire tests have given way to intermediate-scale tests that save costs and provide an accurate study of the fire resistance behaviour of composite slabs. When a composite slab is exposed to fire, the steel decking profile heats and by conduction the temperature of concrete increases. The steel decking separates from the

concrete slab due to the increment of temperature and the different thermal strains of steel and concrete [12]. Guo and Bailey [13] have reported separation of the deck from the concrete slab during the heating phase.

In 2002, Lim et al [14] conducted six tests in concrete slabs which were heated during three hours with Standard fire ISO 834 and loaded with 3 kPa. The results showed that the fire resistance of the slabs exceeded the predictions of standards. Guo-Qiang Li et al [15] developed

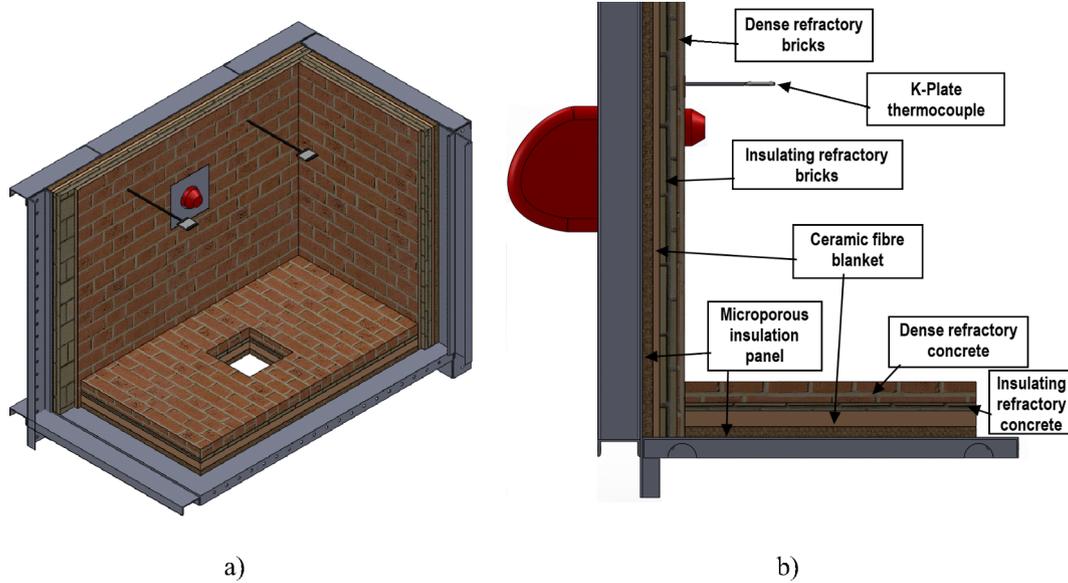


Fig. 3. Internal furnace composition: (a) isometric view and (b) profile view.

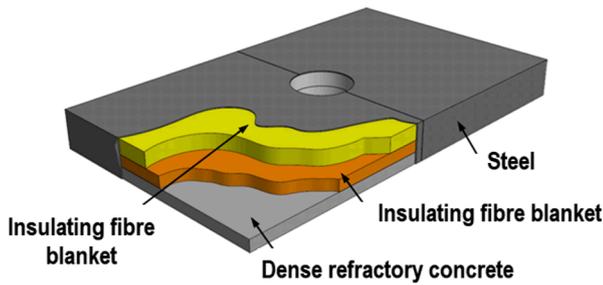


Fig. 4. Lid composition.

fire tests of composite slabs with steel decking. Four slabs were subjected to 100 min under Standard fire ISO 834. The temperature measured on the non-exposed surface were less than 100 °C. They concluded that Eurocode 4 is conservative.

Several research works have studied the thermal properties of concrete exposed to fire [16,17]. These properties depend on temperature and on the composition of concrete [18]. When concrete is exposed to fire, various reactions occur. These include the vaporization of free water at around 100 °C, the loss of chemically bonded water through the dissociation of hydrated calcium silicate between 150 and 300 °C, and the complete desiccation of pore system and decomposition of hydration products between 400 and 600 °C [18].

This work studies the effects of fire exposure on LWC and steel decking profile composite slabs in a customized furnace designed by the authors. Therefore, temperature distribution and deflection of composite slabs are measured, recorded and analysed. Thus, the main objectives of this research work include: (a) design and construction of a furnace to reproduce fire conditions established in Spanish standard UNE-ENV 13381-5: 2014 [19], (b) study of the fire resistance of composite slabs made of steel decking profile and LWC, (c) comparison of

fire resistance performance between NC and LWC composite slabs.

## 2. Fire test furnace description

The fire test furnace consists of a furnace or a burner combustion chamber including a gas evacuation system, and a steel frame with a hydraulic linear actuator to applied loads on the elements (Fig. 1). It was designed to follow either a custom designed fire development profile or a time-temperature curve specified in fire resistance standards such as ISO 834 [7]. To provide a uniformly distributed temperature inside the furnace a Proportional-Integral-Derivative (PID) controller was used. The PID controls the process of the structural test under fire conditions satisfying the requirements of the European directives on safety and electromagnetic compatibility (EMC).

The furnace can test vertical and horizontal elements such as floor, wall, beam and slab elements, and subject them to specific heating and load conditions (see Fig. 2). Summarizing, the following tests can be carried out on the designed equipment:

- Fire resistance tests on horizontal separation elements, such as slabs (see Fig. 2a), on one face.
- Fire resistance tests on vertical separation elements, such as walls (see Fig. 2b) on one side.
- Fire resistance tests on vertical elements, such as pillars, on all sides.

Key aspects of the design and operation of this equipment are burner adjustment, refractory properties of all industrial furnace components, and a rotating beam. The burners manage flame to control the temperature inside the furnace. This furnace has three burners placed on the wall that heat the interior of the furnace uniformly. The refractory materials reduce heat loss and ensure that the standard time-temperature curve is followed, maintaining the heat in the furnace. Finally, heat flux and gases are extracted during the fire resistance test

**Table 1**  
Floor composition and main properties.

Layers	Thickness (mm)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	Thermal conductivity (W/mK)
Microporous insulation panel	40	350	0.0343
Ceramic fibre blanket	60	128	0.2888
Insulating refractory concrete	30	1300	0.5757
Dense refractory concrete	80	2800	2.79

**Table 2**  
Walls composition and main properties.

Layers	Thickness (mm)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	Thermal conductivity (W/mK)
Steel	6	7800	57.37
Microporous insulation panel	40	350	0.0343
Ceramic fibre blanket	25	128	0.2888
Insulating refractory bricks	64	660	0.2733
Dense refractory bricks	30	2600	2.398

**Table 3**  
Lids composition and main properties.

Layers	Thickness (mm)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	Thermal conductivity (W/mK)
Steel	6	7800	54.37
Insulating fibre blanket	100	128	0.1467
Insulating fibre blanket	75	128	0.4256
Dense refractory concrete	75	2800	2.79

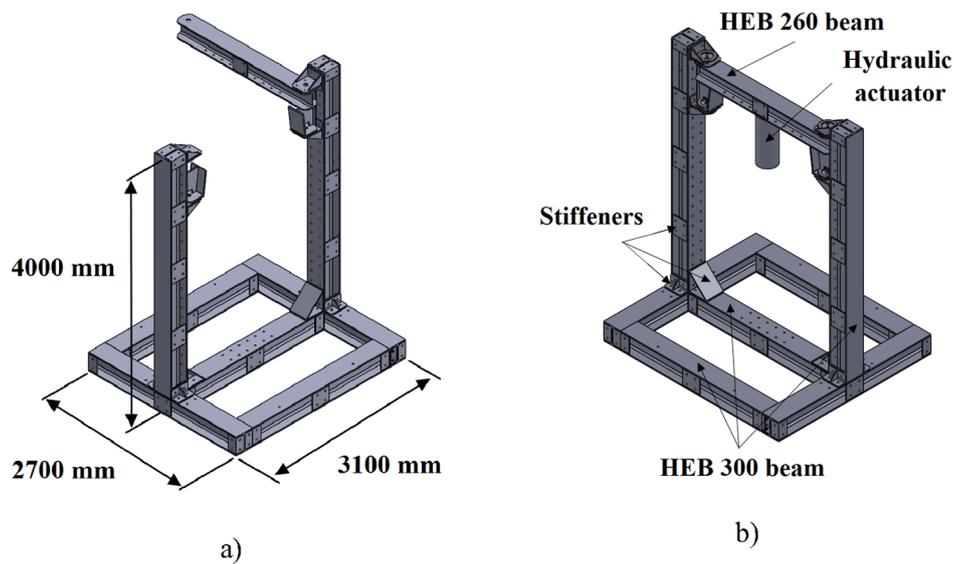


Fig. 5. Portal frame: (a) open position and (b) closed position.

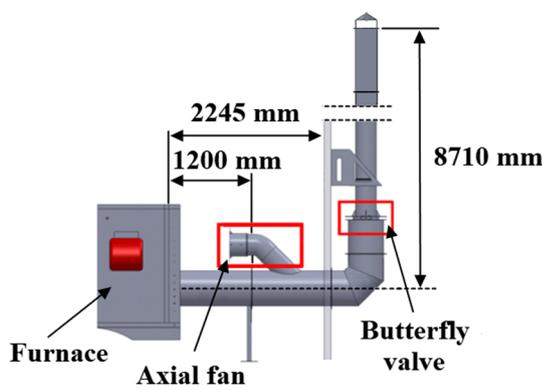


Fig. 6. Gas evacuation system.

by means of a gas evacuation system. PID controller is added to control temperature and pressure in real-time and follow Standard time-temperature curves. PID controller includes an emergency power off system to ensure the furnace operates under fire conditions. The control of the system is crucial to minimize existing hazards.

2.1. Furnace and steel frame: dimensions and description.

The furnace has been designed in compliance with the requirements of UNE-EN 1363-1: 2015 [6], UNE-EN 1363-2: 2000 [20], UNE-EN 1363-3: 2000 [21], and UNE-EN 13381-5: 2016 [19]. The internal dimensions of the furnace are 1000 mm wide, 2000 mm long and 1500 mm high, as shown in Fig. 1.

The furnace has a metallic structure composed of UPN160 profiles, and a 6 mm steel sheet enclosure. The steel sheet enclosure protects the interior of the furnace. Furthermore, the furnace is lined with several internal layers of different refractory materials, which insulate the interior of the furnace.

Furnace floor and wall insulation are made up of four layers with different refractory materials (Fig. 3). This ensures correct thermal insulation and uniform conditions inside the furnace. The floor of the furnace has an opening used to fix a vertical element or structure inside the furnace to test it under fire conditions. In addition, the furnace includes a removable lid (Fig. 4) composed of a carbon steel outer sheet and an inner layer made of refractory concrete reinforced with steel. The lid also has a central hole in order to apply a load by means of a hydraulic actuator. In this way, pillars can be tested in the furnace



Fig. 7. Furnace floor construction.



