



UNIVERSIDAD DE CANTABRIA

**DEPARTAMENTO DE TRANSPORTES Y TECNOLOGÍA DE PROYECTOS Y PROCESOS
GIDAI - SEGURIDAD CONTRA INCENDIOS – INVESTIGACIÓN Y TECNOLOGÍA**

TESIS DOCTORAL

**ESTUDIO Y SIMULACIÓN DEL COMPORTAMIENTO TÉRMICO DE
ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN**

Doctorando: David Lázaro Urrutia

**Director de Tesis: Prof. Dr. Daniel Alvear Portilla
Prof. Dr. Orlando Abreu Menéndez**



Santander, Abril de 2017

"Cada trecho recorrido enriquece al peregrino y lo acerca un poco más a hacer realidad sus sueños."

El alquimista, Paulo Coelho

RESUMEN

El incendio es uno de los fenómenos más peligrosos que pueden afectar a un edificio, infraestructura o sistemas de transporte. El calor liberado y la propagación del incendio dependerán en gran medida del tipo de recinto, de la carga de fuego que contenga y de los sistemas de protección contra incendios pasivos o activos. El control de la propagación del fuego es muy importante de cara a aumentar el tiempo disponible para que las personas evacúen con seguridad.

La resistencia al fuego de los elementos del compartimiento es crucial para evitar la propagación del incendio o al menos para aumentar el tiempo disponible para la evacuación. La clasificación de la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación se realiza sometiendo a costosos ensayos normativos que indican el tiempo que el sistema aguanta sometido a un calentamiento normalizado [1] [2] [3].

La presente tesis presenta una novedosa metodología para definir el modelo computacional Fire Dynamics Simulator (FDS) para predecir el tiempo de fallo de los sistemas de placas de yeso laminado sometidos a los ensayos estándar de resistencia al fuego. El modelo predice la caída de las planchas de yeso de los sistemas de compartimentación considerando la hipótesis de que la celulosa proporciona la resistencia mecánica a las placas de yeso. Para probar la veracidad de esta hipótesis se han realizado análisis termogravimétricos.

Para analizar la influencia de las cargas mecánicas en la transferencia térmica en los sistemas sometidos a los ensayos normativos de resistencia al fuego, y evaluar la influencia de los aislantes de lana de roca en estos sistemas, se ha desarrollado una novedosa metodología junto con el diseño de un nuevo portamuestras para realizar ensayos de sistemas de compartimentación en el cono calorimétrico.

El modelo predictivo definido en la presente tesis mediante la consideración de las hipótesis desarrolladas en la misma ha sido validado comparando el tiempo de fallo y la temperatura de la cara no expuesta con las pruebas normativas de resistencia al fuego.

ABSTRACT

Fire is one of the most dangerous risk elements that can affect a building, infrastructure or transportation systems. The heat release and fire propagation are highly linked to the type of enclosure, the fire load, and the passive or active fire protection systems. The control of the fire spread is critical for increase the available time for a safety egress.

The fire resistance of compartment elements is crucial to prevent the fire propagation or at least to increase the available time for evacuation. The classification of the fire resistance of the compartmentation systems is carried out by performing costly normative tests, which set the time that the compartmentation systems resist to a normalized temperature [1] [2] [3].

This thesis presents a novel methodology to define the computational model Fire Dynamics Simulator (FDS) to predicts the failure time of gypsum plasterboard systems under standard fire resistance tests. The model predicts the fall out of the gypsum plasterboards of the compartmentation systems by considering the hypothesis that the cellulose provides the mechanical resistance to the plasterboard. To prove this hypothesis thermogravimetric analysis have been performed.

To analyze the influence of mechanical stresses due to the heat transfer in the compartmentation systems under standard fire resistance tests, and to evaluate the influence of insulation, a novel methodology was developed together with the design of a new sample holder to perform cone calorimeter tests of compartmentation systems.

The predictive model, defined in the thesis by considering the hypothesis developed in this work, has been validated by comparing the failure time and the unexposed face temperature against normative tests of fire resistance.

AGRADECIMIENTOS

Quisiera agradecer, en primer lugar, a mi madre y hermanos por constituir el pilar fundamental en el que apoyarme en este camino llamado vida. También sin duda a mis cuñadas y demás familiares que fortalecen este pilar, así como a los que ya no están entre nosotros, especialmente a mi padre y a mis abuelos, sin duda cada uno de vosotros ha influido en cierto modo en la persona que hoy soy. Y como no mostrar mi agradecimiento a los más peques, Luismi y Eduardito, que pese a no enterarse me enseñan cada día la importancia de no perder la imaginación. Y qué decir de Neko y los paseos que me ha dado para poder desconectar y reflexionar.

Quiero expresar mi más sincero agradecimiento a mis directores de tesis, el Prof. Daniel Alvear Portilla y el Prof. Orlando Abreu, por todo el apoyo y comprensión desde mi incorporación en el Grupo GIDAI sin los cuales esta tesis no hubiera sido posible. Así mismo, quisiera agradecer de manera especial al Prof. Jorge A. Capote, que junto al Prof. Daniel Alvear permitieron que me introdujera en este apasionante mundo de la seguridad contra incendios. Agradecer, así mismo, a todas las personas que han estado vinculadas al Grupo GIDAI, especialmente a Eduardo Puente por tantos ratos que pasamos analizando todo tipo de problemas, y a Mariano, Gerva y Alain por su apoyo en el desarrollo de la tesis.

Quisiera mostrar mi enorme agradecimiento al Prof. José Torero, sin duda ha sido uno de los mayores honores poder realizar una estancia de doctorado bajo su tutela. Quisiera agradecer a todos los miembros del grupo de incendios de la Universidad de Queensland con los que coincidí en mi estancia, especialmente a Gerardo, Jerónimo y Luis con los que me sentí como en casa.

I would like to thank Prof. Michael Delichatsios and Prof. Jianping Zhang, I have learned a lot of you in my internship in the Ulster University.

Quería agradecer a estos amigos que están siempre disponibles para ir de ruta, dar una vuelta, charlar o simplemente tomar unas cañas, especialmente a Mery, Rous, Ire y Pili, como diría El Principito: “No era más que un zorro semejante a cien mil otros. Pero yo le hice mi amigo y ahora es único en el mundo”.

También quería también agradecer a mis colegas de la universidad, que tantas fatigas y buenos momentos pasamos juntos durante la carreta. Especialmente a Rodri, Juan, Chus, Kike y Javi, todos unos cracks de los que aprender continuamente. A Fredo y Adri, dos claros ejemplos de emprendimiento y aún más de amistad. Y a Cris y a su contagiosa alegría.

Quería, así mismo agradecer a Jorge Peña por los trabajos colaborativos realizados entre el Grupo GIDAI y el Grupo URALITA. Finalmente agradecer al Ministerio de Economía y Competitividad por la concesión del proyecto EVACTRAIN, Ref. TRA2011-26738, financiado con fondos FEDER, lo que me ha permitido realizar la presente tesis mediante la ayuda de formación de personal investigador (FPI).

ÍNDICE GENERAL

ÍNDICE GENERAL

RESUMEN	ii
ABSTRACT	iii
AGRADECIMIENTOS.....	iv
ÍNDICE GENERAL.....	vii
INDICE DE TABLAS Y FIGURAS.....	x
INDICE DE TABLAS.....	xi
INDICE DE FIGURAS	xii
CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS	2
1. Objetivos	4
2. Método empleado	5
3. Justificación.....	6
CAPÍTULO 2: ANTECEDENTES	10
1. Fundamentos de los sistemas constructivos de placas de yeso laminado	14
2. Modelado computacional de sistemas de yeso laminado	16
CAPÍTULO 3: ANALISIS TÉRMICO DE LOS MATERIALES CONSTITUYENTES DE LOS SISTEMAS CONSTRUCTIVOS	26
1. Análisis térmico. STA	26
3.1 Termogravimetría (TG).....	27
3.2 Calorímetro de barrido diferencial (DSC).....	30
2. Resultados y análisis de las propiedades térmicas de los materiales de los sistemas de compartimentación	35
2.1 Definición de los ensayos.....	35
2.2 Análisis de los yesos.....	38
2.3 Análisis del cartón	48
2.4 Análisis de las lanas de roca.....	53
3. Cálculo del calor específico efectivo.....	54
4. Medición de la difusividad térmica con el flash laser	57
5. Procesado de los resultados obtenidos para el cálculo de la conductividad térmica.....	58
CAPÍTULO 4: DESARROLLO DE UN MÉTODO EXPERIMENTAL SIMPLIFICADO	61
1. Descripción del portamuestras y de la metodología.....	62
2.1 Diseño del portamuestras	64

2.2 Metodología de ensayo.....	71
2. Resultados de los ensayos	71
2.1 Ensayos 1 a 3.....	72
2.2 Ensayo 4	74
2.3 Ensayo 5	76
2.4 Ensayo 6	78
3. Conclusiones de los ensayos	80
CAPÍTULO 5: ENSAYOS NORMATIVOS DE RESISTENCIA AL FUEGO	84
1. Descripción de los ensayos normativos de resistencia al fuego.....	84
2. Resultados de los ensayos de resistencia al fuego realizados	87
2.1 Ensayo de resistencia al fuego 1.....	89
2.2 Ensayo de resistencia al fuego 2.....	91
2.3 Ensayo de resistencia al fuego 3.....	93
2.4 Ensayo de resistencia al fuego 4.....	95
3. Efecto de la cámara de aire.....	96
CAPÍTULO 6: MODELADO COMPUTACIONAL DE LA RESISTENCIA AL FUEGO DE ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN	99
1. Modelo de Simulación Computacional de Incendios FDS	99
1.1 Ecuaciones que gobiernan el modelo	101
1.2 Modelo de transferencia de calor	113
1.3 Limitaciones del software FDS	116
2. Modelo Computacional	117
2.1 Propiedades térmicas del yeso.....	117
2.2 Resistencia mecánica del sistema.....	120
2.3 Otras consideraciones en el modelo FDS.....	122
CAPÍTULO 7: VALIDACIÓN DEL MODELO COMPUTACIONAL DE LA RESISTENCIA AL FUEGO DE ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN	124
1. Criterio de validación del modelo	124
2. Ensayo 1	125
3. Ensayo 2	126
4. Ensayo 3	127
5. Ensayo 4	128
6. Conclusiones del modelado.....	129
CAPÍTULO 8: CONCLUSIONS	131

CONCLUSIONES.....	136
CAPÍTULO 9: FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	143
BIBLIOGRAFÍA.....	144

INDICE DE TABLAS Y FIGURAS

INDICE DE TABLAS

<u>Tabla</u>	<u>Pág.</u>
<i>Tabla 1 Parámetros de contorno empleados en la bibliografía para el análisis TG de polímeros.....</i>	<i>36</i>
<i>Tabla 2 Definición de los ensayos STA.....</i>	<i>38</i>
<i>Tabla 3 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo A (HR 10 K/min).....</i>	<i>42</i>
<i>Tabla 4 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo F (HR 10 K/min).....</i>	<i>43</i>
<i>Tabla 5 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo A (HR 20 K/min).....</i>	<i>44</i>
<i>Tabla 6 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo F (HR 20 K/min).....</i>	<i>46</i>
<i>Tabla 7 Resumen del ensayo STA del cartón en una atmosfera de Nitrógeno.</i>	<i>50</i>
<i>Tabla 8 Resumen del ensayo STA del cartón en una atmosfera de aire.</i>	<i>50</i>
<i>Tabla 9 Resistencia a flexión de placas de yeso laminado [113].</i>	<i>52</i>
<i>Tabla 10 Propiedades de las lanas de roca empleadas en el estudio.....</i>	<i>53</i>
<i>Tabla 11 Ensayos estudiados.</i>	<i>87</i>
<i>Tabla 12 Valores de conductividad térmica por encima de los 250 °C.</i>	<i>119</i>
<i>Tabla 13 Errores relativos y absolutos del tiempo de fallo en el ensayo 1.</i>	<i>126</i>
<i>Tabla 14 Errores relativos y absolutos de la temperatura y tiempo de fallo en el ensayo 2....</i>	<i>127</i>
<i>Tabla 15 Errores relativos y absolutos de la temperatura y tiempo de fallo en el ensayo 3....</i>	<i>128</i>
<i>Tabla 16 Errores relativos y absolutos de la temperatura y tiempo de fallo en el ensayo 4....</i>	<i>129</i>
<i>Tabla 17 Failure time validation of the model.....</i>	<i>135</i>
<i>Tabla 18 Validación del modelo con el tiempo de fallo.....</i>	<i>141</i>

INDICE DE FIGURAS

<u>Figura</u>	<u>Pág</u>
<i>Fig. 1 Comparación de la curva estándar ASTM frente a otras curvas previas [7].</i>	12
<i>Fig. 2 Conductividad frente a Temperatura en el yeso según diferentes investigadores [35].</i>	17
<i>Fig. 3 Porcentaje de densidad frente a Temperatura en el yeso según diferentes investigadores [35].</i>	18
<i>Fig. 4 Calor Específico frente a Temperatura en el yeso según diferentes investigadores [35].</i>	18
<i>Fig. 5 Degradación de la resistencia a la flexión después de 60 minutos de exposición [5].</i>	20
<i>Fig. 6 Degradación del módulo de elasticidad después de 60 minutos de exposición [5].</i>	20
<i>Fig. 7 Validación del modelo de simulación computacional de Sultan [19].</i>	21
<i>Fig. 8 Sistema simulado por Thomas con SAFIR [42].</i>	22
<i>Fig. 9 Distribución de temperatura en los casos simulados por Thanasoulas [47].</i>	23
<i>Fig. 10 Temperaturas y esfuerzos en los perfiles calculados por Thanasoulas [47].</i>	24
<i>Fig. 11 Termobalanza descrita por Honda. [52]</i>	27
<i>Fig. 12 Curva TG del $MnSO_4 \cdot 4H_2O$ [52].</i>	28
<i>Fig. 13 Curva TG del PRS03.</i>	29
<i>Fig. 14 Curva DTG del PRS03.</i>	29
<i>Fig. 15 Representación esquemática de los parámetros característicos del método de la curva. [59].</i>	30
<i>Fig. 16 Diagrama esquemático de los principios básicos de un DSC de flujo térmico.</i>	31
<i>Fig. 17 Flujo de calor del zafiro, la muestra a estudiar y el portamuestras vacío [67].</i>	32
<i>Fig. 18 Cálculo de la energía de curado de una resina epoxi. [69] [70].</i>	33
<i>Fig. 19 Ensayo STA, combinación del DSC y del TG [Elaboración propia]</i>	34
<i>Fig. 20 Curva DSC típica. [74]</i>	34
<i>Fig. 21 Muestra de yeso una vez preparada en el portamuestras de STA.</i>	40
<i>Fig. 22 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo A con una velocidad de calentamiento de 10 K/min.</i>	41