Fig. 8. Furnace walls construction.

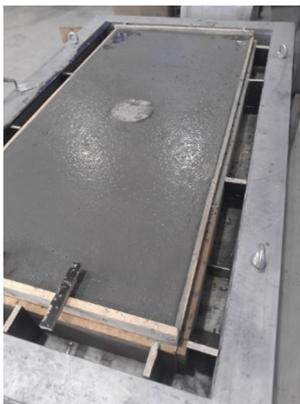
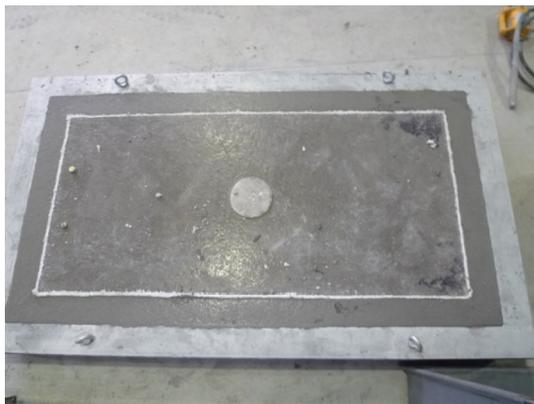


Fig. 9. Furnace lid construction.

under tensile or compression loads. The perimeter of the lid and the opening are protected with high-temperature insulation wool.

The materials that make up the refractory layers, as well as their thickness and density are shown in the following tables (Tables 1, 2 and 3):

Three RL 22 BLU burners are installed to apply the fire load. They are fueled by light oil and are designed to operate with two-stage of operation: low flame and high flame [22]. The combustion head is designed to create partial smoke recirculation. Thus, NOx emissions are reduced. The burners deliver an average of 89–178 kW for the first stage and 116–261 kW for the second stage of power to the furnace.

The portal frame has been designed in compliance with the requirements of UNE 58112-5: 1991 [23], UNE 58132-3: 2005 [24], UNE 58132-3:2005 ERRATUM: 2005 [25] standards. The main dimensions of the test rig are 3100 mm wide, 2700 mm long and 4000 mm high, as shown in Fig. 5a). The portal frame has a metallic structure composed



Fig. 10. Furnace assembly.

Drying curve

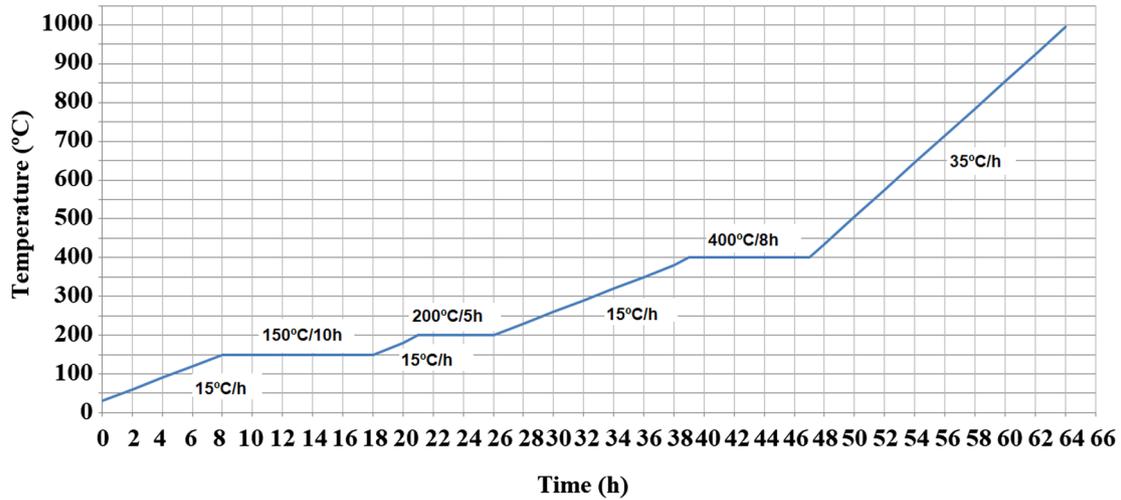


Fig. 11. Furnace drying curve.

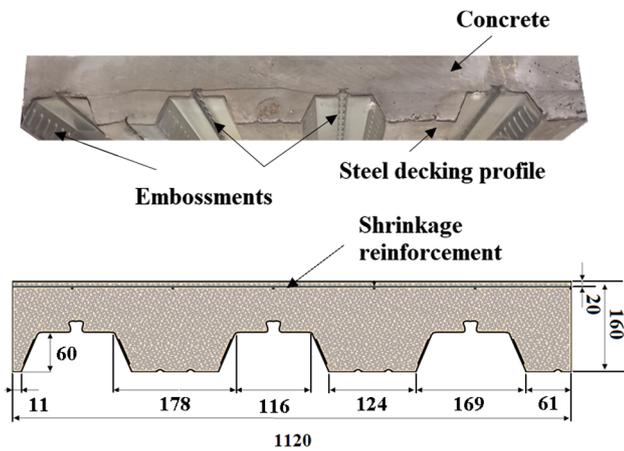


Fig. 12. Detail of cross-section of slab (unit: mm).

of HEB300 profiles, including 20 mm stiffeners in the main joints (see Fig. 5(b)). This steel frame includes a rotating beam, which allows the placement of the specimens on the furnace. The rotating beam either be open or closed as can be seen in Fig. 5. This structure supports the hydraulic actuator loads as well as the dead weight, both closed and open positions.

2.2. Gas evacuation system: dimensions and description.

The gas evacuation system is composed of a horizontal duct, an auxiliary vein and a chimney including a butterfly safety valve, as shown in Fig. 6. The first section, or horizontal duct, connects the furnace and the safety valve with a 500 mm diameter pipe including a single mitre bend made up of a 5 mm steel plate. The chimney connects the butterfly valve and evacuates the hot gases to the exterior of the furnace with a 300 mm diameter pipe.

In the horizontal duct, an auxiliary vein is placed. An air flux is

injected in the main conduct via an axial flow fan at ambient temperature. This fan guarantees adequate values of pressure inside the furnace and the temperature of the gases at the outlet of the chimney. The temperature of the outlet gases must be higher than 100 °C to avoid possible condensation, and lower than 400 °C, to preserve the integrity of the chimney pipe.

The butterfly valve is closed when the temperature of the chimney exceeds 400 °C. Furthermore, the interior of the horizontal duct and mitre bend are lined with a cement-mortar with an insulation thickness of 100 mm.

The fire testing facility was assembled in stages. Firstly, the base of the steel frame was placed and joined using five HEB 300 profiles and M20 bolt connections. Secondly, the furnace was set up *in situ* as is illustrated in Figs. 7–10. Finally, the columns of the test rig and the rotating beam were connected to the base. In addition to the construction of the test rig and furnace, a gas evacuation system was designed, manufactured and assembled to remove hot gases from the furnace.

Once the fire resistance testing equipment is assembled (steel frame, furnace and gas evacuation system), the running and control systems are installed.

2.3. Furnace start up

After the furnace was manufactured and assembled, and the control was configured, the interior of the furnace was dried to obtain the adequate properties of the refractory materials. In this sense, the initial hydrothermal state of these concrete porous materials must be changed in order to obtain appropriate thermal conductivity properties and avoid crack failures in the interior furnace insulation materials due to different mechanisms of moisture transport and moisture-induced stresses [3,26].

Summarizing, these materials must be dried following a specific process before putting the equipment into service. This drying process was specified by the refractory material supplier. The process was carried out using electrical resistances up to a temperature of 650 °C for

Table 4 Mechanical properties of concrete used.

Concrete type	Density (kg/m <sup>3</sup> )	Moisture content (%)	Compressive strength (MPa)	Young's Modulus (MPa)
LWC	1875	4.81	25.60	2.07 · 10 <sup>4</sup>
NC	2435	3.70	36.97	4.57 · 10 <sup>4</sup>

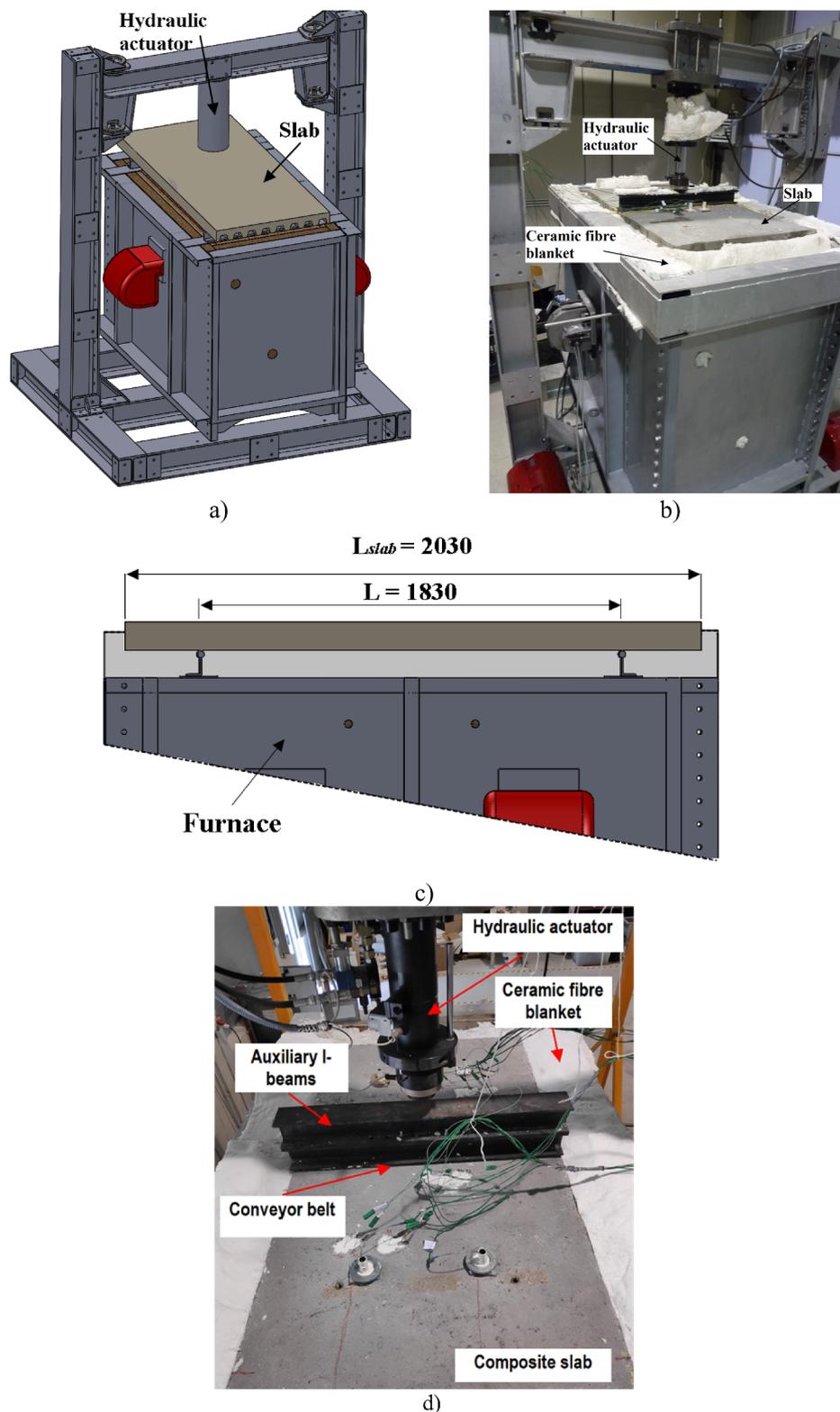


Fig. 13. Setup for standard fire tests: a) position of the slab on the furnace, b) gaps filled with ceramic fibre blanket, c) distance between supports and d) top view detail.

54 h (Fig. 11). The water content was reduced by half in the first 36 h of the process. The rest was removed gradually. The temperature inside the furnace was controlled combining the fixed plate thermocouples with additional thermocouples for the drying process.

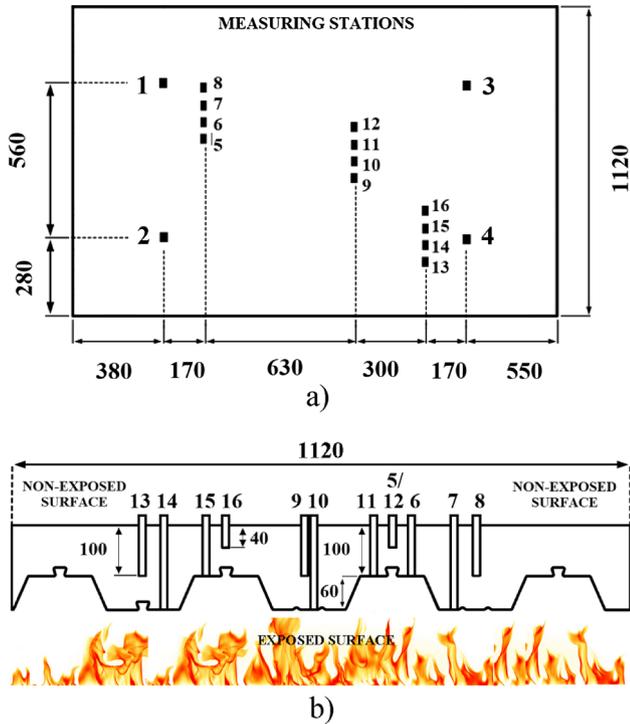
### 3. Materials and methods

#### 3.1. Materials

A series of experimental tests of composite slabs under fire conditions were carried out with identical profiled steel decking and

**Table 5**  
Load applied in fire resistance tests.

Type of slab	Failure loading (KN)	Maximum bending strength (KN-mm)	Load applied (KN)
LWC	165	39806.25	52.2
NC	193	46561.25	61.1



**Fig. 14.** Arrangement of thermocouples according to (UNE-EN 13381-5:2016 [19]): (a) non-exposed surface top view. (b) cross-section detail.

**Table 6**  
Thermocouple locations and nomenclature.

Thermocouple	Thermocouple type	Distance from non-exposed surface (mm)
1	DISC	0
2	DISC	0
3	DISC	0
4	DISC	0
5	K	40
6	K	100
7	K	160
8	K	100
9	K	100
10	K	160
11	K	100
12	K	40
13	K	100
14	K	160
15	K	100
16	K	40

dimensions. Two types of concrete were studied, normal concrete and lightweight concrete reinforced with polyolefin fibres. These composite slabs consisted of 1 mm thick unprotected trapezoidal profile steel decking and concrete cast of 160 mm thick, 1120 mm wide and 2030 mm long. In the upper part of the slabs, a reinforcement with 2 mm steel bars was used to avoid shrinkage cracks in concrete. Fig. 12 shows the detailed dimensions of the cross-section of the slabs as well as the reinforcement. The age of the concrete in the tested slabs was 180 days.

The aggregate used to manufacture LWC is an expanded clay, which is used in high-performance ultra-light mortars and provides thermal insulation due to its properties [4].

Each of concrete were studied following Spanish standards UNE-EN 12390-3:2009 [27] and UNE-EN 12390-13:2014 [28]. The mechanical properties of each concrete are shown in the following table (Table 4):

### 3.2. Methodology

The specimens were placed over the furnace so that the bottom surface of the slab (the steel decking) was exposed to fire, while the upper surface (concrete) was exposed to the ambient environment, shown in Fig. 13(a). The gaps between the slab and the furnace walls were filled with ceramic fibre blanket to avoid heat losses as shown in Fig. 13(b, c).

The experimental tests followed standards UNE-EN 1363-1:2015 [6] and UNE-EN 13381-5:2016 [19] which set out the procedure for testing composite slabs under fire conditions. In the tests carried out in this work a constant load was applied to the centre of the slab at ambient temperature for 15 min, as shown in Table 5. If the deflection of the slab exceeds  $L/250$  (where  $L$  is the distance between supports) during the load application time, the applied load must be reduced.

The load applied in these fire tests is determined following Eq. (1), shown in Table 1. It represents 60% of the maximum bending strength, which is calculated with the failure load of each slab at ambient temperature.

$$P = \frac{4 \times 0.6 \times M_{max,b}}{L} \tag{1}$$

where:

$P$  is the load applied in fire resistance tests (kN) for three point bending tests.

$M_{max,b}$  is the maximum bending strength at ambient temperature (kN-mm) for four point bending tests [4].

$L$  is the distance between supports, as shown in Fig. 13(c) (mm).

After the 15 min of constant load at ambient temperature, the slabs were subjected to the temperature-time standard curve (hereafter referred to as ISO 834). The test finished when one of the following performance criteria requirements of UNE-EN 13381-5:2016 [19] was reached:

1. There is an increment of temperature higher than 140 °C on the non-exposed surface,
2. Slab deflection exceeds  $L/30$
3. Slab deflection rate (mm/min) exceeds Eq. (2):

$$\frac{\partial \Delta}{\partial t} = \frac{L^2}{9000 \cdot d} \tag{2}$$

where:

$L$  is the distance between supports (mm).

$d$  is the distance between the centroidal axis of the profiled steel sheeting and the extreme fibre of the composite slab in compression (mm) [4].

To obtain the distribution of the temperature inside the slab, 16 type K thermocouples were used as shown in Fig. 14(a). The arrangement and the depth of thermocouples in the cross-section of the slab are represented in Fig. 14(b). The location and nomenclature of the thermocouples are shown in Table 6. The temperature and the slab deflection were recorded every 20 s.

Fig. 15 shows the curve fitting between the ISO 834 and the temperature of the air inside the furnace during the fire tests. The percentage of deviation between the curves is always within the margin of

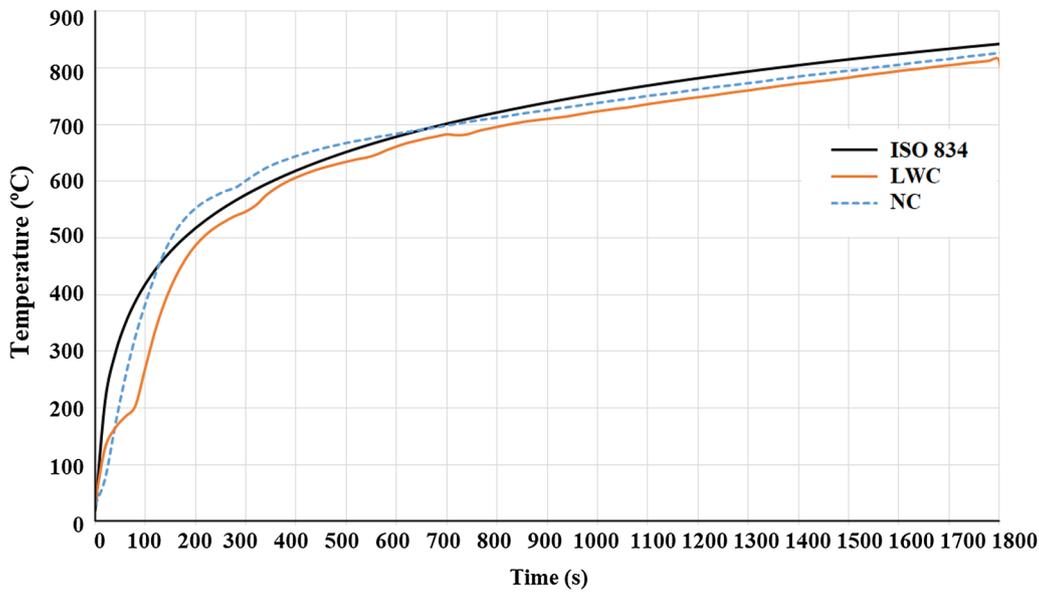


Fig. 15. Comparison of ISO 834 and the average air furnace temperatures.

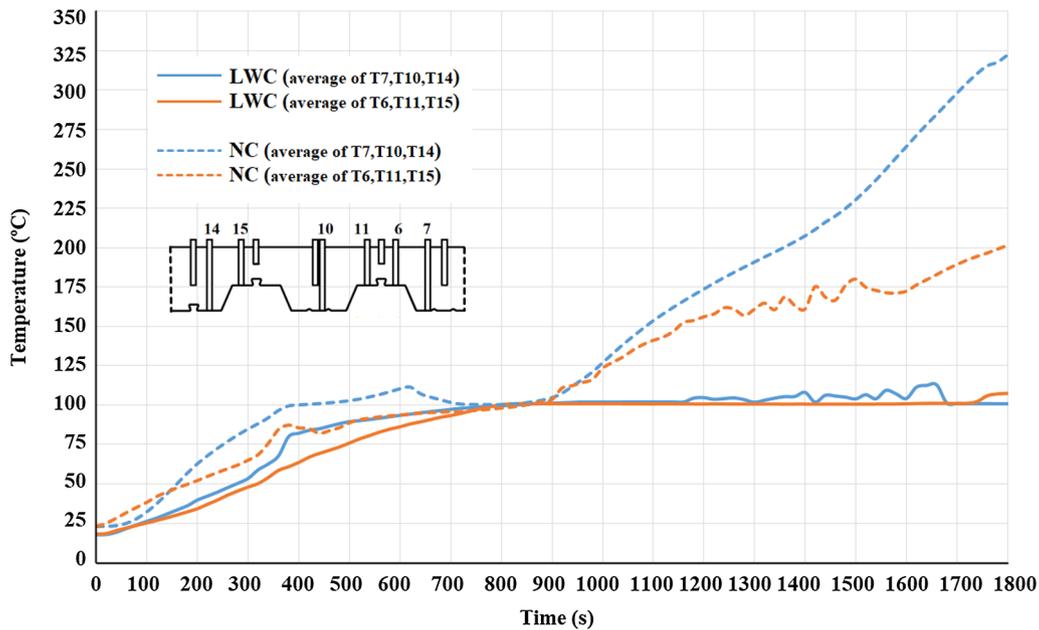


Fig. 16. Temperature measured in the steel decking.

error established in standard UNE-EN 1363-1:2015 [6]. However, due to the 30-second delay after starting up the burners, there is a significant deviation between ISO 834 and the experimental LWC curves, in the first 200 s.