<i>Fig. 23 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo F con una velocidad de calentamiento de 10 K/min.</i>	43
<i>Fig. 24 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo A con una velocidad de calentamiento de 20 K/min.</i>	45
<i>Fig. 25 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo F con una velocidad de calentamiento de 20 K/min.</i>	46
<i>Fig. 26 Comparación de la pérdida de masa en los distintos yesos bajo distintos ritmos de calentamiento.</i>	47
<i>Fig. 27 Comparación de la curva DSC en los distintos yesos bajo distintos ritmos de calentamiento.</i>	48
<i>Fig. 28 Resultados del ensayo STA en el cartón para una atmosfera de Nitrógeno (Caso 5).</i>	49
<i>Fig. 29 Resultados del ensayo STA en el cartón para una atmosfera de aire (Caso 6).</i>	49
<i>Fig. 30 Comparativa de la pérdida de masa para los ensayos del cartón en Nitrógeno y en aire.</i>	51
<i>Fig. 31 Comparativa de la pérdida de masa para los ensayos de las lanas de roca.</i>	53
<i>Fig. 32 Comparativa de las curvas de DSC para los ensayos de las lanas de roca.</i>	54
<i>Fig. 33 DSC Zafiro.</i>	55
<i>Fig. 34. Calor específico del Zafiro.</i>	55
<i>Fig. 35. Calores específicos efectivos de los yesos estudiados.</i>	56
<i>Fig. 36 Calores específicos efectivos de los yesos estudiados.</i>	56
<i>Fig. 37. Difusividad térmica de las placas de yeso.</i>	58
<i>Fig. 38 Densidades en función de la temperatura.</i>	59
<i>Fig. 39 Coeficiente de conductividad de las placas de yeso sin considerar la deshidratación.</i>	59
<i>Fig. 40 Cono calorimétrico disponible en el Laboratorio del Grupo GIDAI</i>	63
<i>Fig. 41 Esquema de componentes que forman el cono calorimétrico.</i>	63
<i>Fig. 42 Montaje del portamuestras.</i>	65
<i>Fig. 43 Portamuestras completo.</i>	65
<i>Fig. 44 Ubicación del portamuestras desarrollado.</i>	66
<i>Fig. 45 Esquema de la configuración 1 del portamuestras</i>	66
<i>Fig. 46 Esquema de la configuración 2 del portamuestras</i>	67
<i>Fig. 47 Sistema de creación de la cámara de aire.</i>	68
<i>Fig. 48 Medición realizada en el ensayo 1 mediante el empleo de la cámara termográfica.</i>	69
<i>Fig. 49 Medición de la distribución de temperatura en la cara no expuesta mediante una cámara termográfica.</i>	69

<i>Fig. 50 Colocación de los cables de termopar en el sistema.</i>	70
<i>Fig. 51 Temperaturas de la cara expuesta y no expuesta de los tres ensayos de pequeña escala realizados en el cono calorimétrico.</i>	73
<i>Fig. 52 Temperaturas de la no expuesta de los tres ensayos de pequeña escala realizados en el cono calorimétrico.</i>	73
<i>Fig. 53 Muestra de pequeña escala tras el ensayo</i>	74
<i>Fig. 54 Curvas de temperatura en las distintas capas del Ensayo 4.</i>	75
<i>Fig. 55 Sistema antes del ensayo 4.</i>	76
<i>Fig. 56 Sistema después del ensayo 4</i>	76
<i>Fig. 57 Sistema de dos placas y lana antes del ensayo 5.</i>	76
<i>Fig. 58 Curvas de temperatura en las distintas capas del ensayo 5.</i>	77
<i>Fig. 59 Sistema después del ensayo 5</i>	78
<i>Fig. 60 Estado de la placa expuesta tras el ensayo 5</i>	78
<i>Fig. 61 Sistema de dos placas, con agujero en la expuesta, y lana antes del ensayo 5.</i>	79
<i>Fig. 62 Curvas de temperatura en las distintas capas del ensayo 6.</i>	79
<i>Fig. 63 Comparación de las temperaturas obtenidas en los ensayos de cono calorimétrico.</i>	80
<i>Fig. 64 Temperaturas en ambas caras de las placas expuestas de los ensayos 4 y 5 y de la cara expuesta y del interior de la lana de roca del ensayo 6.</i>	81
<i>Fig. 65 Temperaturas de las caras de las placas traseras de los ensayos 4,5 y 6.</i>	82
<i>Fig. 66 Curva de temperatura del horno normalizada.</i>	85
<i>Fig. 67. Interior del horno de ensayos.</i>	86
<i>Fig. 68 Ubicación de puntos de medida de la temperatura en la cara no expuesta.</i>	88
<i>Fig. 69 Puntos de medida de las temperaturas en las distintas profundidades de los sistemas.</i>	88
<i>Fig. 70 Ensayo 1: Temperaturas en los puntos de medida 12 y 21.</i>	89
<i>Fig. 71 Ensayo 1: Temperaturas en los puntos 12C y 21F.</i>	90
<i>Fig. 72 Ensayo 1: Distribución de la temperatura a los 95 min. [347.9 – 19.8 °C]</i>	91
<i>Fig. 73 Ensayo 2: Temperaturas críticas en la cara no expuesta.</i>	92
<i>Fig. 74 Ensayo 2: Fallo del sistema.</i>	92
<i>Fig. 75 Ensayo 2: Sistema tras el ensayo.</i>	92
<i>Fig. 76 Ensayo 2: Distribución de la temperatura a los 45 min [18.5-376.6°C].</i>	93
<i>Fig. 77 Ensayo 3: Temperaturas críticas en la superficie no expuesta.</i>	94
<i>Fig. 78 Ensayo 3: Distribución de temperatura en la cara no expuesta a los 155 min [260.7 – 18.4 °C].</i>	94
<i>Fig. 79 Ensayo 4: Temperaturas críticas en la cara no expuesta.</i>	95

<i>Fig. 80 Ensayo 4: Distribución de temperatura en la cara no expuesta a los 165 min [312.4 – 19.3°C]. Ensayo 4.....</i>	<i>96</i>
<i>Fig. 81 Comparación temperaturas de fallo de los ensayos 3 y 4.</i>	<i>97</i>
<i>Fig. 82 Resultados de un ensayo hipotético de TGA. [45].....</i>	<i>112</i>
<i>Fig. 83 Comparación de las conductividades térmicas propuestas por el modelo con los valores de las referencias. [95].....</i>	<i>120</i>
<i>Fig. 84 Sección de una placa con las diferentes subsecciones cuadradas de las que se forma.</i>	<i>121</i>
<i>Fig. 85 Validación del modelo computacional para el ensayo 1.</i>	<i>125</i>
<i>Fig. 86 Validación del modelo computacional para el ensayo 2.</i>	<i>126</i>
<i>Fig. 87 Validación del modelo computacional para el ensayo 3.</i>	<i>127</i>
<i>Fig. 88 Validación del modelo computacional para el ensayo 4.</i>	<i>128</i>
<i>Fig. 89 Sample holder developed in the thesis.</i>	<i>133</i>
<i>Fig. 90 Temperature distribution during a standard fire resistance tests.</i>	<i>134</i>
<i>Fig. 91 Portamuestras construido en esta tesis.</i>	<i>139</i>
<i>Fig. 92 Distribución de la temperature durante un ensayo normalizado de resistencia al fuego.</i>	<i>140</i>

INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS

Una de las medidas de protección pasiva más importantes en la seguridad ante incendios en edificios, instalaciones o medios de transportes es la correcta definición de los sistemas de compartimentación. Estos sistemas de compartimentación van a tener que cumplir tres posibles objetivos principales dependiendo del tipo de recinto a proteger. El objetivo principal es garantizar la seguridad de los ocupantes. Por lo mismo, los sistemas de compartimentación deberán ser capaces de frenar la propagación del incendio el tiempo necesario para permitir la evacuación segura. Es también un objetivo de los sistemas de compartimentación el proteger el recinto. Frenar la propagación del incendio junto con las medidas activas de protección ante incendios puede permitir la extinción del mismo. Finalmente, la tipología de algún tipo de recinto concreto puede implicar la imposibilidad de realizar la evacuación, debido a que se deba continuar con las operaciones que se ejecuten en dicho recinto.

Se pueden encontrar una gran cantidad de sistemas de compartimentación formados por una gran variedad de materiales y tipologías cada uno con unas características específicas concretas. La clasificación de la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación se realiza sometiendo a los ensayos normativos de resistencia al fuego que indican el tiempo que el sistema aguanta sometido a un calentamiento normalizado. El fallo de los sistemas se basa en tres criterios distintos que consisten en analizar la capacidad portante, la integridad y la capacidad de aislamiento del sistema de compartimentación. La capacidad portante es evaluada mediante la medición de los minutos completos que el sistema es capaz de mantener la capacidad de soportar la carga del ensayo. En el caso del fallo por aislamiento térmico, se produce cuando la temperatura media de la cara no expuesta se incrementa en más de 140 °C por encima de la temperatura ambiente, o la temperatura de cualquier punto de la cara no expuesta se incrementa en más de 180 °C por encima de la temperatura ambiente. Por su parte, un fallo del criterio de integridad se produce cuando aparecen fisuras, orificios u otras aberturas, a través de los cuales las llamas o los gases calientes pueden atravesar el sistema ensayado.

Unos de los sistemas de compartimentación más empleados hoy en día en la industria de la construcción son los formados con placas de yeso laminado. Estos sistemas tienen una gran versatilidad y unas buenas propiedades de resistencia al fuego, pudiendo adaptarse fácilmente a las resistencias requeridas variando el número de placas de yeso laminado empleadas, la disposición de las mismas, su tipo, etc.

Cada una de las tipologías de los sistemas de compartimentación basados en placas de yeso laminado tiene que certificarse mediante los susodichos ensayos de resistencia al fuego con el fin de poder emplearse en la construcción. Dada la gran cantidad de posibilidades disponibles en la definición de estos sistemas, un método capaz de predecir la resistencia al fuego de los sistemas previo a la realización de los ensayos normativos de resistencia al fuego puede generar un importante ahorro de tiempo y de dinero en la realización de los ensayos.

En la presente tesis se define el modelo computacional Fire Dynamics Simulator (FDS) para predecir el tiempo de fallo de los sistemas de placas de yeso laminado sometidos a los ensayos estándar de resistencia al fuego. El modelo computacional se basa en la hipótesis de que la resistencia mecánica a flexión en las placas de yeso laminado es debida a las láminas de cartón que conforman las placas de yeso. Para probar el cumplimiento de esta hipótesis, así como para obtener las propiedades térmicas del yeso se han realizado una serie de ensayos de análisis termogravimétricos. Con los ensayos del equipo de análisis térmico simultáneo se ha podido estudiar la descomposición en función de la temperatura de los materiales que conforman los sistemas de yeso laminado seleccionados, obteniendo tanto la pérdida de masa en cada reacción como la energía liberada o absorbida en las reacciones, así como la estimación de la densidad y del calor específico efectivo. Por su parte, el análisis de láser flash (LFA) en las muestras de yeso me ha permitido obtener la conductividad térmica del mismo.

Los ensayos estándar de resistencia al fuego debido a sus dimensiones están ampliamente afectados por las cargas mecánicas que, como consecuencia de la expansión y flexión de los perfiles de acero que transmiten estas cargas a las placas de yeso laminado. Esos esfuerzos además de ser los responsables de la caída de las placas, generarán fisuras en los paneles que pueden afectar al comportamiento térmico de los sistemas.

De cara a evaluar la influencia de las cargas mecánicas en la transferencia térmica de los sistemas de yeso laminado sometidos a los ensayos normativos de resistencia al fuego, se ha desarrollado una metodología y un nuevo diseño de portamuestras para realizar ensayos de sistemas de compartimentación en el cono calorimétrico. Dada la menor esbeltez de las muestras ensayadas en el cono se pueden obviar las cargas mecánicas, por lo que la transferencia térmica a través de los sistemas es debida únicamente a los efectos térmicos.

El modelo predictivo definido en la presente tesis mediante la consideración de la hipótesis desarrollada, ha sido validado comparando el tiempo de fallo y la temperatura de la cara no expuesta con las pruebas normativas de resistencia al fuego. Para la obtención del tiempo de fallo real de estos ensayos se ha definido una metodología para la medición del mismo.

1. OBJETIVOS

La presente tesis doctoral, en coherencia con las tendencias internacionales, pretende aportar los elementos científicos necesarios para facilitar el desarrollo de nuevos sistemas de compartimentación que cumplan con el grado de resistencia al fuego deseado. Para ello, el **objetivo principal de la presente tesis consiste en la definición de un modelo predictivo de la resistencia al fuego de un determinado tipo de sistemas de compartimentación. Esta resistencia al fuego está determinada por el tiempo de fallo de los sistemas sometidos a los ensayos normalizados**, por lo que la predicción de este tiempo será el objetivo del modelo.

Para la consecución de este objetivo se proponen las siguientes tareas:

1. Analizar el comportamiento térmico de distintos tipos de materiales que componen los sistemas de compartimentación mediante ensayos STA y LFA.
2. Desarrollar una metodología para analizar la transferencia térmica en los sistemas de compartimentación sin considerar la carga mecánica.
3. Analizar la influencia del aislamiento en la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación.
4. Definir una metodología para la toma de datos experimentales en los ensayos normativos de resistencia al fuego (EN1363 y EN1364).

5. Desarrollar la metodología para el modelado y simulación computacional de la respuesta térmica y de resistencia al fuego de distintos tipos de elementos de compartimentación, teniendo en cuenta la caída de placas debida a los esfuerzos mecánicos.
6. Realizar un proceso de validación del modelo propuesto mediante los ensayos normativos de resistencia al fuego analizados.

2. MÉTODO EMPLEADO

Los trabajos desarrollados en el marco de la presente tesis doctoral, se encuentran encajados dentro de un campo de estudio muy amplio, como lo es el modelado computacional y el comportamiento al fuego de sistemas de compartimentación. Esta amplitud en el tema de investigación ha hecho necesario que los estudios desarrollados en la tesis se enfoquen a un tipo concreto de sistemas de compartimentación debido a la imposibilidad de abordar todos los existentes. La aplicación de los resultados obtenidos en la tesis a nuevos sistemas de compartimentación será sin duda un tema muy interesante de estudio para futuros trabajos de investigación.

Como paso previo a la definición del modelo predictivo de resistencia al fuego, fue preciso seleccionar unos sistemas de compartimentación concretos. Tras analizar distintos tipos de sistemas de compartimentación y los modelos computacionales de incendio empleados para el estudio de su resistencia al fuego, se seleccionaron los sistemas constructivos formados por placas de yeso laminado. Tras esto, se seleccionaron distintos tipos de yesos, el cartón de las placas de yeso laminado y la lana de roca empleada en alguno de estos sistemas para realizar el análisis de sus propiedades térmicas mediante técnicas de termogravimetría.

Para realizar los ensayos termogravimétricos se empleó el equipo Simultaneous Thermal Analysis, STA, que combina el análisis de la pérdida de masa (TG) con el estudio de la energía liberada en los distintos procesos que sufre la muestra sometida a una determinada rampa de temperaturas (DSC), y que junto con el equipo de Laser Flash Analysis (LFA), han permitido analizar la descomposición térmica y obtener las propiedades térmicas de los materiales estudiados para su posterior introducción en el modelo.

A continuación, se desarrolló una nueva metodología de ensayo en cono calorimétrico, diseñándose y fabricándose un nuevo portamuestras para el estudio de la transferencia térmica a través de los sistemas de compartimentación. Este análisis experimental simplificado ha permitido estudiar, en comparación con los ensayos a gran escala, la influencia de los esfuerzos mecánicos en la resistencia de los sistemas de compartimentación. Esto es posible debido a que el tamaño de las muestras hace disminuir la esbeltez del sistema evitando las deformaciones por los esfuerzos mecánicos.

Posteriormente, se definió una metodología para la obtención de distintos tipos de resultados de los ensayos normativos de resistencia al fuego. Se han analizado los ensayos normativos de resistencia al fuego de varios tipos de elementos constructivos basados en placas de yeso laminadas, comparándolos con los resultados obtenidos en los ensayos termogravimétricos y en el cono calorimétrico para estudiar los distintos efectos registrados en los ensayos de resistencia al fuego, la influencia de los esfuerzos mecánicos en la resistencia al fuego y para la definición de una hipótesis de rotura de las placas de yeso que conforman los sistemas. Los resultados de los ensayos normativos fueron empleados también para la posterior validación del modelo.

A continuación, se realizó la definición del modelo de predicción del comportamiento térmico de elementos de compartimentación. Este modelo se ha elaborado mediante el empleo del modelo de simulación computacional de incendios FDS con la consideración de la hipótesis de caída de las placas de yeso desarrollada en base a los ensayos experimentales realizados previamente.

Finalmente, una vez realizada la implementación computacional del modelo, se realizó la validación de sus resultados. Para ello se emplearon como base los resultados obtenidos de la aplicación de la metodología experimental a los ensayos de resistencia al fuego (temperaturas y tiempo de fallo). Finalizado este proceso, los resultados han permitido establecer las conclusiones de la tesis.

3. JUSTIFICACIÓN

Año tras año se supera en España el centenar de muertos debidos a incendios, principalmente de personas mayores de 70 años [4]. Estas muertes generalmente son debidas a la incapacidad de los ocupantes de un recinto de evacuar a tiempo. Es por ello de gran importancia aumentar el tiempo disponible para la evacuación de los ocupantes de un recinto específico.

Una forma de conseguir este objetivo es a través de la compartimentación, que permite tanto frenar la propagación de un incendio de un recinto a otro, como evitar la propagación del humo.

Una adecuada compartimentación permite crear sectores de incendio, los cuales son áreas delimitadas por elementos resistentes al fuego para que, en caso de incendio, éste quede confinado en su interior y no se propague por los recintos adyacentes. La condición de resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación implica que tengan buenas capacidades de aislamiento, integridad y, dependiendo de la función del elemento de compartimentación, capacidad portante. La integridad se refiere al comportamiento por el cual el elemento de compartimentación no permite pasar las llamas a través suyo. El aislamiento térmico supone la resistencia térmica para impedir la transmisión de calor a través del elemento de compartimentación para evitar elevadas temperaturas en la cara no expuesta. Si el elemento de compartimentación tiene una función portante dentro de la edificación, deberá disponer de estabilidad en su capacidad portante, lo que significa, conservar sus propiedades estructurales soportando cargas al estar sometido a elevadas temperaturas.

La resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación se evalúa a través de la realización de los ensayos normativos de resistencia al fuego EN1363 [1] y EN1364 [2] [3]. La realización de estos ensayos es obligatoria para certificar los sistemas de compartimentación. Sin embargo, su realización es costosa y está sujeta al fallo del sistema sin cumplir con las expectativas deseadas por el fabricante.

Dentro de los elementos de compartimentación, los sistemas compuestos con placas de yeso laminado han cobrado un gran auge. Estos sistemas ofrecen una amplia versatilidad, adecuándose a las características de resistencia al fuego, insonoridad, aislamiento térmico, resistencia a la humedad, etc. requeridas.

La resistencia al fuego de distintos tipos de sistemas de yeso laminado ha sido ampliamente estudiada en los últimos 30 años. En los primeros años, los estudios se centraron en el análisis de diferentes sistemas sometidos a un ataque térmico. Sin embargo, la aparición de la simulación computacional de incendios fue permitiendo la aparición de modelos computacionales para predecir la transferencia térmica a través de este tipo de sistemas.

Pese a ello, la mayoría de estos modelos computacionales se centran en el estudio de la transferencia térmica sin considerar la caída de las placas de yeso laminado que sufren estos sistemas al ser sometidos a los ensayos de resistencia al fuego o a un incendio real. Esto ha hecho que muchos modelos se validen frente a ensayos a media escala, en los cuales, dada su tipología y la menor esbeltez de los sistemas, se evita o disminuye la ruptura y caída de las placas debido a las tensiones mecánicas generadas. Esto se debe a la imposibilidad de simulación de los esfuerzos mecánicos en la mayoría de los modelos computacionales de incendios. En los últimos años han aparecido modelos que combinan la respuesta mecánica y térmica de los sistemas de yeso laminado, pero haciendo inicialmente los cálculos térmicos y seguidamente los cálculos mecánicos, no de forma simultánea.

A estos problemas se añade el estudio del comportamiento térmico de los distintos tipos de yeso. Pese a la existencia de un gran número de estudios de las propiedades térmicas de los yesos, existe una gran diversidad en la obtención e introducción de las mismas en los modelos, y especialmente en la obtención de la conductividad térmica del yeso a altas temperaturas. Este problema es debido a que dadas las cualidades de material poroso y la deshidratación que sufre, la conductividad térmica no puede obtenerse por una simple medición experimental.

Así mismo, la influencia de las láminas de cartón en la resistencia al fuego no ha sido estudiada previamente, sino que se analizan las placas de yeso laminado como si solo estuvieran formadas por yeso. Sin embargo, las propiedades de resistencia mecánica que aportan las láminas de cartón son indudables, tal y como demuestra la metodología empleada por los instaladores de sistemas de yeso laminado para cortar las placas, quienes únicamente deben cortar el cartón y doblar la placa de yeso para romperla o como indica Cramer en [5] pese a no realizar un análisis del cartón.

Todo esto pone de manifiesto la necesidad de estudiar la influencia de las tensiones mecánicas en los ensayos de resistencia al fuego y de definir un modelo capaz de predecir la resistencia de los sistemas de yeso laminado considerando la posible caída de placas.

ANTECEDENTES

CAPÍTULO 2: ANTECEDENTES

La ingeniería de protección contra incendios, tal y como la define la Society of Fire Protection Engineers (SFPE), es la aplicación de principios científicos e ingenieriles para proteger a las personas y su entorno contra el fuego destructivo, e incluye: el análisis de riesgos de incendio; la mitigación del daño por incendio mediante el diseño adecuado, la construcción, la disposición y el uso de edificios, materiales, estructuras, procesos industriales y sistemas de transporte; el diseño, instalación y mantenimiento de los sistemas de detección y supresión de incendios y comunicación; y la investigación y análisis posterior al incendio.

El origen de la ingeniería de protección contra incendios se puede encontrar en las distintas regulaciones que se establecieron como resultado de los numerosos incendios catastróficos que han tenido lugar a lo largo de la historia [6]. Probablemente el primer ejemplo registrado de la utilización de la ciencia y la ingeniería en la práctica de la ingeniería de protección contra incendios se situará en el imperio romano. Después de que Roma se quemara en el 64 dC, el emperador Nerón estableció un requerimiento de utilización de materiales a prueba de fuego para las paredes externas en la reconstrucción de la ciudad.

Tras la caída del imperio romano no fue hasta el siglo XVII, durante el Renacimiento, que se volvió a considerar un enfoque técnico para la protección contra incendios. Después del gran incendio de Londres de 1666, que destruyó más del 80 por ciento de la ciudad, Londres adoptó en su reglamento la edificación de casas en base a piedra y ladrillo resistente al fuego con separaciones mediante pared medianera. El incendio de Londres también impulsó el desarrollo de equipos de extinción de incendios.

A lo largo de la revolución industrial en Gran Bretaña en el siglo XVIII y en los Estados Unidos en el siglo XIX, los incendios continuaron, pero comenzaron a disminuir a medida que las construcciones con estructuras con un alto nivel de inflamabilidad fueron sustituidas por mampostería, hormigón y acero.

Se formaron departamentos públicos contra incendios, se instalaron suministros públicos de agua con tuberías de aguas subterráneas y bocas de incendios, y se produjo una mejora de los camiones de bomberos. Durante este mismo período, el enfoque de la ingeniería de protección contra incendios pasó a hacer frente a determinados edificios y sus contenidos. Sin embargo, los nuevos procesos industriales y las prácticas de almacenamiento de material en las empresas para tener stocks suponían un riesgo de incendio muy elevado, y se produjeron una serie de incendios catastróficos.

A mediados del siglo XIX, se produjeron en las fábricas textiles y de papel de Nueva Inglaterra una serie de incendios, causados por pequeños desperdicios (pelusas y restos de papel). Estos incendios se propagaron con tanta rapidez que no pudieron ser controlados por bomberos de la manera tradicional. La solución adoptada por la ingeniería de protección contra incendios fue la instalación de un sistema de accionamiento manual de tubos perforados en el techo, creando así uno de los primeros sistemas fijos de extinción de incendios. El deseo de hacer un sistema de extinción automática de agua en última instancia, condujo al desarrollo de una de las innovaciones más importantes en la ingeniería de protección contra incendios - el sistema automático de rociadores. La primera patente para un sistema automático de rociadores fue otorgado a Henry S. Parmelee en 1874. Frederick Grinnell perfeccionó el diseño de rociadores en la década de 1880.

Durante el siglo XIX, muchos de los avances en la ingeniería de protección contra incendios fueron provocados por la influencia de la industria de los seguros y el deseo de minimizar sus pérdidas y las pérdidas de vidas humanas. Un gran número de organizaciones fueron creadas por la industria aseguradora en los EE.UU. que se encarga de establecer el concepto de ingeniería de protección contra incendios, poniendo en práctica y facilitando su crecimiento y su reconocimiento como una profesión. Éstos fueron Factory Mutual en 1835, la Junta Nacional de Seguros contra incendios en el año 1866, la Asociación de Seguros de fábrica en 1890, Underwriters Laboratories en 1893 y la National Fire Protection Association en 1896. Estas fueron las organizaciones fundadoras de la ingeniería de protección contra incendios. Durante la primera mitad del siglo XX, se desarrollaron nuevas normativas con el fin de asegurar la aplicación de la ingeniería de protección contra incendios para la seguridad de la vida y la protección de la propiedad. Las lecciones aprendidas de los incendios del pasado se aplicaron en la revisión de los códigos y normas contra incendios.

El primer ensayo controlado de resistencia al fuego de paredes se realizó en el año 1891 en Alemania [7]. El ensayo fue diseñado para comparar la respuesta térmica de dos tipos diferentes de paredes. El ensayo duró alrededor de una hora con una temperatura media de los gases de 1000 °C [8]. Durante los primeros años del siglo XX, las compañías estadounidenses y europeas de ensayos, así como las constructoras de edificios, hicieron un gran esfuerzo para definir una prueba de resistencia al fuego "estándar" [9] [10] [11] [12] [13]. En 1903, Edwin Sachs presentó en el Congreso Internacional de Prevención de Incendios celebrado en Londres, un conjunto de normas recomendadas para la realización de las pruebas de resistencia al fuego, para lo que propuso el uso de un fuego representado por una curva estándar tiempo-temperatura. Así mismo, sugirió unos requisitos mínimos para la resistencia al fuego de los elementos estructurales, para los cuales el nivel de protección se clasificó como «temporal», «parcial» o «completo» [10].

En Estados Unidos, la Sociedad Americana de Ensayos y Materiales (ASTM) acordó adoptar una única curva estándar de tiempo-temperatura e indicó que la temperatura de la fase gaseosa fijada por la curva debería ser controlada por la temperatura media mostrada por al menos tres termopares situados a 15,24 cm de la superficie de la probeta [14]. La nueva normativa, ASTM C19 (más tarde conocida como E119) [15] fue emitida el 24 de Febrero de 1917 [7].