**4. Experimental results**

Experimental results of this work show the mechanical performance of composite slabs under fire conditions. Fire resistance criteria for composite slabs according to Eurocode 4 part 1–2 [29] studied are the following:

- (1) Mechanical resistance, R, is the load bearing capacity of a building element to support an external load during a time period when it is exposure to fire on one or several sides.
- (2) Integrity, E, is the capacity of a separating element to avoid the fire spread (gases or flames).

- (3) Insulation, I, is the capacity of a separating element to limit the temperature rise.

Each one of these criteria is followed by the time limit in minutes (30, 60, 90, 120, 180 and 240). R30 stands for 30 min of mechanical resistance.

**4.1. Thermal results**

With regard to thermal insulation, the temperature development within the slab is an important factor to avoid ignition and to prevent the spread of fire. The average temperatures recorded in the steel decking profile as well as the average temperatures recorded within the concrete slab are shown in Fig. 16 and in Fig. 17.

The temperature at the steel decking profile is lower than the air furnace temperature, although the composite slabs are exposed to ISO 834. Based on Fig. 16, the bottom of NC slab reaches 100 °C at 400 s,

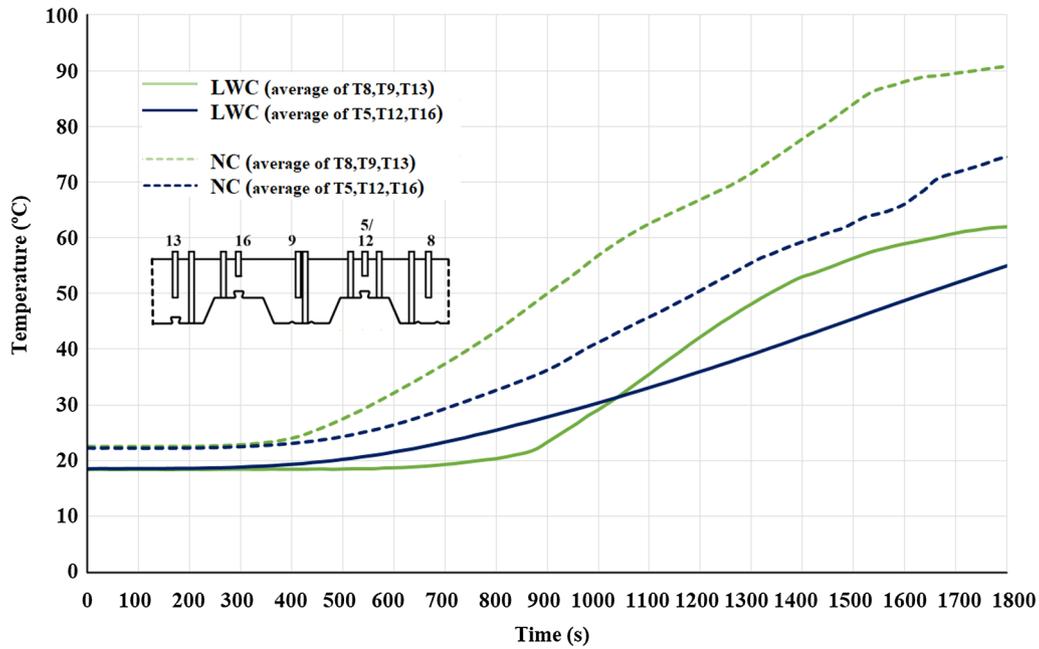


Fig. 17. Temperature measured in the concrete.

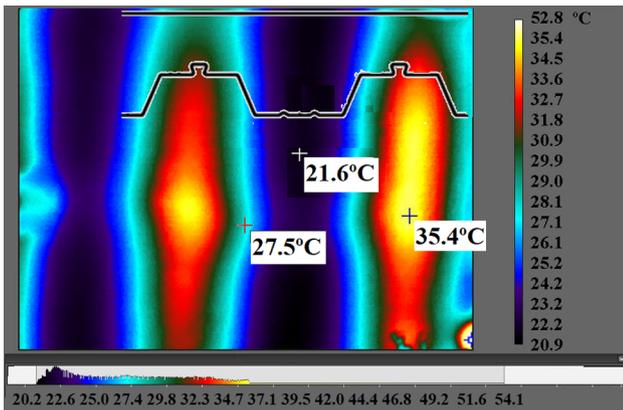


Fig. 18. Thermal image on the non-exposed surface of NC composite slab at 600 s.

Table 7  
Average results of experimental tests.

Type of concrete	Load applied (KN)	Deflection (mm)	Duration of test (s)
LWC	52.20	65.4	1780
NC	61.06	62.29	2000

and after 800 s of testing its temperature started to raise again. While, LWC slab reaches 100 °C at 800 s of testing, and the temperature kept 100 °C until the end of the test. Fig. 16 shows the graph with the temperature measured in the steel decking for both types of composite slabs, LWC and NC.

The temperature distribution in the thick and thin portions of the slab for the two cases studied is shown in Fig. 17. The temperature distribution in both cases, within the slab and on the unexposed surface, is greatly influenced by the type of concrete. A thermal camera is used to measure the temperature of a section on the non-exposed surface as shown in Fig. 18. The highest values correspond to the thinnest area.

#### 4.2. Structural results

According to UNE-EN 13381-5:2016 [19] the failure criteria due to load-bearing capacity is achieved if the deflection reaches the deflection limit ( $L/30$ ) or the deflection rate exceeds Eq.(2). These tests ended when the sample deflection values exceeded  $L/30 = 61$  mm. Table 7 shows the load applied, the deflection achieved and the test time for each one of the experimental tests.

The composite slabs deflection is checked among the tests, as shown in Fig. 19. The structural behaviour follows the same trend in both cases: NC and LWC. However, LWC composite slabs show a rapid deflection increment over 1300 s with respect to NC slabs, due to its lower mechanical properties.

After the fire tests, all the specimens were removed from the furnace and examined. The following findings are indicated:

1. As a result of the different thermal expansion coefficients of concrete and steel, debonding or slip between steel decking and concrete occurs (Fig. 20(a)).
2. The debonding effect causes equidistant cracks through which steam escapes (Fig. 20(b)).
3. Although the R30 fire resistance criteria (the slab resists 30 min of fire exposure) is achieved for the NC composite slab, according to the UNE-EN 13381-5 standard, the load-bearing capacity for the LWC slab is not satisfied.
4. No spalling is appreciated in the compression zones of the slabs (Fig. 20(c) and (d)).

#### 5. Conclusions

This research paper provides the design of a furnace for structural tests under fire conditions. This furnace was designed to test both, vertical and horizontal structural elements. The specimens are exposed to a specific heating when a controlled load is applied on them. Walls with the lateral face exposed to fire, pillars in the center of the furnace with all the faces exposed to fire, or the exposed sides of floors may be tested in this innovative equipment. In this work, the design of this novel furnace was proved for composite slabs. Specimens made of different materials were tested following the international standards. The results show that the original design of the furnace is suitable to test this

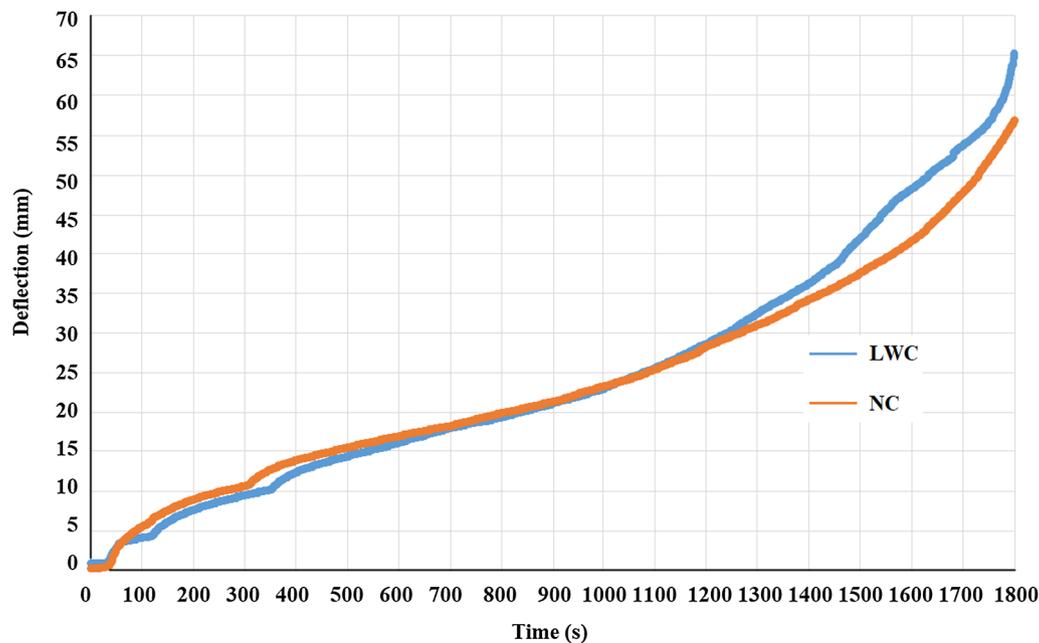


Fig. 19. Deflection measured.

kind of structural elements under fire conditions. Mechanical resistance of the composite slabs, as well as integrity and insulation were obtained using this new furnace, which was designed and manufactured by the authors of this work.

The most relevant observations with regard to the design of this innovative furnace are the following:

- (1) The design of the steel frame includes a rotating beam to facilitate the placement of the specimens in the furnace.
- (2) In this equipment it is mandatory to dry the refractory materials following a specific process before putting the equipment into service. This drying process was carried out using electrical resistances up to a temperature of 650 °C for 54 h and by burners for higher temperatures.
- (3) Location and characteristics of sensors must be studied in advance to evaluate the real performance of the furnace. Pressure and temperature limits are safety mechanisms to reduce existing hazards in the furnace. In this equipment, temperature inside the furnace is measured in real-time during the tests using K-plate thermocouples. Pressure inside the furnace is also measured in real-time using a differential pressure transducer. Both temperature and pressure measurements are monitored by the PID controller. Finally, the temperature inside the chimney is also measured. An emergency power off system was setup in a maximum temperature of 400 °C to reduce existing hazards.
- (4) For controlling the time-temperature curve, the temperature in the interior of the furnace is measured and compared with the target temperature (ISO 834). Depending on differences between the measured temperature inside the furnace and the standard temperature, the PID controller controls the heating demand. Other operating conditions are wired to activate alarms that stop the burners. The control of the system is crucial to ensure correct, safe performance of the equipment.
- (5) Suitable selection and arrangement of burners provides a uniform temperature inside the furnace. To satisfy standardized tests, appropriate burners and control must be implemented.

Furthermore, this research paper has compared composite slabs made of different concretes from thermal and structural points of view. The most relevant conclusions with regard to the comparison of

LWC and NC composite slabs under fire conditions are:

- (1) The presence of water within slab causes a non-constant temperature rising. The concrete temperature increases up to 100 °C and the temperature does not increase until all the water is removed by evaporation. The heat transfer phenomenon is influenced by moisture content and permeability of concrete. During the heating, an endothermic reaction caused by the vaporization of free water takes place. A certain amount of energy is needed for this dehydration process, thus retarding the heating process.
- (2) The evaporation process in LWC slabs is much slower than the evaporation in NC slabs. This is caused by the higher permeability of the LWC and the porosity of the expanded clay, which increases the moisture content. Consequently, the LWC heat transfer and the exposed surface temperature are lower than for NC under fire conditions.
- (3) The experimental results show that there is no spalling in either LWC or NC slabs. Therefore, the steel decking profile acts as a barrier preventing explosive spalling. However, debonding of the profile steel decking does take place.
- (4) In this study both integrity and insulation criteria are satisfied, however, load-bearing criteria does not achieve the minimum value of 30 min for LWC.

Future research works will be focused on testing other LWC slabs to evaluate the failure mode of this kind of slabs under fire conditions. Other lightweight aggregates can be studied to identify their influence on structural behaviour under fire conditions. Finally, the water content and the water transport phenomena are also very interesting studies.

#### CRedit authorship contribution statement

**Juan José del Coz-Díaz:** Conceptualization, Supervision. **Juan Enrique Martínez-Martínez:** Data curation, Writing - original draft, Visualization. **Mar Alonso-Martínez:** Methodology, Writing - review & editing. **Felipe Pedro Álvarez Rabanal:** Validation, Investigation.

#### Declaration of Competing Interest

The authors declared that there is no conflict of interest.

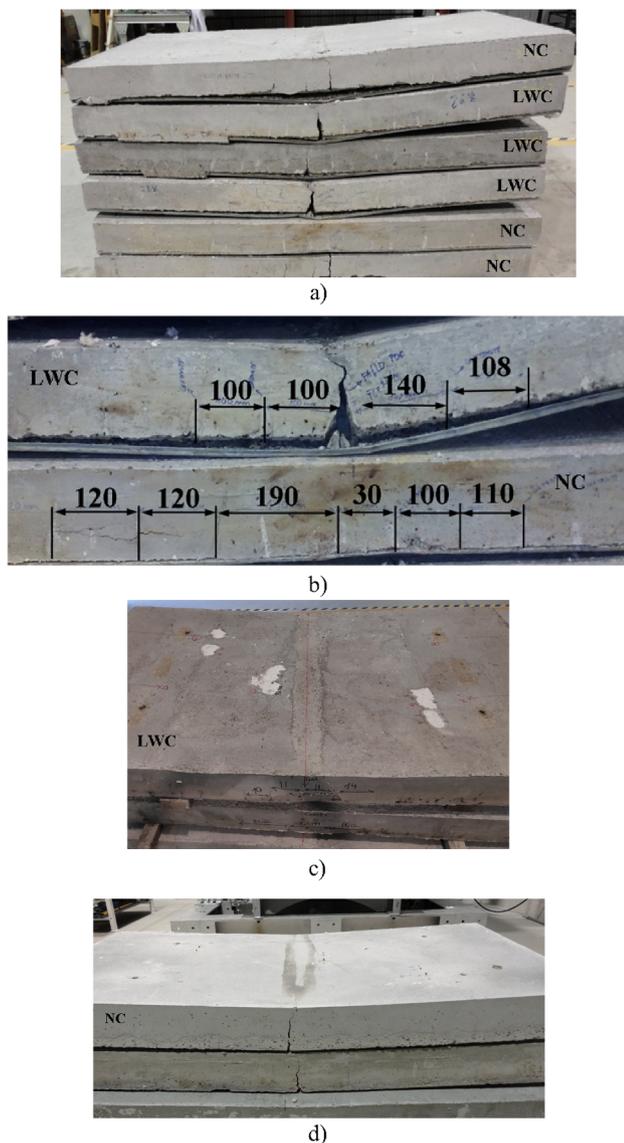


Fig. 20. (a) Debonding of the profile steel decking and concrete interface, (b) equidistant crack in mm, (c) compression zone of LWC composite slab and (d) compression zone of NC composite slab.

### Acknowledgements

The authors of the research presented in this paper acknowledge the financial support provided by the Ministry of Science, Innovation and Universities through the National Project PGC2018-098459-B-I00. Furthermore, the authors also thank the regional funds through the Asturian Government and FICYT and also co-financed with FEDER

funds under Research Project GRUPIN-IDI/2018/000221.

### Appendix A. Supplementary material

Supplementary data to this article can be found online at <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110196>.

### References

- [1] Johnson RP, Wang (Contributions by) YC. *Composite structures of steel and concrete*. 4th ed. Wiley-Blackwell; 2018.
- [2] Rackham JW, Couchman GH, Hicks SJ. *Composite slabs and beams using steel decking: best practice for design and construction* (revised ed.), MRCMA technical paper no. 13/SCI publication no. P300; 2009.
- [3] Del Coz Díaz JJ, Álvarez Rabanal FP, García Nieto PJ, Domínguez Hernández J, Rodríguez Soria B, Pérez-Bella JM. Hygrothermal properties of lightweight concrete: experiments and numerical fitting study. *Constr Build Mater* 2013;40:543–55.
- [4] Alvarez Rabanal FP, Guerrero-Muñoz J, Alonso-Martínez M, Martínez-Martínez JE. Bending and shear experimental tests and numerical analysis of composite slabs made up of lightweight concrete. *J. Eng.* 2016;2016:1–10.
- [5] Wickström U. *Temperature calculation in fire safety engineering*; 2016.
- [6] UNE-EN 1363-1:2015. *Fire resistance tests – Part 1: General requirements*.
- [7] International Standard ISO 834-1. *Fire-resistance tests-elements of building construction – Part 1: General requirements*, vol. 1999; 1999.
- [8] Buchanan AH, Abu A. *Structural design for fire safety*; 2017.
- [9] Toric N, Divic V, Boko I. Behaviour of prestressed hollow-core concrete slab under fire – experimental study. *Teh Vjesn Gaz* 2012;19(4):847–56.
- [10] Sierra Labarta JJ. *Diseño de un horno para ensayos de la resistencia al fuego de materiales de construcción*; 2007.
- [11] Welch S, Rubini P. Three-dimensional simulation of a fire-resistance furnace. *Fire Saf J* 1997;5:1009–20.
- [12] Lim L. *Membrane action in fire exposed concrete floor systems*. University of Canterbury; 2003.
- [13] Guo S, Bailey CG. Experimental behaviour of composite slabs during the heating and cooling fire stages. *Eng Struct* 2011;33(2):563–71.
- [14] Lim L, Wade C. *Experimental fire tests of two-way concrete slabs*. Christchurch: University of Canterbury School of Engineering; 2002. *Fire engineering research report 02/12*.
- [15] Li G-QQ, Zhang N, Jiang J. Experimental investigation on thermal and mechanical behaviour of composite floors exposed to standard fire. *Fire Saf J* 2017;89(August 2015):63–76.
- [16] Othuman MA, Wang YC. Elevated-temperature thermal properties of lightweight foamed concrete. *Constr Build Mater* 2011;25(2):705–16.
- [17] Al-Sibahy A, Edwards R. Thermal behaviour of novel lightweight concrete at ambient and elevated temperatures: experimental, modelling and parametric studies. *Constr Build Mater* 2012;31:174–87.
- [18] Venkatesh K. *Properties of concrete at elevated temperatures*. ISRN Civ Eng 2014;2014:15.
- [19] UNE-EN 13381-5:2016. *Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members – Part 5: Applied protection to concrete/profiled sheet steel composite member*.
- [20] UNE-EN 1363-2:2000. *Fire resistance tests – Part 2: Alternative and additional procedure*.
- [21] UNE-ENV 1363-3:2000. *Fire resistance tests – Part 3: Verification of furnace performance*.
- [22] RIELLO S.p.A. *Technical data*.
- [23] UNE 58112-5: 1991. *Cranes and lifting appliances. Classification. Part 5: Overhead travelling and portal bridge cranes*.
- [24] UNE 58132-3:2005. *Lifting appliances. Rules for the design. Part 3: Calculation of structures and joints*.
- [25] UNE 58132-3:2005 ERRATUM: 2005 *Lifting appliances. Rules for the design. Part 3: Calculation of structures and joints*.
- [26] Del Coz Díaz JJ, et al. *Hygrothermal study of lightweight concrete hollow bricks: a new proposed experimental-numerical method*. *Energy Build* 2014.
- [27] UNE-EN 12390-3:2009. *Testing hardened concrete – Part 3: Compressive strength of test specimens*.
- [28] UNE-EN 12390-13:2014. *Testing hardened concrete – Part 13: Determination of secant modulus of elasticity in compression*.
- [29] UNE-EN 1994-1-2:2016. *Eurocode 4 – Design of composite steel and concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design*.

**ANEXO II. Artículo 2. “Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through MEF”**



PAPER • OPEN ACCESS

## Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through FEM

To cite this article: Juan Enrique Martínez-Martínez *et al* 2018 *J. Phys.: Conf. Ser.* **1107** 032003

View the [article online](#) for updates and enhancements.



**IOP | ebooks™**

Bringing together innovative digital publishing with leading authors from the global scientific community.

Start exploring the collection—download the first chapter of every title for free.