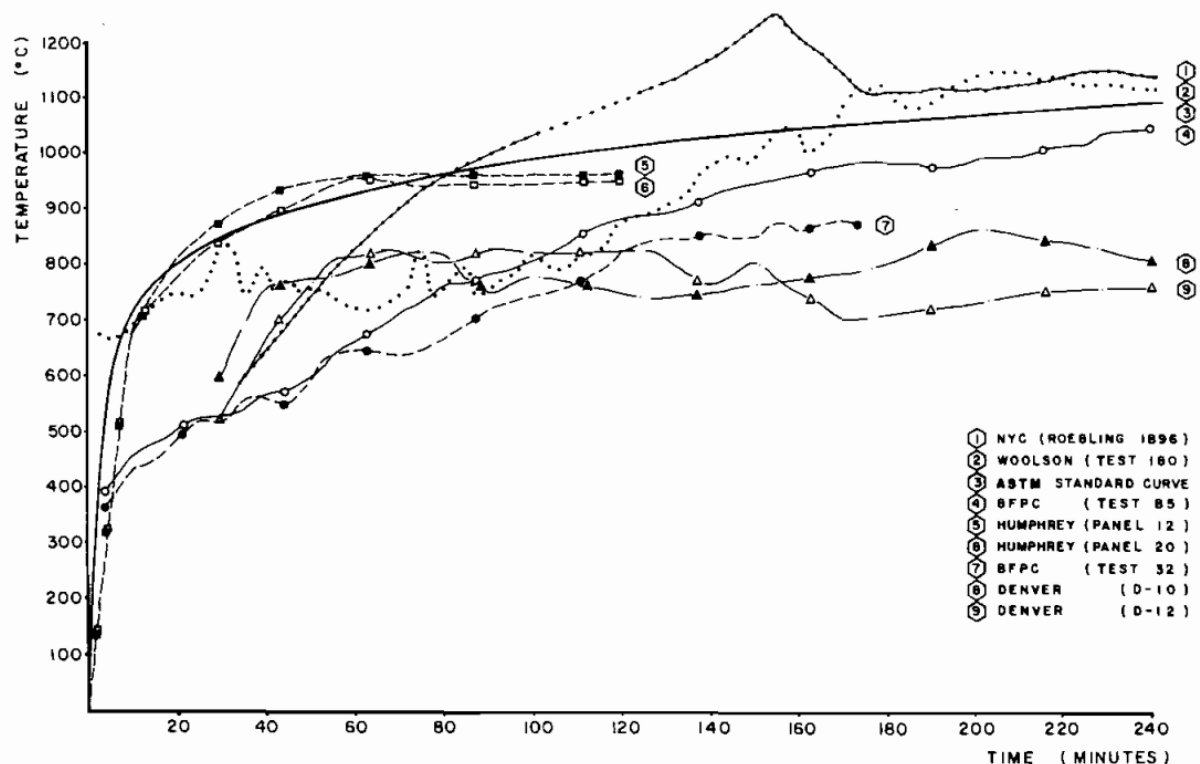


Fig. 1 Comparación de la curva estándar ASTM frente a otras curvas previas [7].

Durante la segunda mitad del siglo XX, surgió la ingeniería de protección contra incendios como una profesión debido al desarrollo de conocimientos específicos en el área de la ingeniería de protección contra incendios. La formación de una sociedad profesional, los inicios de la consultoría independiente de ingeniería de protección contra incendios y el desarrollo de directrices de ingeniería de protección contra incendios reforzó la profesión.

Las estrategias de seguridad contra incendios combinan el estudio y diseño de la evacuación, a través de la detección, las alarmas, la gestión de personas; la compartimentación para disminuir el crecimiento del fuego y minimizar la propagación del humo; la respuesta, en lo que respecta a las actuaciones externas o internas para la contención y extinción del fuego, o a las medidas de supresión automáticas; y la integridad estructural.

En concreto, los sistemas de compartimentación suponen una de las medidas básicas en la lucha contra los incendios dentro de las medidas de protección pasiva. La compartimentación puede darse en distintos tipos de estructuras: edificaciones, barcos, trenes, túneles, etc. Frente a algunas medidas activas de protección contra incendios como los rociadores u otros sistemas de extinción, la compartimentación de recintos tiene tres objetivos principales:

- Garantizar la seguridad de los ocupantes del recinto.
- Proteger el recinto
- Continuar con las operaciones que se ejecuten en el recinto.

El grado de compartimentación requerido va a depender del uso del recinto, de la carga de fuego, de la altura y de la disponibilidad de sistemas activos de protección ante incendios. Los distintos tipos de sistemas de compartimentación deben someterse a los ensayos normativos de resistencia al fuego [1] [2] [3], en los que se somete al sistema a la curva de temperaturas normalizada [15]. La resistencia al fuego de los sistemas ensayados se mide en términos de minutos de resistencia que permanece el sistema con una temperatura media de la cara no expuesta por debajo de los 140 °C por encima de la temperatura ambiente, con la temperatura de cualquier punto de la cara no expuesta por debajo de los 180 °C por encima de la temperatura ambiente, y sin que se formen o aparezcan fisuras, orificios u otras aberturas, a través de los cuales las llamas o los gases calientes puedan pasar, y que sean susceptibles de provocar un fallo inicial de la estanqueidad.

Existen una gran cantidad de sistemas de compartimentación formados por diferentes elementos y distintos tipos de disposiciones. Algunos de los elementos principales empleados en los sistemas de compartimentación son el hormigón, el ladrillo, la madera, las placas de yeso laminado, placas de fibrosilicato cálcico, placas de fibrocemento, lanas de rocas, poliuretanos, etc. que a su vez pueden tener o no una base estructural de perfiles de acero galvanizado, madera, etc.

Dentro de todo el abanico de posibilidades en lo que a sistemas de compartimentación se refiere, unos de los sistemas más empleados por su versatilidad y resistencia al fuego, son los sistemas basados en placas de yeso laminado.

1. FUNDAMENTOS DE LOS SISTEMAS CONSTRUCTIVOS DE PLACAS DE YESO LAMINADO

Los sistemas basados en placas de yeso laminado fueron inventados por Augustine Sackett en 1898 [16] y su uso se extendió rápidamente por los Estados Unidos y por Canadá. A Europa llegó en 1917, pero no fue hasta finales del siglo XX cuando llegó a España. Las placas de yeso laminado tienen múltiples ventajas, entre las que destaca la versatilidad y disminución del tiempo de ejecución en obra. Esto es consecuencia de que son sistemas más limpios y ligeros, aliviando las cargas permanentes que actúan sobre las estructuras.

Además, es un material que se puede taladrar, cortar fácilmente lo que las convierte en un sistema muy versátil, con múltiples aplicaciones y con el que se consiguen buenos acabados.

Su fácil manejo y limpieza hacen a los paneles de yeso laminado ideales redistribuir el espacio interior en una vivienda, para dividir ambientes en cualquier estancia o hasta para empotrar puertas correderas. También se utiliza en tabiques de separación en las zonas comunes de un edificio. Debido a sus características como aislante se suelen emplear para el revestimiento de muros y estructuras.

Existen tres tipos de sistemas constructivos diferentes: los tabiques, los trasdosados y los techos.

Los tabiques son una serie de unidades de obra estudiadas, ensayadas y recomendadas por los fabricantes de placas de yeso laminado y obtenidos en base a la combinación de una estructura metálica de chapa de acero galvanizado formada por elementos verticales y horizontales de diferentes anchos, a cada lado de la cual se atornillan las placas de yeso laminado en diferente número, tipo y espesor, pudiéndose rellenar de lana de roca o dejar el interior del sistema con una cámara de aire.

Los trasdosados son los revestimientos de la cara interior de un muro exterior o de cualquiera de las dos caras de un muro interior, aportándole una mejora técnica o estética. Los trasdosados son del tipo directo cuando la fijación se realiza mediante pastas de agarre o por medio de una perfilera auxiliar en base de maestras. Se conoce como trasdosado autoportante a los revestimientos de la cara interior de un muro exterior o de cualquiera de las dos caras de un muro interior, con placas de yeso laminado o sus transformados, atornilladas a una estructura autoportante.

Los techos son las unidades constructivas bajo forjados, tanto horizontales como inclinados, sin juntas aparentes y sustentados por una estructura autoportante oculta y que forman bajo ellos una cámara, de diferente dimensión, de con lo que le aportan una mejora técnica y/o estética.

El primer indicador de la calidad de una solución de yeso laminado va a estar vinculado a la calidad de los distintos elementos constituyentes del sistema. Las propiedades de los materiales, especialmente las placas de yeso, empleados en cada caso particular vienen impuestas por las necesidades concretas que se desee de la solución para cada situación o uso.

La parte fundamental del sistema son las placas de yeso laminado, que están formadas por un alma en base yeso, a la cual se le pueden añadir aditivos para mejorar determinadas propiedades, y que está recubierta por capas de celulosa. Algunos sistemas constructivos pueden contener un material destinado a mejorar el aislamiento térmico o acústico, como puede ser la lana mineral que se incorpora en el interior del sistema (cubriendo toda la superficie entre los montantes). Hoy en día se emplean diversas técnicas capaces de mejorar aún más la resistencia al fuego de los paneles de yeso laminado. Por ejemplo, mediante la aplicación de pinturas intumescentes en las placas o la inclusión de materiales de cambio de fase en la elaboración del yeso [17].

La gran variedad de sistemas de compartimentación de yeso laminado, pudiendo variar la disposición de los elementos, los tipos y número de placas de yeso laminado, los elementos aislantes empleados, etc., junto con la necesidad de certificar la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación mediante los ensayos de resistencia al fuego, han generado en el mundo científico un interés en el empleo de modelos de simulación computacional para predecir la respuesta térmica de los sistemas de compartimentación de yeso laminado.

2. MODELADO COMPUTACIONAL DE SISTEMAS DE YESO LAMINADO

Todos los sistemas que vayan a implantarse deben necesariamente obtener el certificado de resistencia al fuego. Para ello es necesario con cada nuevo diseño de sistema de compartimentación realizar los ensayos estándares de resistencia al fuego.

Para minimizar el número de ensayos a realizar, evitando ensayar sistemas que no pasen los niveles de resistencia al fuego deseado, muchos investigadores han trabajado en el análisis y modelado computacional de la respuesta al fuego de distintos tipos de sistemas de compartimentación [18], [19], [20], [21]. Esto permitiría contar con una aproximación de la resistencia al fuego antes de realizar el ensayo experimental.

El Modelado y la Simulación Computacional de Incendios (MSCI) ha experimentado un fuerte impulso en los últimos años [22]. El desarrollo de las investigaciones sobre los procesos físico-químicos relacionados con los incendios y sus modelos matemáticos, el avance considerable e ininterrumpido de la potencia computacional que ha posibilitado la solución de modelos cada vez más complejos y el alto nivel eficiencia-coste que ha demostrado la Modelación y Simulación Computacional (MSC).

Este avance ha estado focalizado fundamentalmente al empleo de estos modelos para poder predecir, tanto a priori como a posteriori, el desarrollo de un incendio en un escenario concreto, pero sobre todo en los últimos años hay un gran impulso al empleo de estas herramientas como método para analizar el comportamiento al fuego de materiales y permitir con ello mejorar su comportamiento al fuego [23], [24], [25].

Así mismo, a nivel global se han realizado numerosos estudios del comportamiento al fuego de las placas de yeso laminado. Ya en el año 1962, Ryan [26] analizó los efectos de añadir ciertos retardantes en el comportamiento al fuego de las placas de yeso. Lawson [27] analizó nueve tipos diferentes de placas de yeso laminado para determinar el rango de valores del calor potencial, el valor promedio de velocidad de cesión de calor, el tiempo de ignición, etc.

Thomas [28] estudió las propiedades térmicas de los yesos (conductividad, calor específico y densidad) mostrando la dificultad en la medición de estos datos a altas temperaturas. Otros investigadores también han trabajado en la obtención de dichas propiedades térmicas siendo los empleados más usualmente de cara al modelado numérico las propiedades obtenidas por Harmathy [29], Anderson [30], Mehaffey [18], Sultan [19], Park [31], Benichou [32], Wakili [20], Schleifer [33] y Thomas [34]. Las Figuras 2, 3 y 4, obtenidas del trabajo de Hopkins [35] muestran la comparación de las propiedades térmicas del yeso obtenidas por diferentes investigadores.

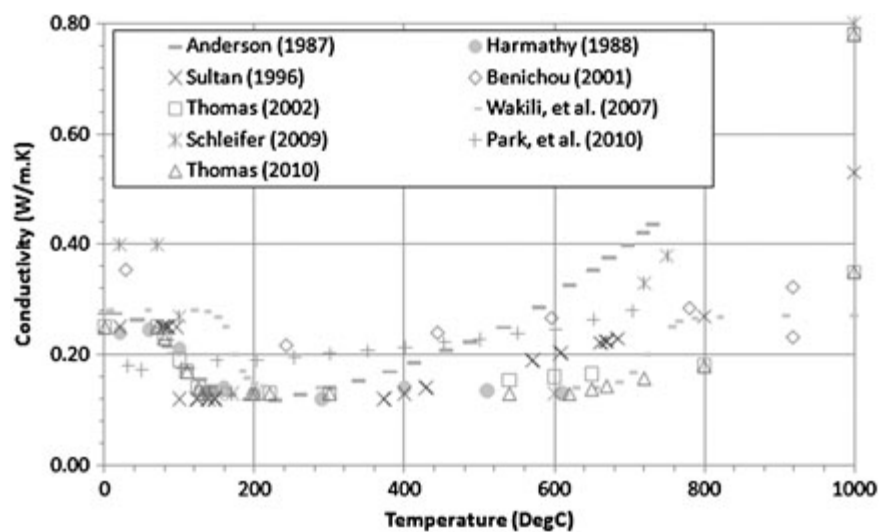


Fig. 2 Conductividad frente a Temperatura en el yeso según diferentes investigadores [35].

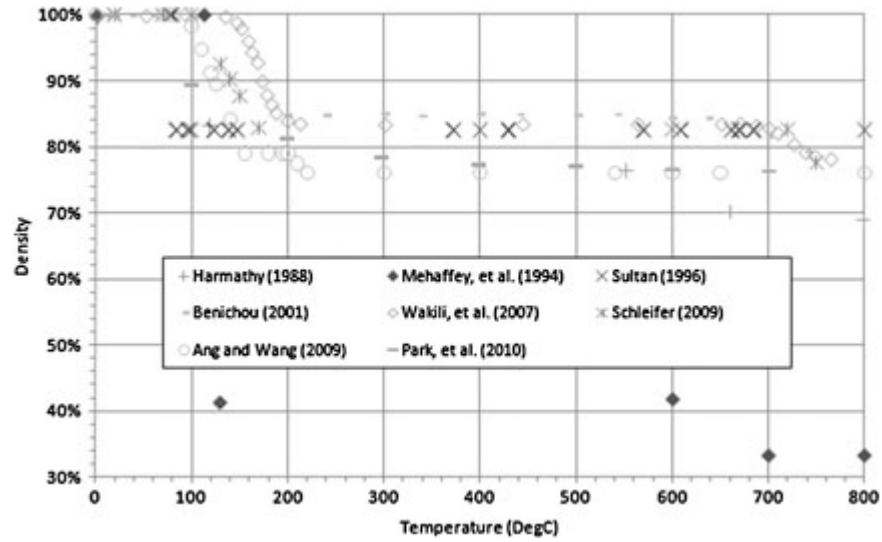


Fig. 3 Porcentaje de densidad frente a Temperatura en el yeso según diferentes investigadores [35].