## Study of the influence of heat transfer of a CLT beam through FEM

Juan Enrique Martínez-Martínez<sup>1</sup>, Mar Alonso-Martínez<sup>2</sup>, Felipe Pedro Álvarez Rabanal<sup>3</sup> and Juan José del Coz Díaz<sup>4</sup>.

<sup>1,2,3,4</sup> *Department of Construction and Manufacturing Engineering, GICONSIME, University of Oviedo, Spain*

quique@constru.uniovi.es

### ABSTRACT

The heat transfer through wood in a fire situation is controlled by several processes, such as species, rate of heating and reaction kinetics. The article examines the challenges related to the thermal analysis of Cross-Laminated Timber (CLT) beams under non-standard fire conditions using ANSYS software. In this work, three numerical simulations are developed using Finite Elements (FE). The boundary conditions applied to simulate non-standard thermal conditions are: heat flux, radiation and convection, and temperature. And these boundary conditions are useful to compare heat transfer through Cross-Laminated Timber (CLT). The thermal properties of the wood used are based on the Eurocode 5. To validate numerical models, existing experimental results are used. The results show that the heat transfer through the CLT beam could be adjusted only by conduction. Improving the adjustment with respect to radiation and convection condition.

**KEYWORDS:** *Cross-Laminated Timber; CLT; numerical simulation; heat transfer.*



## INTRODUCTION

Cross-laminated timber (CLT) is a product made of several layers (lamellae) of softwood timber, stuck together. Each lamella is glued crosswise using a polymer adhesive. This way of construction provides certain structural advantages, such as an increase in strength and stiffness in two directions [1].

The extended use of CLT in the modern construction industry makes it necessary to understand its structural behaviour under fire conditions. The combustibility of timber is one of the main reasons that standards restrict the use of wood. Most of the research carried out in fire field focuses on the charring rates [2].

In fire conditions, when the wood reaches temperatures above 220 °C, pyrolysis takes place. In this process, wood is transformed into char wood. This char layer has low conductivity values, which causes a reduction of the carbonization range and protects the internal layers from the increase in temperature. However, the char layer is not able to support any load. The Eurocode 5 [3] takes into account a reduction in the cross-section caused by charring.

Both the European and Spanish standards provide methodologies for the design of wooden elements with appropriate behaviour in fire. Many different studies have been carried out using the European standard to determine the temperature distribution in a wood element subjected to an increase in temperature.

Numerical simulation is a powerful tool to investigate the performance of wood structures subjected to fire. Validated numerical simulation is covered in Eurocode 5 [3] part 1.2 in “advanced calculation methods”. The general procedure to determine the mechanical resistance of structural timber includes several steps, such as the determination of temperatures in the timber, of the resistance of cross-sections using the temperature field, and of the resistance of the structure.

However, one of the problems encountered when performing a thermal analysis on wood elements is that, due to simplifications of the model, the thermal properties of timber must be calibrated. Pyrolysis is a key aspect to predict the temperature distribution in any section of the wood element. The thermal conditions applied, and the influence of heat on the thermal properties of the timber are also taken into account in order to fit the experimental and numerical results. Most analytical models use simplified approaches such as the Eurocode 5 [3] part 1.2, which explains the changes in the thermal properties of timber as temperature increases.

Most of the fire modelling research based on finite element method (FEM) [4-7] uses the standard ISO fire curve [8]. This research has achieved improvements in obtaining the charring rate and accurate time and temperature-dependent thermal properties. However, much needs to be done to provide more accurate data under more realistic fire conditions. In the work done by Lineham et al [1], a CLT beam is exposed to the action of fire. This boundary condition differs from the ISO 834 standard curve [8]. In this work, to analyse the heat transfer, three thermal analyses were performed and compared with the thermal results obtained by Lineham et al [1]. The objectives of this paper are to compare heat transfer of an element subjected to a non-standard condition using three boundary conditions: heat flux, convection and radiation, and temperature, and to define a strategy to set up a thermal analysis.

## NUMERICAL MODELING

The finite element method (FEM) is successfully used as an advanced calculation method following to Eurocode 5 [3]. In this paper, FEM is used to determine the temperature distribution of timber elements under fire conditions.

The numerical modelling presented in this work uses FEM to simulate the thermal test of two CLT beams carried out by Lineham et al [1]. Following Lineham’s work, two different lay-ups configuration were studied, one with three layers and the other with five Fig. 1.

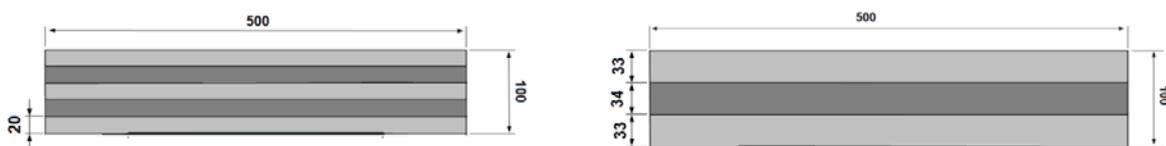


Fig. 1. Geometrical configuration.

To study the temperature distribution, the geometry used was the same as the exposed part of the tests carried out by Lineham et al [1]. The geometry is shown in Fig. 2. To compare the effects of three different heat conditions a 2D transient thermal analysis of CLT beams was developed using the software ANSYS. These three heat conditions were applied to the model for two configurations: three-layer geometry and five-layer geometry. The thermal boundary conditions were applied in one-dimensional (1D) heat transfer to the CLT beam.

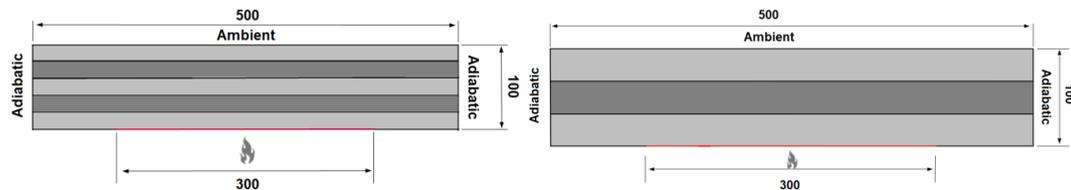


Fig. 2. Geometrical configuration

The three heat developed models are explained below:

In the first model, a constant heat flux of  $27 \text{ KW/m}^2$  was applied to the exposed surface. This heat flux matches the real boundary condition applied in the experimental tests. The incident heat flux in the experimental tests was measured using a Gardon gauge.

In the second model, convection and radiation were applied. According to Eurocode 1 [4] emissivity ( $\epsilon$ ) was equal 0.8 and convection coefficient ( $h$ ) was equal to  $25 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ . The ambient temperature applied was variable.

The third model applied a variable temperature to the exposed surface. Therefore, the numerical model took into account the heat transfer only by conduction through its layers. If the heat flux exchange is known, the temperature distribution at the exposed surface of the wood can be expressed with [5]:

$$\dot{q} = q_{Gardon} \quad (1)$$

$$\dot{q} = k_{wood} \cdot (T_s - TC3/e) \quad (2)$$

where  $\dot{q}$  represents the heat flux measured using a Gardon gauge;  $k_{wood}$  is the thermal conductivity of timber;  $T_s$  is the exposed surface temperature and  $TC3$  is the value at the thermocouple inside the CLT beam (Fig 3(a) and Fig 3(b)); and  $e$  is the distance between the exposed surface and the thermocouple  $TC3$ .

For all the models, a convection coefficient of  $9 \text{ W/m}^2 \text{ K}$  and an initial ambient temperature of  $12^\circ\text{C}$  were applied to the non-exposed surface. The value of the convection coefficient is proposed in [6]. In addition, two adiabatic surfaces at the cross section are defined where no thermal condition is applied. (Fig. 2).

To compare the temperature distribution between the simulation and the real tests, ten coordinate systems were created. The coordinate systems and the thermocouples were placed in the same position (Fig. 3(a), Fig. 3(b)).

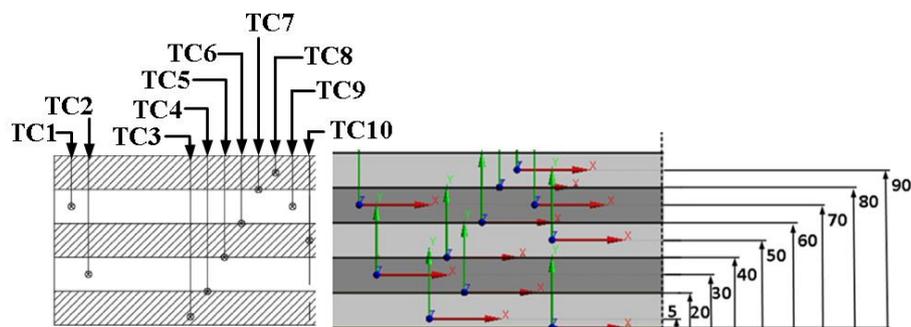


Fig 3(a). Placing the coordinate systems for 5 layers. (Distance of thermocouples from the exposed surface in mm).

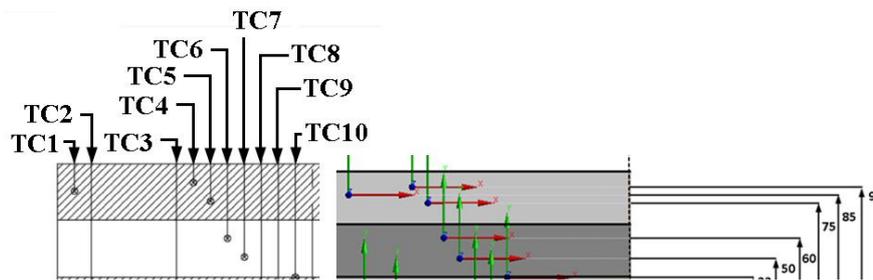


Fig 3(b). Placing coordinate systems for 3 layers. (Distance of thermocouples from the exposed surface in mm).

Different authors have studied the relationship between the thermal properties of timber and the increase of temperature [9-11]. However, the thermal properties (conductivity, specific heat and density) used in this work were associated with Annex B of Eurocode 5 [3]. The use of these properties simplifies the analysis of heat transfer in timber. Furthermore, the specific heat takes into account the latent heat of vaporization of water in the timber [6].

Finally, the following assumptions were considered in the numerical simulations:

- Thermal properties: density, specific heat and conductivity were defined as isotropic properties.
- Effects of moisture migration and char layer formation were taken into account in the values proposed in Eurocode 5 [3].

## RESULTS

In order to evaluate the computational efficiency of the FE model the time needed to solve the problems is presented in Table 1.

Table 1. MAPDL elapsed time (minutes)

	Heat Flux	Radiation+Convection	Temperature
3-Layer configuration	39	5	7
5-Layer configuration	70	8	14

The comparison between the experimental results and the thermal simulations are shown below. Two of the three boundary conditions studied, convection and radiation, and temperature bring the numerical temperature distribution close to the experimental. However, in the first model, the use of the real heat flux as a thermal condition overestimated the temperatures of all the thermocouples.

The following figures (Fig. 4. and Fig. 5.) show the adjustment of the temperature distribution between the experimental and numerical results at different depths. In order to simplify the graphs, the values of only three of the ten thermocouples are plotted for convection and radiation (R+C Sim.), and temperature (Temperature Sim.).

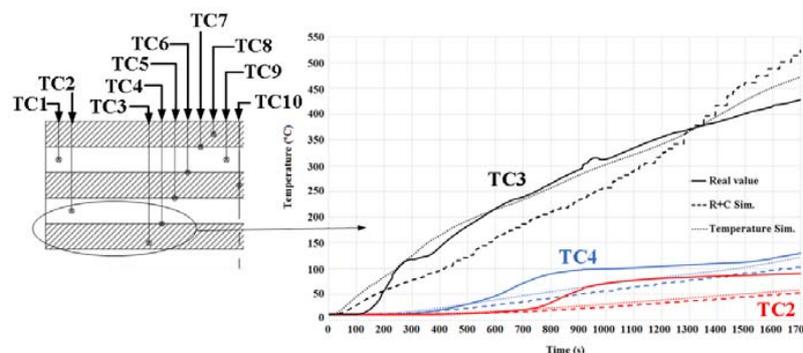


Fig 4. Graphic comparison between experimental and numerical results for TC2, TC3 and TC4 in 5-layer geometry.

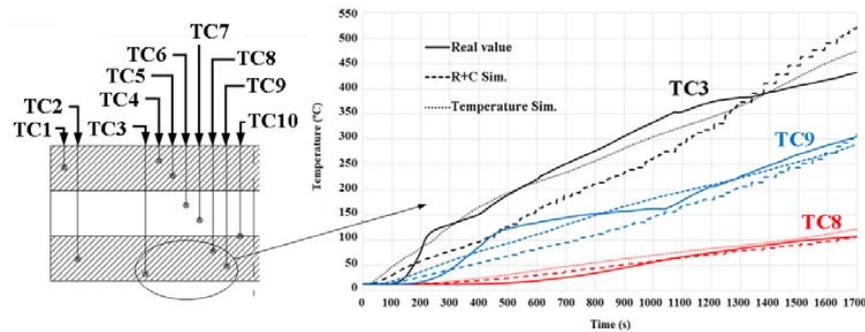


Fig 5. Graphic comparison between experimental and numerical results for TC3, TC8 and TC9 in 3-layer geometry.

## CONCLUSIONS

In this research, simulations were performed under different thermal conditions in CLT beams. These simulations consisted of three different boundary conditions applied to the exposed surface. The results obtained show that the thermal boundary conditions have a great influence on the temperature distribution.

Heat flux is not able to simulate the thermal distribution through the CLT beam when it is measured using Gardon gauge. This heat flux sensor is designed to measure the total radiation flux density. However, heat flux defined in Ansys is referred to the rate of heat flow across a unit area.

In a fire situation, radiation and convection are the main conditions to be taken into account. Therefore, these conditions optimize the temperature distribution.

The temperature distribution in a CLT beam can be adjusted by a variable temperature applied on the exposed surface when the boundary conditions are known.

The results obtained in this research are an original contribution to analyse the thermal properties of CLT beams. The simulated temperatures do not stabilize at 100 °C (as shown in Fig. 4.), because localized moisture is not taken into account. The further the thermocouple is from the exposed surface, the worse the simulation results. Thus, as a future line, it is necessary to investigate the influence of parameters, such as the moisture evaporation, mass transfer, pyrolysis, and different thermal properties of contacts between layers, to develop optimized thermal simulations.

The computational time is an important factor when a numerical simulation is developed. Differences between each calculation time show the importance of developing an efficient numerical simulation, as thermal analyses are usually coupled with structural analyses.

## ACKNOWLEDGEMENTS

The authors of this article are grateful to BRE Centre for Fire Safety Engineering at the University of Edinburgh for the experimental data and the technical support. Finally, thanks to Swanson Analysis Inc. for the use of the university research version of the ANSYS v 18.1 program in this paper. This work was partially financed by the Asturias Government and FICYT and also co-financed with FEDER funds under Research Project FC-15-GRUPIN14- 004.

**REFERENCES**

- [1] Lineham S. A., Thomson D., Bartlett, A., Bisby, L., Hadden, R. Structural response of fire-exposed cross-laminated timber beams under sustained loads. *Fire Safety Journal*. 85, 23-24, 2016
- [2] Bartlett, A., Hadden, R., Bisby, L. & Law, A. Analysis of cross-laminated timber charring rates upon exposure to non-standard heating conditions. *Fire and Materials*. San Francisco, CA: Interscience Communications Ltd. 2015.
- [3] European Committee for Standardisation (CEN). Eurocode 5. Design of timber structures. Part 1-2: General – Structural fire design; EN1995-1-2. Brussels, Belgium, 2004.
- [4] European Committee for Standardisation (CEN). Eurocode 1. Actions on structures. Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire; EN 1991-1-2. Brussels, Belgium, 2003.
- [5] Thi, V.D., Khelifa, M., Oudjene, M., Ganaoui, M. El, Rogaume, Y. Finite element analysis of heat transfer through timber elements exposed to fire. *Engineering Structures*. 143, 11–21, 2017
- [6] N. Werther, J.W.O. Neill, P.M. Spellman, A.K. Abu, P.J. Moss, A.H. Buchanan, et al., Parametric study of modelling structural timber in fire with different software packages. 7th Int. Conf. Struct. Fire, Zurich, Switzerland, 2012.
- [7] König J., Walleij L., One-dimensional charring of timber exposed to standard and parametric fires in initially unprotected and post-protected situations. Report I 9908029, Swedish Institute for Wood Technology Research, Stockholm, Sweden, 1999.
- [8] International Organization for Standardization (ISO). ISO 834-1. Fire-resistance tests - Elements of building construction - Part 1: General requirements; 1999-09.
- [9] Buchanan A.H., *Structural Design for Fire Safety*, John Wiley & Sons Ltd, Chichester, 2001.
- [10] König J., “Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires”, *Fire and Materials* 30(1), 51-63, 2006.
- [11] Effect of increased charring on the narrow side of rectangular timber cross-sections exposed to fire on three or four sides *Fire Mater.*, 35 (2011), pp. 593-605



# **ANEXO III. Resultados de los modelos acoplados: Comportamiento estructural.**



# RESULTADOS MODELO NUMÉRICO HL28.

A continuación, se muestran los resultados obtenidos en el modelo que representa el comportamiento del forjado mixto definido como HL28. Las figuras muestran el incremento de tensiones en la dirección normal Z. Se aprecia cómo las tensiones de compresión y tracción varían con el tiempo, y cómo el eje neutro se desplaza en el sentido positivo del eje Y.

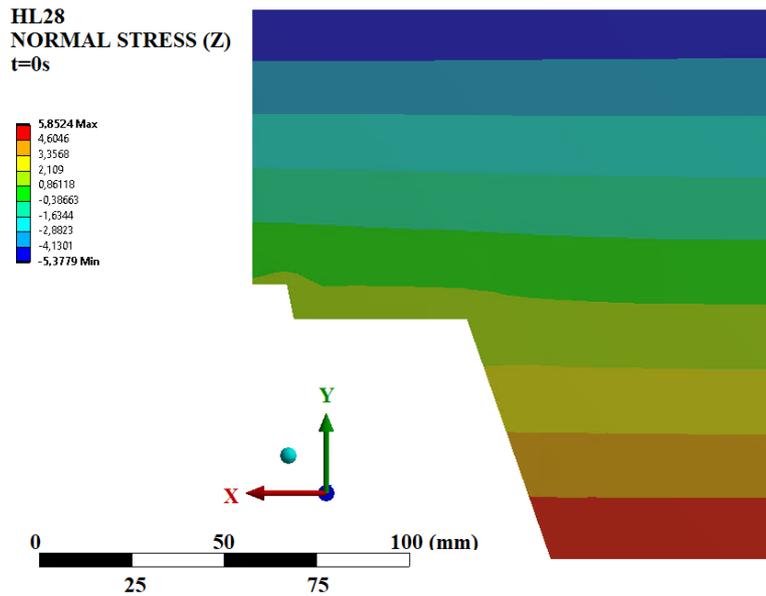


Fig. 1. Tensiones normales en Z en el instante t=0'' para el modelo numérico HL28.

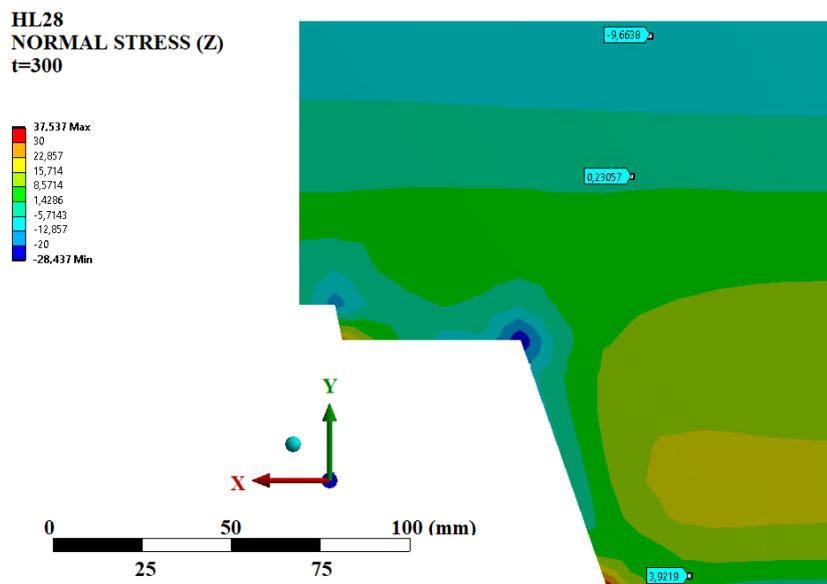


Fig. 2. Tensiones normales en Z en el instante t=300'' para el modelo numérico HL28.