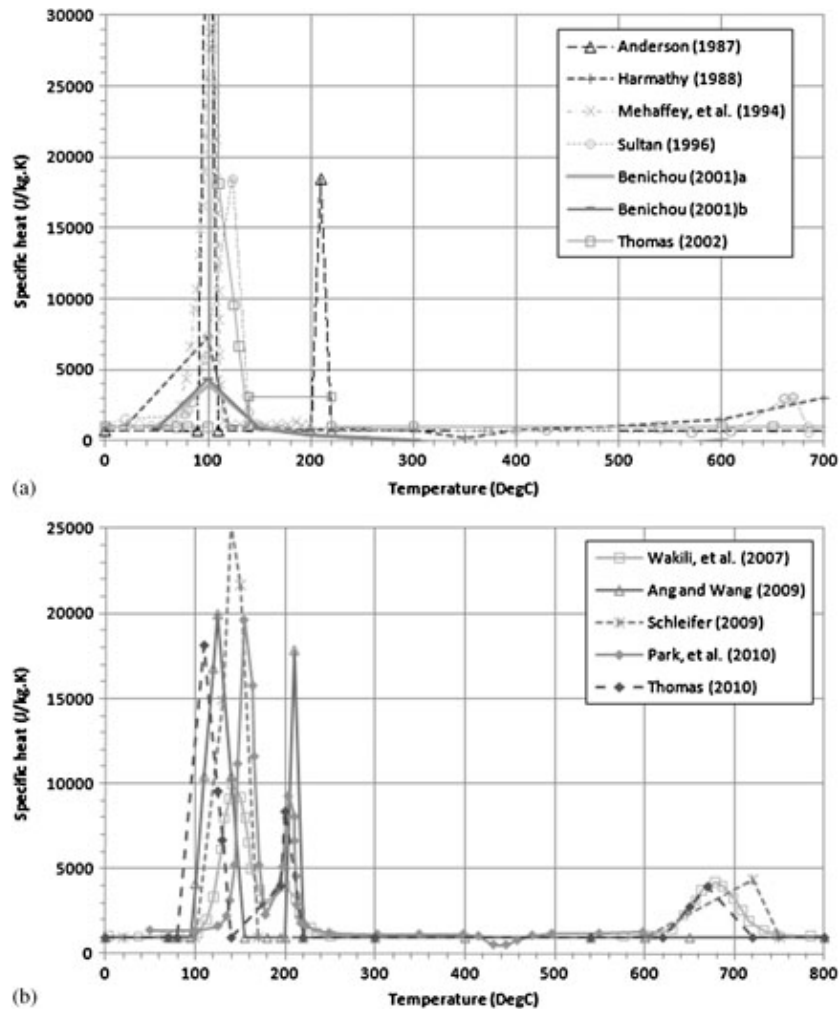


Fig. 4 Calor Específico frente a Temperatura en el yeso según diferentes investigadores [35].

Tal como se ha podido observar, la inmensa mayoría de los investigadores tienen en cuenta el efecto de la radiación y la ablación de las placas de yeso laminado a través del aumento de los valores de la conductividad a altas temperaturas. En cuanto a la densidad, esta es estudiada asociada a la pérdida de masa del yeso. Y el calor específico considerado es el calor específico efectivo, el cual tiene en cuenta la energía liberada o absorbida en las distintas reacciones de descomposición del yeso a través de los picos, tal y como puede observarse en la Figura 4.

Para el caso del estudio de las propiedades mecánicas, Goncalves [36] realizó un análisis cuyo resultado más significativo adicional fue la observación de ablación o spalling en menos de 15 minutos cuando el core del panel de yeso se encontraba con unas temperaturas de entre 500 °C y 650 °C.

Cramer [5] investigó el efecto de la temperatura sobre la resistencia a la flexión y el módulo de elasticidad del yeso. Midió estas propiedades para muestras de yeso resistente al fuego de 15,9 mm de espesor (177,8 mm por 50,8 mm) realizando ensayos de flexión sobre muestras que se mantuvieron durante 60 minutos a 23 °C, 100 °C, 200 °C, 300 °C y 400 °C. Las muestras se cortaron de la placa de yeso en dos direcciones, a lo largo y a lo ancho de los paneles. Los resultados se muestran en la Figuras 5 y 6. La resistencia y rigidez mínimas tienen lugar a los 400 °C. La rigidez y resistencia a la flexión de las muestras de yeso laminado cortadas a lo largo de los paneles son mayores que las de las muestras cortadas en la dirección transversal de los paneles. Cramer propone que la diferencia se debe a la dirección de fabricación del cartón que conforma las placas de yeso laminadas.

Otros estudios de investigación más básica sobre el comportamiento de estos elementos también se han realizado pudiéndose destacar el realizado por Shepel [37] que analiza la contribución de los efectos convectivos del vapor de agua a la transferencia de calor a través del panel de yeso.

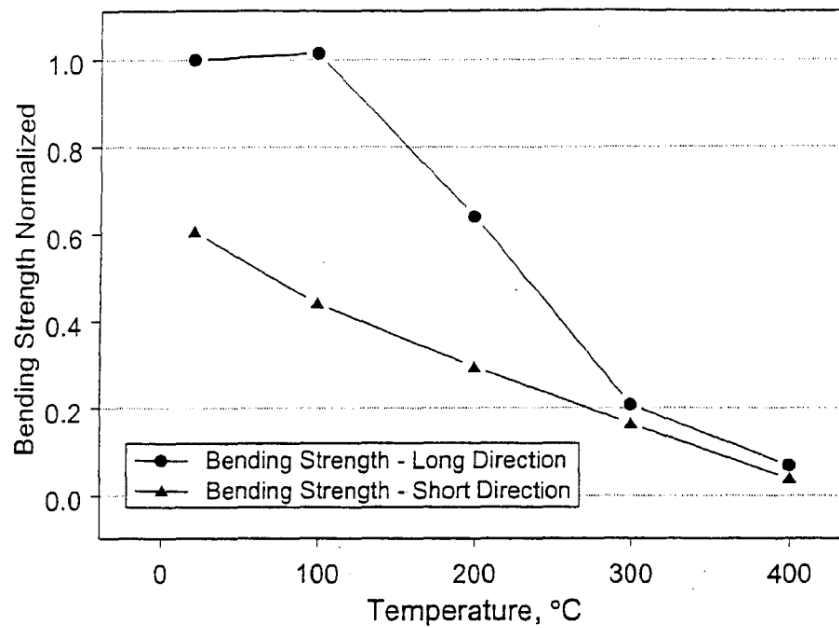


Fig. 5 Degradación de la resistencia a la flexión después de 60 minutos de exposición [5].

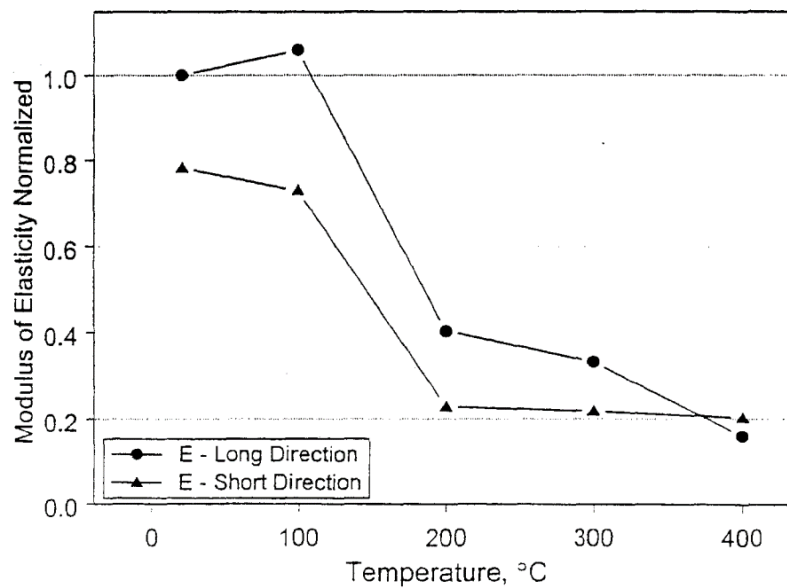


Fig. 6 Degradación del módulo de elasticidad después de 60 minutos de exposición [5].

En lo que respecta al modelado computacional de los sistemas de yeso laminado, en la actualidad existen varios acercamientos, pero más desde el punto de vista del estudio del comportamiento térmico de las placas de yeso laminado y en algún caso de los sistemas de compartimentación basados en yeso laminado, que desde el punto de vista del modelado del ensayo de norma para la estructura completa.

La simulación ofrece ventajas como el bajo costo con respecto a la experimentación física, velocidad en la elección de configuraciones de diseño óptimas, información completa y detallada de los fenómenos que ocurren en un determinado proceso, y facilidad de trabajar en condiciones reales e ideales. En este sentido, el desarrollo de las técnicas de modelado computacional ha permitido la creación de modelos más complejos. Los modelos CFD incluyen submodelos de turbulencia, combustión, radiación, etc., y realizan el análisis en millones de puntos del dominio computacional, obteniéndose resultados con una precisión bien documentada [38].

Mehaffey [18] presentó un modelo bidimensional muy sencillo que permite predecir la transferencia de calor a través de sistemas de paneles de yeso con una estructura de madera expuestos a un fuego, validando los resultados frente a ensayos a pequeña y gran escala. Sultan desarrolló un modelo unidimensional para predecir la transferencia de calor a través de un sistema con estructura formada por perfiles metálicos y con aislamiento basado en lanas de roca o vidrio en el interior [19]. El modelo fue validado frente a cuatro ensayos experimentales obteniendo buenos resultados en el modelado de la transferencia térmica, sin embargo, tal como observamos en la Figura 7, en ninguno de los ensayos empleados en la validación parece tener una gran influencia los esfuerzos mecánicos al no observarse la caída de placas que dé lugar a un incremento más crítico de la temperatura en la cara no expuesta.

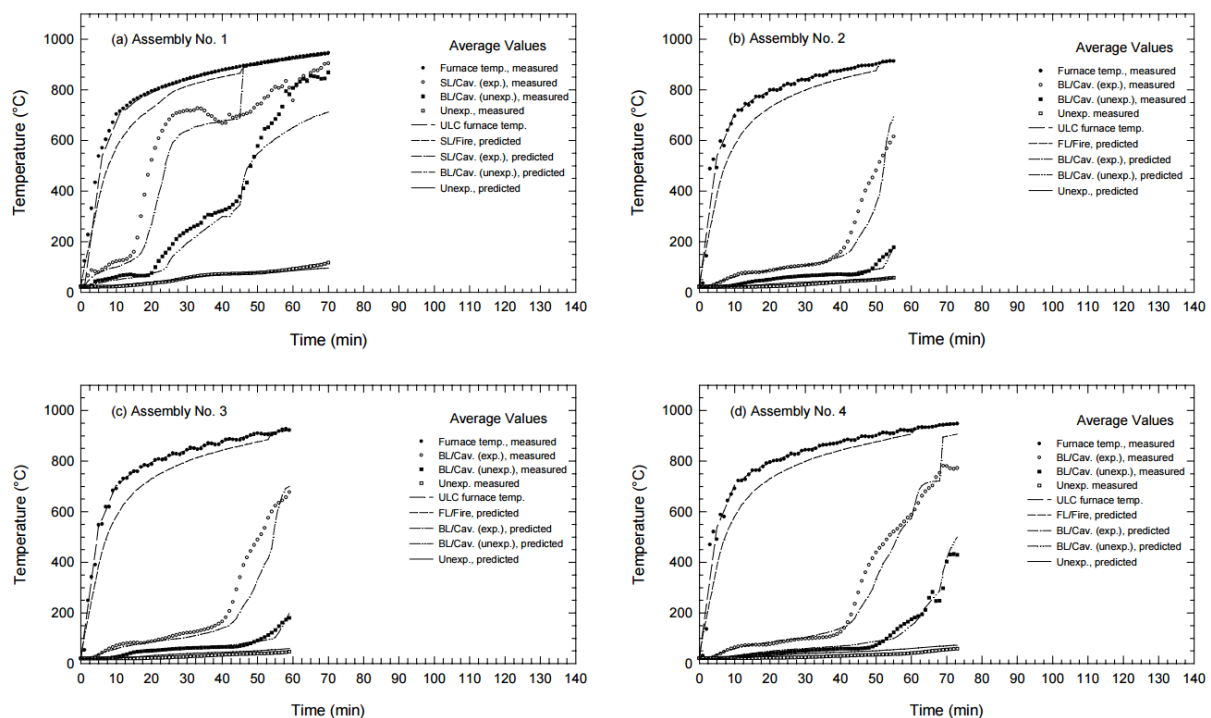


Fig. 7 Validación del modelo de simulación computacional de Sultan [19].

Takeda por su parte desarrolló el modelo WALL2D [39] para la predicción de la transferencia de calor en sistemas de yeso laminado con estructura de madera. Este modelo se validó frente a 6 ensayos experimentales. Cuatro de estos ensayos eran de media escala, por lo que los esfuerzos mecánicos no tuvieron influencia en el fallo de los sistemas, y otros dos ensayos a gran escala que tuvieron un fallo estructural. Estos sistemas con estructuras de madera sufren de menores deformaciones, y, por lo tanto, de menores tensiones mecánicas sobre las placas de yeso, que los sistemas basados en estructuras de perfiles de acero.

Varios modelos han obtenido buenos resultados con respecto de ciertos ensayos experimentales de sistemas de yeso laminado no normativos focalizados en el análisis de la transferencia térmica sin considerar la ablación ni la caída de las placas [35] [40].