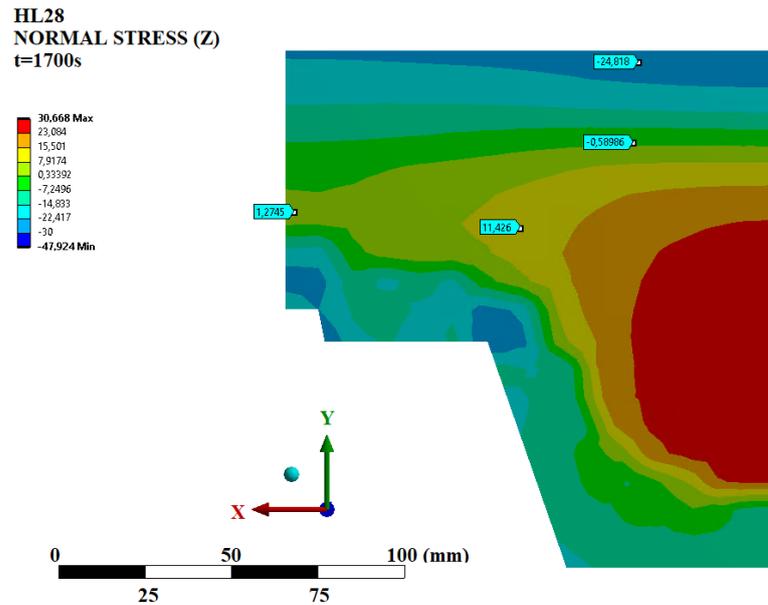


Fig. 3. Tensiones normales en Z en el instante  $t=1700''$  para el modelo numérico HL28.

## RESULTADOS MODELO NUMÉRICO HL37.

A continuación, se muestran los resultados obtenidos en el modelo que representa el comportamiento del forjado mixto definido como HL37. Las figuras muestran el incremento de tensiones en la dirección normal Z. Se aprecia cómo las tensiones de compresión y tracción varían con el tiempo, y cómo el eje neutro se desplaza en el sentido positivo del eje Y.

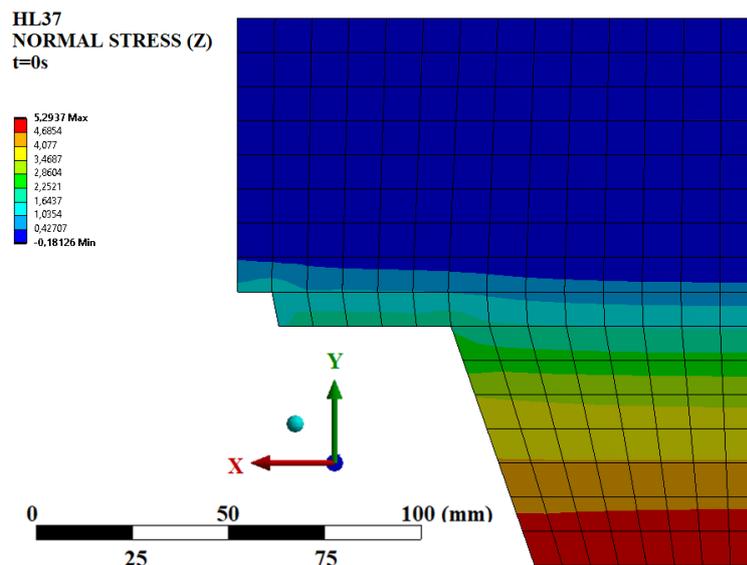


Fig. 4. Tensiones normales en Z en el instante  $t=0''$  para el modelo numérico HL37.

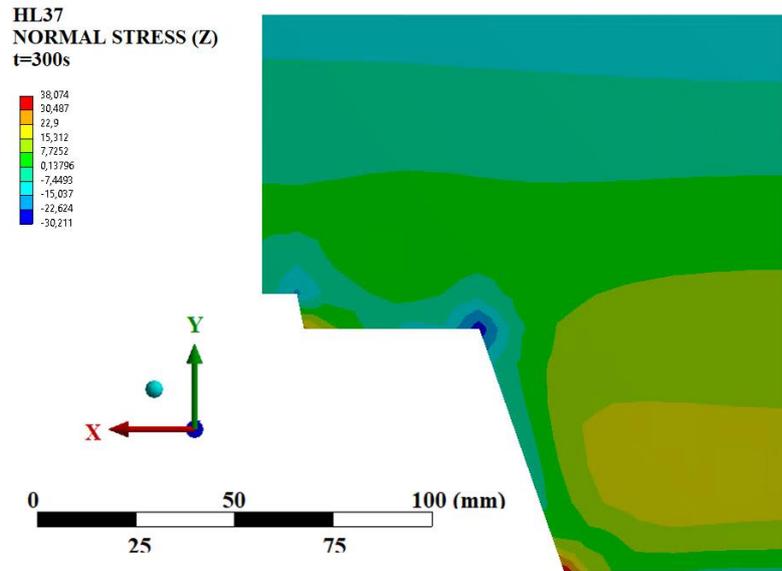


Fig. 5. Tensiones normales en Z en el instante  $t=300''$  para el modelo numérico HL37.

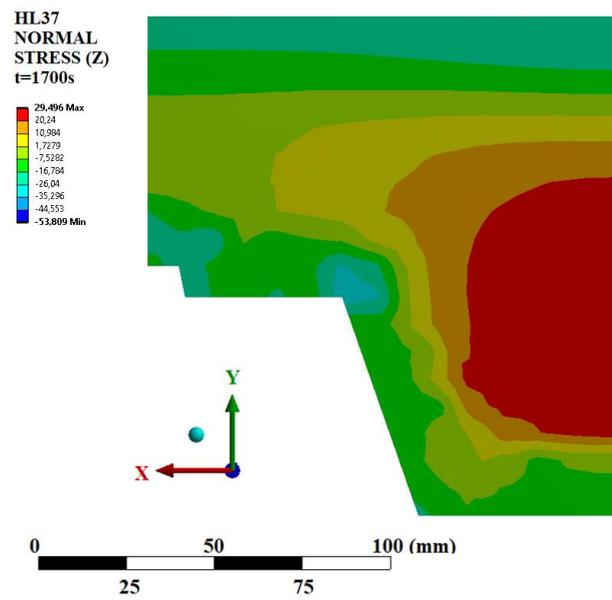


Fig. 6. Tensiones normales en Z en el instante  $t=1700''$  para el modelo numérico HL37.

# RESULTADOS MODELO NUMÉRICO HN.

A continuación, se muestran los resultados obtenidos en el modelo que representa el comportamiento del forjado mixto definido como HN. Las figuras muestran el incremento de tensiones en la dirección normal Z. Se aprecia cómo las tensiones de compresión y tracción varían con el tiempo, y cómo el eje neutro se desplaza en el sentido positivo del eje Y.

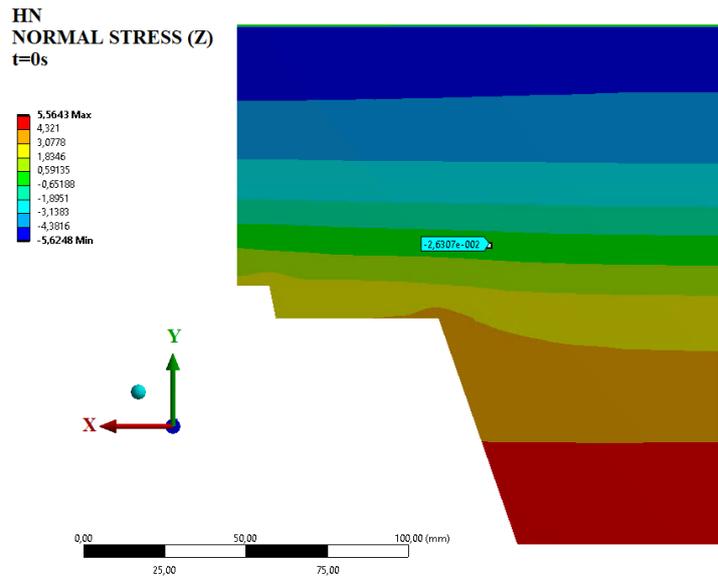


Fig. 7. Tensiones normales en Z en el instante t=0” para el modelo numérico HN.

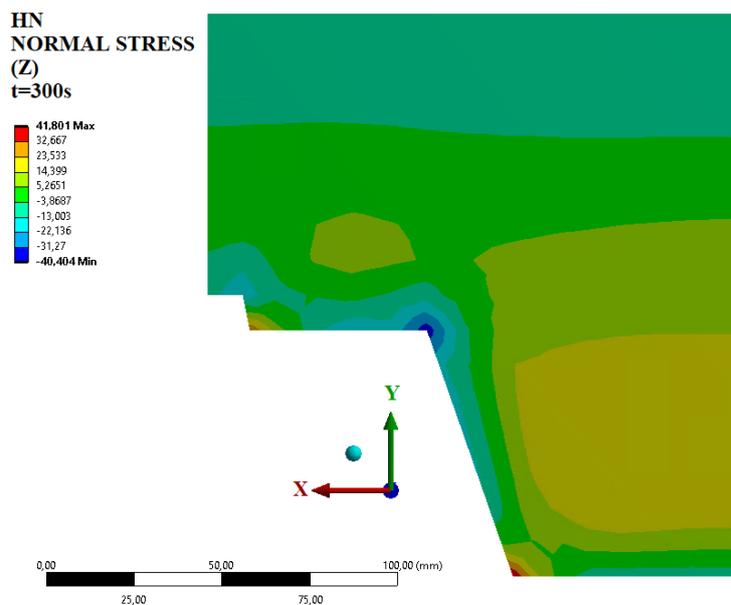


Fig. 8. Tensiones normales en Z en el instante t=300” para el modelo numérico HN.

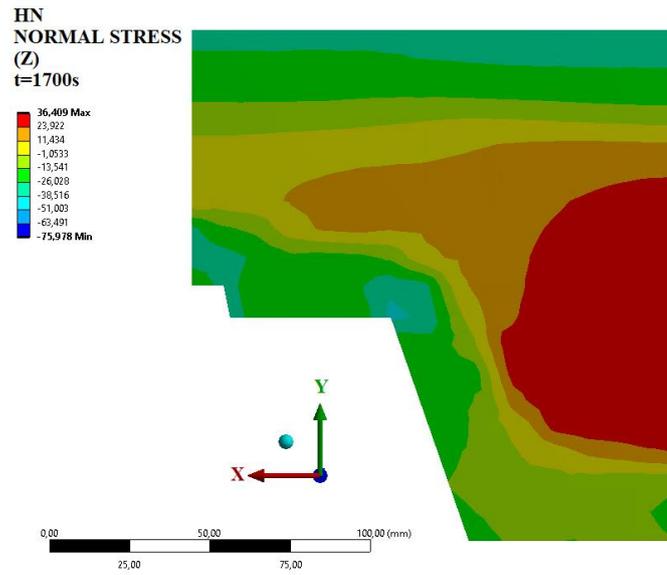


Fig. 9. Tensiones normales en Z en el instante t=1700'' para el modelo numérico HN.