Hopkin [35] empleó el software de elementos finitos DIANA [41] para simular la transferencia de calor en un tipo de sistema de compartimentación que contenía placas de yeso laminado. El sistema estaba fijado con listones de madera verticales. Los listones de madera producen unos esfuerzos de deformación menores que las estructuras de acero galvanizado empleadas en los montajes de los sistemas de yeso laminado. Thomas [34] también realiza el modelado y validación frente a un sistema soportado en listones de madera verticales. Para ello empleo el programa de elementos finitos SAFIR [42]. Otros estudios de investigación más básica sobre el comportamiento de estos elementos también se han realizado pudiéndose destacar el realizado por Shepel [37] que analiza la contribución de los efectos convectivos del vapor de agua a la transferencia de calor a través del panel de yeso.

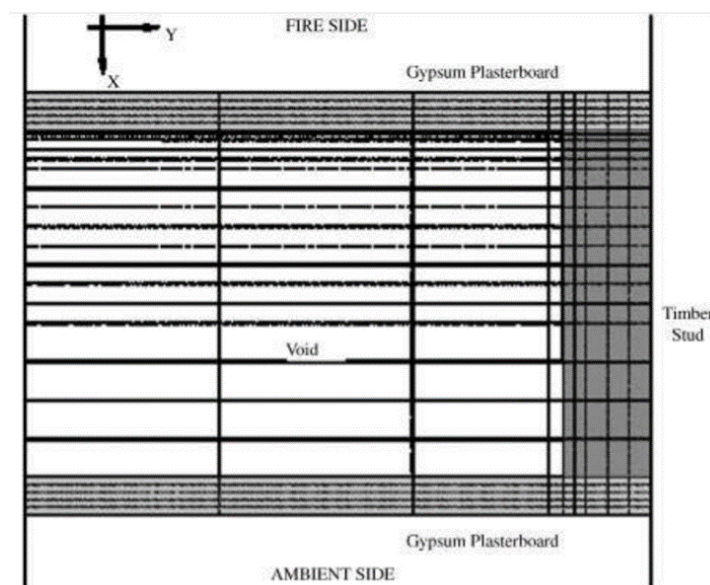


Fig. 8 Sistema simulado por Thomas con SAFIR [42].

Por su parte, Keerthan [43] empleó SAFIR [42] para modelar el comportamiento térmico de los paneles de yeso laminado de dimensiones 1350 mm x 1080 mm. El empleo de muestras de este tamaño incrementa la inercia térmica de las placas de yeso laminado evitando que los esfuerzos mecánicos afecten al sistema o al modelo. Esto hace que los modelos puedan validarse térmicamente sin considerar los esfuerzos mecánicos. Jones [44] realizó la definición de un modelo computacional empleando SAFIR que valida frente a ensayos con una sección de 2220 mm x 1020 mm.

Kolaitis [40] incluyó en su modelo computacional desarrollado con FDS [45] [46] la cuantificación del vapor de agua liberado por el yeso en su deshidratación. Este modelo fue validado frente a dos placas de yeso laminado de 12.5 mm de espesor y una sección de 1250 mm x 1050 mm, separadas 75mm por una sección de acero galvanizado. El tamaño de la muestra evita el efecto de las cargas mecánicas en el sistema debido a los esfuerzos generados con su calentamiento.

Thanasoulas [47] combina dos tipos de modelos distintos para añadir el efecto térmico sobre la estructura del sistema. Inicialmente usa ANSYS CFX [48] para desarrollar el modelo de transferencia térmica que calcule la variación de temperatura en el sistema de yeso laminado (Figura 9). Seguidamente introduce estos resultados térmicos en el modelo de análisis estructural que realiza con ADINA [49], tal y como se muestra en la Figura 10.

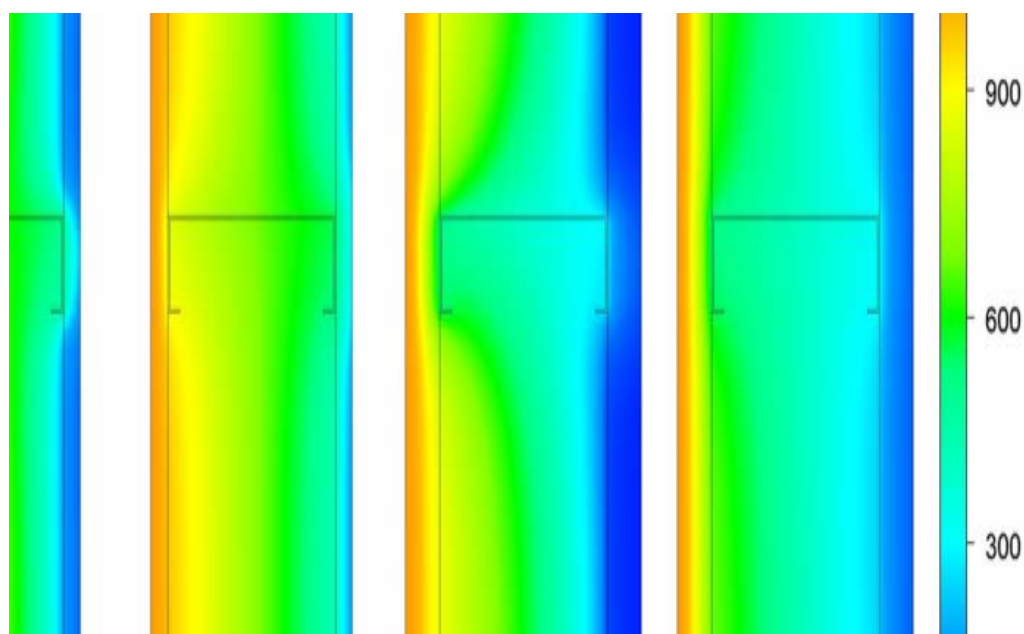


Fig. 9 Distribución de temperatura en los casos simulados por Thanasoulas [47].

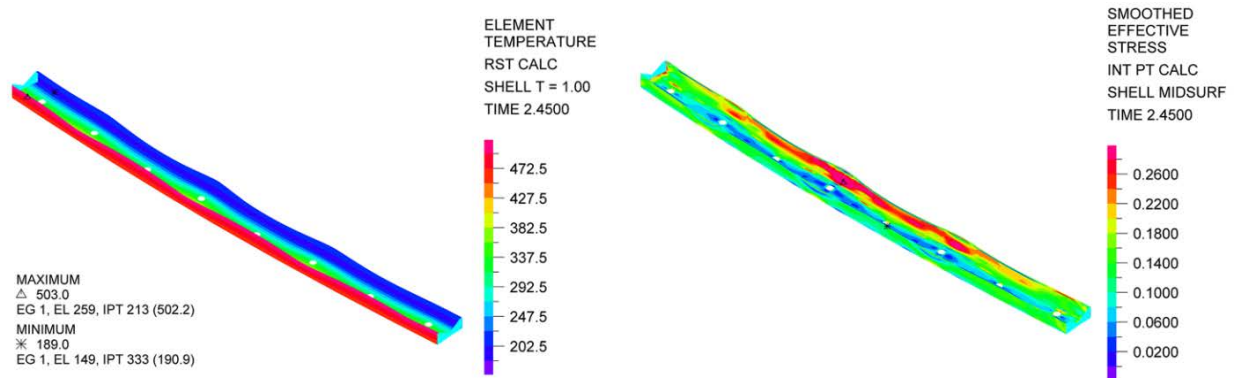


Fig. 10 Temperaturas y esfuerzos en los perfiles calculados por Thanasoulas [47].

Tal y como se ha descrito, pocos modelos consideran los efectos de los esfuerzos mecánicos en la simulación de los sistemas de placas de yeso laminado con estructuras de perfiles de acero, pese a la importancia de estos esfuerzos en la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación. Así mismo, no se han encontrado estudios del cartón que forma parte de las placas de yeso laminado. Tan solo una de las referencias [5] plantea la consideración de la importancia del cartón en la resistencia mecánica de los sistemas.

**ANÁLISIS TÉRMICO DE LOS MATERIALES
CONSTITUYENTES DE LOS SISTEMAS
CONSTRUCTIVOS.**

CAPÍTULO 3: ANALISIS TÉRMICO DE LOS MATERIALES CONSTITUYENTES DE LOS SISTEMAS CONSTRUCTIVOS

Cualquier estudio que pretenda abordar el análisis y predicción de la resistencia térmica al fuego de un sistema de compartimentación, debe centrar sus cimientos en una correcta definición de las propiedades térmicas y del conocimiento de los procesos de descomposición térmica de los distintos materiales que conforman los sistemas seleccionados.

Tal y como se pudo ver en el análisis de los antecedentes presentado en el capítulo 2, la definición de las propiedades térmicas del yeso presenta ciertas discrepancias debido a la dificultad de su definición a temperaturas elevadas. Así mismo, se ha realizado el análisis del cartón que está contenido en las placas de yeso laminado para evaluar el efecto de la atmósfera en su descomposición, y estudiar la hipótesis de que sea este el que provee de resistencia mecánica al sistema. Es por eso que en este capítulo introduzco el análisis térmico de los materiales constituyentes de los sistemas de constructivos seleccionados.

1. ANÁLISIS TÉRMICO. STA

El análisis térmico es el estudio del cambio de las propiedades de una muestra, en relación con una alteración de la temperatura impuesta [50], [51]. La variación de esta temperatura impuesta puede realizarse de cuatro formas distintas:

- Cambio paso a paso, en el que se varía de una temperatura constante a otra.
- Mediante una velocidad lineal de cambio de temperatura.
- Con regulación del cambio de temperatura constante o lineal con una frecuencia y amplitud constante.
- Mediante un calentamiento o enfriamiento libre, sin control.

Uno de los equipos más completos para realizar el análisis térmico y de calorimetría es el equipo de análisis térmico simultáneo (STA), el cual combina la termogravimetría (TG) con el calorímetro de barrido diferencial (DSC), lo que le permite obtener la energía liberada en cada proceso asociada a la pérdida de masa.

3.1 Termogravimetría (TG)

Los primeros registros de termobalanzas datan del año 1915 [52], [53]. El equipo presentado por Kôtarô Honda permitía la detección de los cambios de la masa en un material al que se le sometía a cambios en la temperatura. Este equipo estaba constituido por una balanza con un brazo de cuarzo, y situando la muestra en un crisol de porcelana o magnesio se calentaba en el interior de un horno eléctrico. En el otro extremo se situaba un resorte de acero sumergido en aceite.

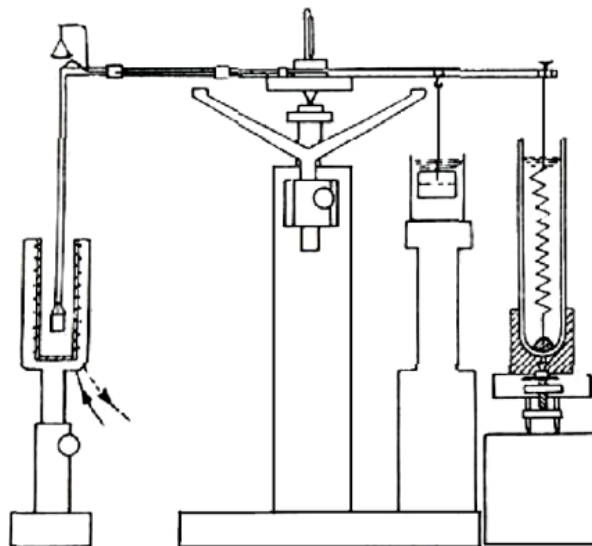
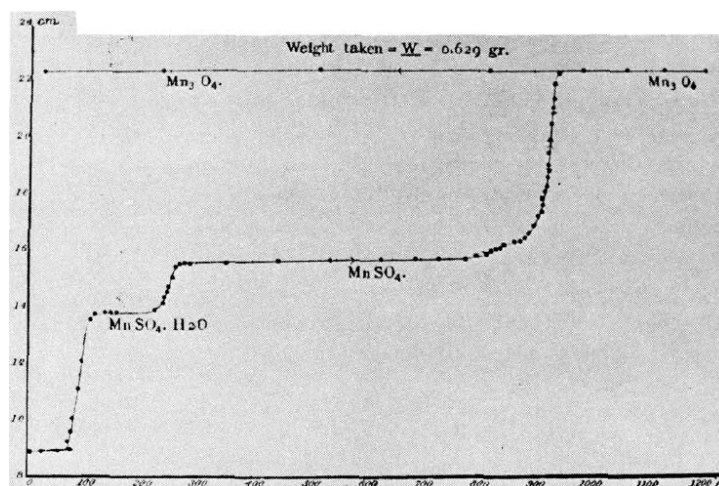


Fig. 11 Termobalanza descrita por Honda. [52].

Como resultado de este primer análisis termogravimétrico, se obtuvo la curva TG de una muestra de sulfato de manganeso tetrahidratado, $\text{MnSO}_4 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$ con una masa de 0.629 g (Figura 12).



En 1923 se funda la Escuela Francesa de Termogravimetría en la Universidad de La Sorbona [54]. Esta escuela mejoró la técnica de Honda generalizando un método cuyos principios básicos son la inmersión de la muestra en una atmósfera predeterminada de gas, el registro continuo de la variación de la masa de la muestra y la variación de la temperatura de manera lineal en función del tiempo. Con estas mejoras se sentaron las bases del análisis termogravimétrico (TG).

Estos dos hitos sientan las bases de la termogravimetría tal y como la conocemos hoy en día. La termogravimetría (TG) es la rama de análisis térmico en la cual se analiza la variación de masa de una muestra en función de la temperatura en el modo de barrido o como en función del tiempo en el modo isotérmico [55].

Es importante destacar que no todos los procesos que pueden ocurrir en el material están asociados a una pérdida de masa. Algunos procesos como la fusión, la cristalización o la transición vítrea suceden con una masa constante, sin embargo, otros como la desorción, la absorción, la sublimación, la vaporización, la oxidación, la reducción y la descomposición, sí que van unidas a un cambio de masa. Es por esto que la TG es empleada para caracterizar la descomposición y la estabilidad térmica de los materiales en diversas condiciones y para examinar la cinética de los procesos físico-químicos que ocurren en la muestra.

Las características de cambio de masa de un material dependen en gran medida las condiciones experimentales utilizadas, tales como la masa de la muestra, el volumen y la forma física, la forma y la naturaleza del portamuestras, el tipo y la presión de la atmósfera en la cámara y la velocidad del barrido, tienen una influencia importante en las características de la curva de TG registrada.

Las curvas TG son frecuentemente la representación del cambio de masa (Δm) expresado en forma de porcentaje en el eje vertical, frente a la temperatura (T) o al tiempo (t) en el eje horizontal (Figura 13).

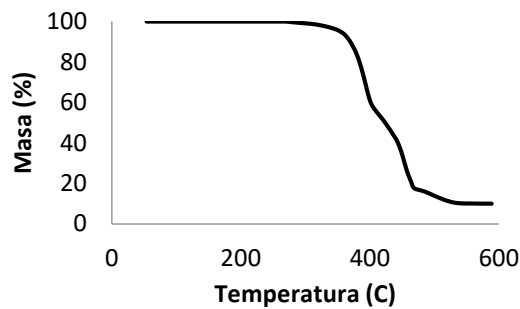


Fig. 13 Curva TG del PRS03.

Una curva alternativa y ampliamente empleada en la comunidad científica es la primera derivada de la curva TG respecto del tiempo o de la temperatura. Esta curva permite mostrar la velocidad de cambio de masa, y se la conoce como curva diferencial termogravimétrica, DTG. En este tipo de curvas la pérdida o ganancia de masa es expresada por un pico (hacia abajo o hacia arriba respectivamente) cuya área es igual al cambio total de masa. Esta curva DTG contiene la misma información que la curva TG, la DTG es más útil para determinar la temperatura en la que la velocidad de cambio ha sido mayor, así como la temperatura de máxima velocidad de pérdida de masa.

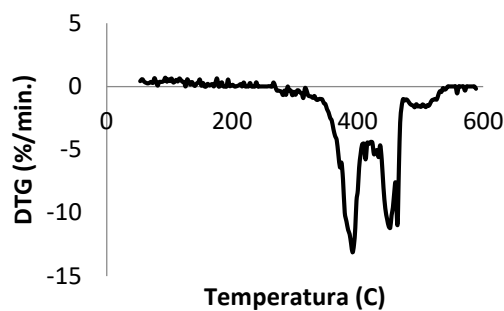


Fig. 14 Curva DTG del PRS03.

Las curvas TG y DTG permiten obtener la pérdida de masa en función de la temperatura y de la atmosfera, la forma de la curva donde se ve en qué manera varían, la temperatura en la que empieza a reaccionar o la localización del pico [56].

Para la obtención del mecanismo de reacción de las reacciones del estado sólido se emplea un método basando en el estudio de la asimetría o de la forma de las curvas TG y DTG [57], [58], [59], [60], [61].

Este método basado en el estudio de las curvas TG y DTG considera como parámetros el valor de la conversión para la velocidad máxima ($\alpha_{\max}$), la temperatura inicial (T_i) y final (T_f) de la curva de conversión, pudiendo ser difusa (d) o en punta (s) y la anchura de la curva $d\alpha/dT$ frente a T a mitad de la altura del pico (Figura 15).

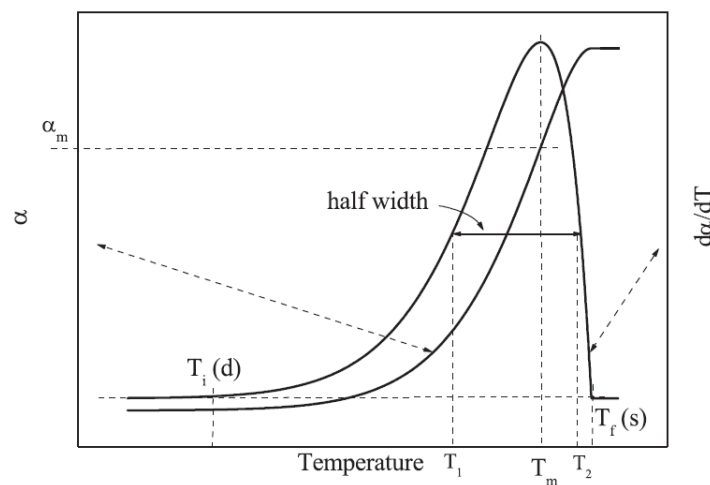
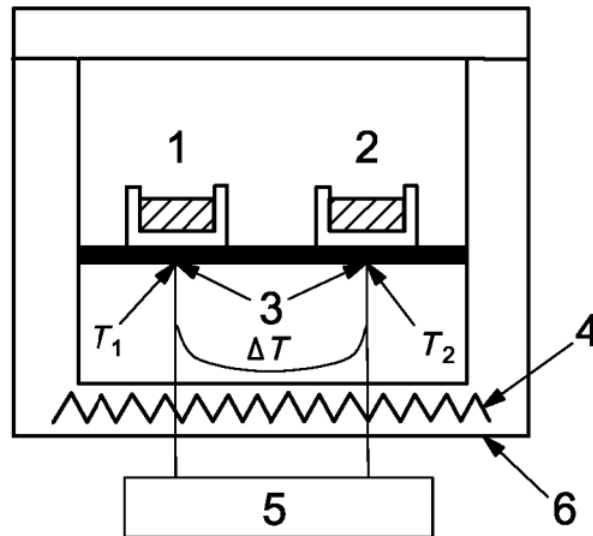


Fig. 15 Representación esquemática de los parámetros característicos del método de la curva. [59].

3.2 Calorímetro de barrido diferencial (DSC)

El calorímetro de barrido diferencial (DSC) fue introducido por primera vez en los años sesenta [62], [63], y es la técnica de análisis térmico más ampliamente utilizada. El DSC permite medir los cambios de energía que tienen lugar en el proceso de calentamiento u enfriamiento de una determinada muestra, así como la temperatura a la que estos cambios de energía ocurren. La variación de la energía respecto de la referencia inerte permite encontrar y medir cuantitativamente las transiciones ocurridas en la muestra. Esto lo convierte en un complemento ideal al DSC para la obtención de ciertos procesos que no tienen asociada una pérdida de masa y que por lo tanto no se pueden detectar únicamente empleando el TGA.



Leyenda

- | | |
|-----------------------------|--|
| 1 Posición de la muestra | 4 Calentador individual |
| 2 Posición de la referencia | 5 Circuito de medición para T_{muestra} , T_{ref} y ΔT |
| 3 Termopares | 6 Estufa circundante |

- T_1 Temperatura en la posición de la muestra (T_{muestra})
 T_2 Temperatura en la posición de la referencia (T_{ref})
 ΔT Diferencia de temperatura entre la posición de la muestra y la posición de la referencia

Fig. 16 Diagrama esquemático de los principios básicos de un DSC de flujo térmico.

La señal de salida del DSC es la velocidad del flujo de calor en función de la temperatura, así como cualquier propiedad derivada de la misma, como el calor de transformación o de reacción o cualquier cambio en la capacidad calorífica de la muestra.

Una de las más importantes propiedades medida por el DSC es el calor específico o capacidad calorífica específica a presión constante (c_p) [64], [65], [66]. Para realizar el cálculo del calor específico a través de los datos del flujo de calor obtenidos mediante el ensayo DSC, es necesario realizar tres mediciones con el mismo portamuestras y con las mismas condiciones de contorno (Figura 17).

Un primer ensayo se realizará sobre el portamuestras vacío, un segundo sobre un material de referencia (generalmente el zafiro, $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$) y un tercer ensayo sobre la muestra de la cual se desee obtener el calor específico.

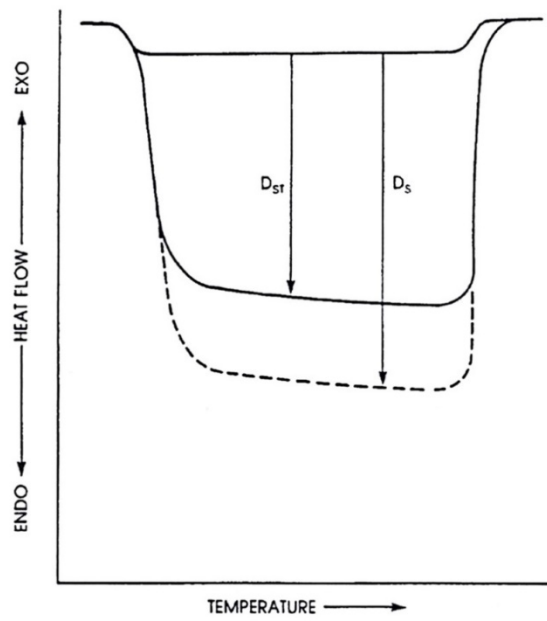


Fig. 17 Flujo de calor del zafiro, la muestra a estudiar y el portamuestras vacío [67].

Con los resultados obtenidos de estos ensayos se calcula el calor específico aplicando la siguiente ecuación del ASTM E1269 [67]:

$$C_p(T) = \frac{HF_{sample} - HF_{blank}}{HF_{ref} - HF_{blank}} \times \frac{Mass_{ref}}{Mass_{sample}} \times C_{pref}(T)$$

Siendo $C_p(T)$ el calor específico de la muestra por unidad de masa a una temperatura dada, HF_{sample} el flujo de calor de la muestra a una temperatura dada, HF_{blank} el flujo de calor del crisol vacío a una temperatura dada, HF_{ref} el flujo de calor del material de referencia (zafiro) a una temperatura dada, $Mass_{sample}$ la masa de la muestra de placa, $Mass_{ref}$ la masa del material de referencia y $C_{pref}(T)$ el calor específico del material de referencia por unidad de masa a una temperatura dada.

Otra de las propiedades que permiten obtener los ensayos DSC son las energías liberadas o absorbidas en las distintas reacciones que tienen lugar en el proceso de descomposición térmica de las muestras.

El método empleado para el cálculo de la energía de la reacción consiste en dibujar una línea base entre el comienzo y final de la reacción y calcular el área comprendido entre el pico que define la reacción y la línea base (Figura 18).

Este método no tiene en cuenta el posible cambio en el calor específico entre el reactante y el producto de la reacción. El grado de conversión de las distintas reacciones puede obtenerse mediante la integración de la curva de flujo de calor de la DSC, y representa el cambio en la entalpía de una reacción con el tiempo [68].

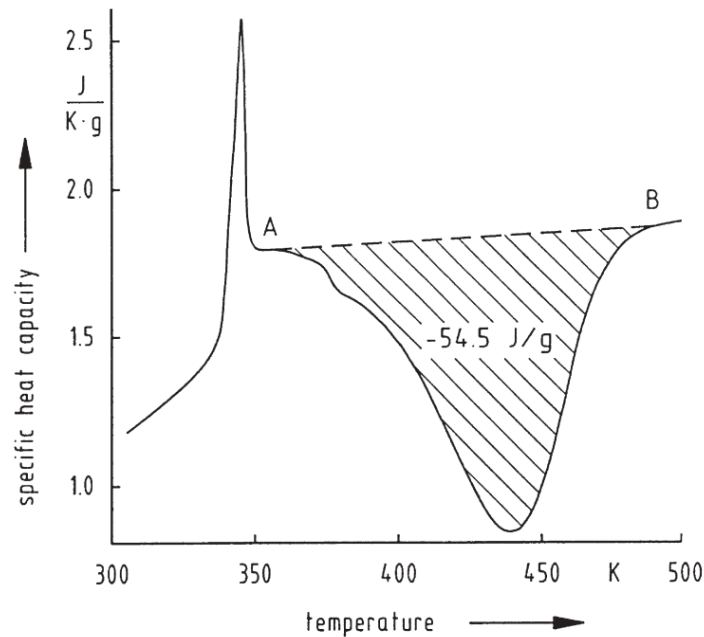


Fig. 18 Cálculo de la energía de curado de una resina epoxi. [69] [70]

A la hora de llevar a cabo la interpretación de los resultados hay que tener en cuenta que inicialmente hay un pequeño transitorio en los resultados del DSC debido a la transmisión inicial de energía hacia la muestra y la referencia.

El DSC es también capaz de detectar diversos tipos de transiciones ocurridas en la muestra ensayada debido al calentamiento, una de las transiciones más comunes es la fusión cristalina y la cristalización, que quedan representadas como picos en la curva del flujo de calor [71], [72]. La fusión es un proceso endotérmico ya que la muestra debe absorber energía para llevarse a cabo. Por su parte, la cristalización viene definida por un pico exotérmico, ya que la muestra libera calor en este proceso. La integración, o lo que es lo mismo, el área bajo la curva del pico nos proporciona el valor del calor de reacción.

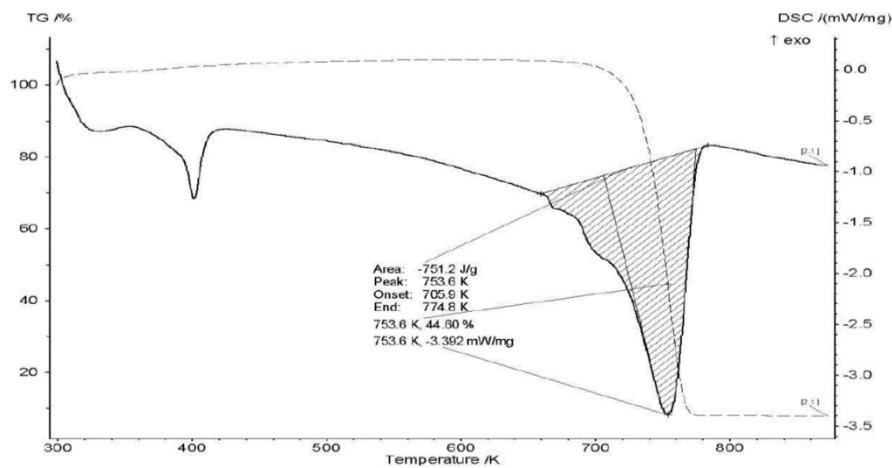


Fig. 19 Ensayo STA, combinación del DSC y del TG [Elaboración propia]

El DSC también permite el estudio de la temperatura de transición vítrea (T_g) en polímeros [73]. La temperatura de la transición vítrea es la temperatura asignada a una región por encima de la cual los materiales amorfos (no cristalinos) son fluidos y por debajo son inmóviles y rígidos. La transición vítrea no se da en una única temperatura determinada, sino que ocurre en una región de temperaturas.

La Figura 20 muestra la representación gráfica en la curva de velocidad de flujo de calor obtenida con el DSC de las reacciones previamente descritas [74].

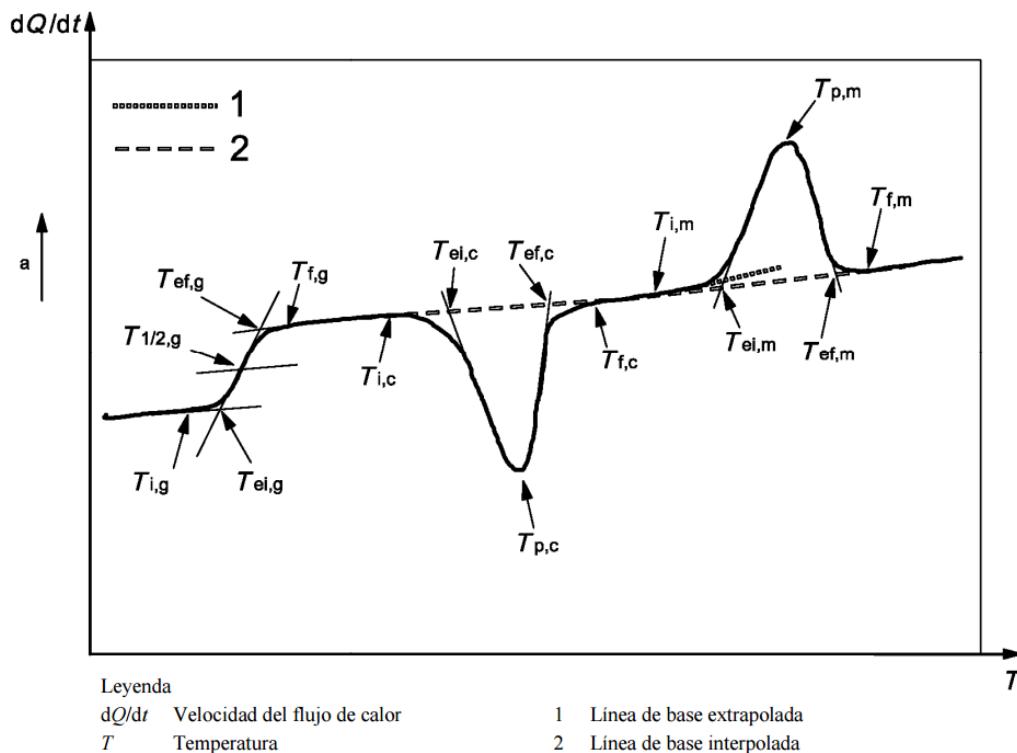


Fig. 20 Curva DSC típica. [74].

El primer subíndice de las temperaturas características recogidas en la Figura 20 representa la posición sobre la curva DSC con respecto al escalón o pico, siendo T_i la temperatura inicial, T_{ei} la temperatura inicial interpolada o extrapolada, $T_{1/2}$ la temperatura en el punto medio, T_p la temperatura del pico, T_{ef} la temperatura final interpolada o extrapolada y T_f la temperatura final. Por su parte, el segundo índice representa el tipo de transición. Siendo g la transición vítrea, c la cristalización y m el fundido.

2. RESULTADOS Y ANÁLISIS DE LAS PROPIEDADES TÉRMICAS DE LOS MATERIALES DE LOS SISTEMAS DE COMPARTIMENTACIÓN

2.1 Definición de los ensayos

El estudio de la bibliografía, las normativas [75] [74] [76] y de las necesidades del estudio han permitido definir los parámetros de contorno de los ensayos STA realizados para analizar la respuesta térmica de los elementos que conforman los sistemas de yeso laminado seleccionados. Se han seleccionado cuatro muestras de distintos tipos de yesos, dos obtenidos de placas tipo F y otros dos de placas tipo A, dos ensayos de los cartones que forman las placas tipo F y dos ensayos de lanas de roca.

Los principales parámetros que se deben definir para realizar los ensayos termogravimétricos son la masa de la muestra, el tipo de portamuestras, el empleo de tapa en el portamuestras, el tipo de calentamiento, el ritmo de calentamiento, la atmosfera y el flujo de gas empleado.

Alguno de estos parámetros, como es el caso de la masa de las muestras, está definido por las normativas pertinentes. La normativa relativa al TGA recomienda ensayar muestras de entre 10 y 100 mg [75], mientras que la normativa referente al DSC recomienda valores entre 2 y 40 mg [74]. Por su parte la ASTM E1131 – 08 [76] recomienda el uso de muestras de masas entre 10 y 30 mg para los ensayos de TGA. [76].

La influencia de algunos de estos parámetros en la descomposición térmica de las muestras es bien conocida y empleada para obtener ciertos resultados de los ensayos. Es el caso de los parámetros cinéticos, como la energía de activación, el factor preexponencial y el orden de reacción.

Para obtener los parámetros cinéticos es necesario realizar una campaña de ensayos variando únicamente la velocidad de calentamiento (HR) [77]. La variación de la velocidad de calentamiento de la muestra va a afectar a la temperatura a la cual tienen lugar los distintos procesos de descomposición, aumentando la temperatura de las reacciones al aumentar la velocidad de calentamiento.

Atendiendo al tipo de proceso de descomposición que se desee analizar se van a seleccionar unas velocidades de calentamiento u otras. Un rango típico de valores de velocidad de calentamiento empleado en el estudio de la resistencia de los materiales ante el fuego es entre 2 y 30 K•min⁻¹ [77]. En la Tabla 1 se recogen los valores de la velocidad de calentamiento para varios materiales sometidos a distintas atmosferas para el empleo de los resultados en el cálculo de los parámetros cinéticos.

Material	HR (K/min)	Atmosfera	Velocidad del flujo de gas (ml/min)	Referencia
Polietileno lineal de baja densidad (LLDPE)	5, 10, 15 y 20	N2	50	[78]
Polietileno	2, 5 y 10	N2	60	[24] [79]
Polietileno	2, 5 y 10	Aire	60	[80]
Plastisoles de PVC	5, 10, 15 y 20	N2	200	[81]
Espuma poliéster/poliuretano	5, 8, 10 y 15	Aire / N2	-	[82]
Resina de poliéster	10, 20 y 50	Aire / N2	-	[83]
PVC	4 y 10	Argón	100	[84]
PVC	1.5, 5, 10 y 15	Aire	100	[85]
PVC	5, 10, 25 y 50	N2	60	[86]
PVC	1, 5, 10 y 20	Vacío / N2	60	[87]

Tabla 1 Parámetros de contorno empleados en la bibliografía para el análisis TG de polímeros.

Es también muy conocido el efecto del tipo de atmosfera empleado en los análisis termogravimétricos, variando en muchos casos los tipos de reacciones que tienen lugar [88]. Por una parte, los análisis bajo una atmosfera inerte permiten estudiar la descomposición evitando que tengan lugar las reacciones de oxidación, mientras que si se emplea una atmósfera de aire se podrán estudiar este tipo de reacciones. Esto se traduce en diferentes procesos de descomposición que implican distintas curvas de pérdida de masa [89], [90].

Por su parte, la influencia de la velocidad del flujo del gas de purga en los ensayos de STA no ha sido ampliamente estudiada por la comunidad científica. Existen numerosos trabajos en los cuales se indica el valor de la velocidad del flujo de gas empleado, pero, no se ha realizado un análisis comparativo. Algunos valores típicos se recogen en la Tabla 1, sin embargo, tal y como se observa, algunos estudios no indican los valores de dicha velocidad del flujo de gas.

La normativa ASTM 1269-01 [67] recomienda el uso de una tapa en los portamuestras para la medición del calor específico. El uso de una tapa sirve además para estudiar la descomposición en una muestra bajo la atmosfera generada por sí misma, así como conseguir una distribución de calor más homogénea en el portamuestras.

La influencia del uso de portamuestras con una tapa agujereada en la curva de energía de la DSC fue estudiada por Wolfinger en [91]. Para ello analizó muestras de entre 2 y 10 mg de madera, óxido de aluminio y grafito bajo sometidos a una velocidad de calentamiento de 10 K/min, en una atmósfera de nitrógeno y con un flujo de nitrógeno de 300 ml/min. Con este estudio concluyó que es necesario el uso de portamuestras sin tapa cuando las condiciones de reacción requieren de un rápido intercambio de gas entre la muestra y el contorno. También indican la influencia en los resultados del flujo de calor por radiación cuando no se emplea tapa y la muestra y la referencia tienen distinta emisividad. El uso de tapas con agujeros también se emplea para obtener el calor de gasificación de polímeros a través de ensayos de DSC [92].

De este modo, al ser el yeso que se ha estudiado un material sin reacciones de oxidación en su descomposición, se ha analizado únicamente en una atmosfera de aire y sin emplear tapa en el portamuestras. Por la misma razón, las dos lanas de roca se han ensayado también únicamente bajo una atmósfera de aire. Sin embargo, en el caso del cartón, es de gran interés conocer su comportamiento tanto en atmosferas inertes como oxidativas, por esta razón se han realizado dos ensayos, uno empleando una atmósfera con una concentración del 21 % de oxígeno y otro ensayo bajo la influencia de una atmósfera inerte de nitrógeno. Las masas de todas las muestras están entre los 10.70 y 15.23 mg, a excepción de una de las muestras de lana de roca que debido a su baja densidad tuvo que emplearse una muestra de 9.76 mg. Dado que en ninguno de los casos se deseaba analizar el efecto de la aireación en las reacciones de descomposición, se ha empleado una velocidad del flujo de gas (aire o nitrógeno dependiendo del caso) de $50 \text{ ml} \cdot \text{min}^{-1}$.

La Tabla 2 recoge los distintos ensayos realizados en el análisis de los elementos de compartimentación.

Caso / Muestra	Material	Masa (mg)	Atmosfera	Rango de temperaturas (°C)	Ritmo de calentamiento (°C/min)	Flujo de gas (ml/min)
1 / Muestra 1	Yeso de una placa tipo A	15.23	Aire	30 - 820	10	50
2 / Muestra 2	Yeso de una placa tipo F	13.47	Aire	30 - 820	10	50
3 / Muestra 1	Yeso de una placa tipo A	11.71	Aire	30 - 820	20	50
4 / Muestra 2	Yeso de una placa tipo F	14.04	Aire	30 - 820	20	50
5/ Muestra 3	Cartón de una placa tipo F	10.70	Nitrógeno	30 - 820	10	50
6/ Muestra 3	Cartón de una placa tipo F	11.20	Aire	30 - 820	10	50
7 / Muestra 4	Lana de roca Marca A	9.76	Aire	30 - 800	10	50
8 / Muestra 5	Lana de roca Marca B	11.13	Aire	30 - 800	10	50

Tabla 2 Definición de los ensayos STA.

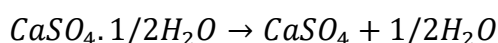
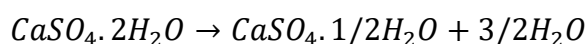
2.2 Análisis de los yesos

Las placas de yeso laminado son ampliamente empleadas como elementos de protección pasiva ante incendios, debido a su buena resistencia al fuego, a su versatilidad y fácil montaje. Atendiendo a las necesidades de cada sistema de compartimentación, existe una amplia gama de tipos de yesos, cada uno con un tipo de propiedades específicas. Las placas de yeso laminado de tipo A (norma EN-520 [93]) son las placas de composición estándar. Tienen un alma de yeso 100 % natural recubierto por dos láminas de cartón de color grisáceo. Se emplean cuando las placas no necesitan tener ninguna prestación especial. Las placas de yeso laminado de tipo F son las que mayor resistencia al fuego tienen debido a la fibra de vidrio incorporada en el alma de yeso. Estas placas están clasificadas como F en la EN-520. La celulosa que la cubre es de color rosado. Las placas de tipo H1 (EN-520) están formadas por un alma de yeso con tratamiento hidrófugo añadido, lo que hace disminuir su absorción de agua, lo que refuerza su resistencia a la acción directa del agua y de la humedad.

Las placas de yeso tipo I según la norma EN-520, cuentan con una especial formulación que les proporciona mayor resistencia superficial a impactos, así como mayor aislamiento al ruido aéreo.

Aunque las placas de yeso laminado han sido ampliamente estudiadas, todavía existen grandes discrepancias en los valores de sus propiedades térmicas en función de la temperatura [94] [95]. Los valores de la conductividad térmica y del calor específico, junto con los métodos empleados para obtenerlos son los más controvertidos. Algunos estudios determinan la conductividad de las placas de yeso analizando la diferencia de temperaturas en ambas caras del yeso al someterle a un flujo de calor hasta que alcanza el estado estacionario. Estos estudios [96] analizan la conductividad antes y después de la deshidratación y después de someter al yeso a la curva normativa de la ISO 834 [97]. Además, debido a que el yeso es poroso, la mayoría de los estudios convierten la convección, la radiación de poros y la ablación en conductividad térmica equivalente para determinar la conductividad transitoria [98] [28].

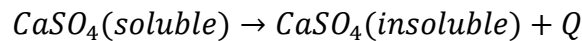
Otras discrepancias surgen de la complejidad del modelado de reacciones químicas sufridas por yeso en el fuego. El yeso ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) contiene teóricamente un 21% de agua en peso [18]. Esta agua se pierde principalmente durante dos procesos de deshidratación que tienen lugar en un rango de temperatura de entre 80 °C y 250 °C.



Sultan [19] y Pérez-Moreno [99] determinaron que el segundo proceso de deshidratación tenía lugar a una temperatura de aproximadamente 600°C. Sin embargo, el enfoque más común es considerar los dos procesos de deshidratación en el rango de temperaturas mencionado anteriormente. Tal y como se verá posteriormente, nuestros resultados también se ajustan a este rango típico de las temperaturas de deshidratación. Teniendo en cuenta nuestros resultados y los de Sultan se puede indicar que el segundo proceso de deshidratación está enmascarado por los grandes picos de energía liberada en la primera reacción de deshidratación del yeso [20].

El agua perdida por el yeso en las deshidrataciones puede ser reabsorbido [100]. Sin embargo, hay una tercera transformación de anhidrita III (soluble) en anhidrita II (insoluble). Esta reacción es exotérmica y se obtiene en torno a los 360 °C.

Este pico demuestra que el yeso hemihidrato formado es β , dado que esa temperatura (350-360 °C) corresponde a la transformación β anhidrita III soluble -anhidrita II insoluble [101] [102]. Esta reacción induce una restructuración de la estructura molecular del cristal soluble hacia un estado insoluble de menor energía (porque tiene una estructura cristalina diferente) [21], [103], [43].



Siendo Q la energía liberada en la reacción.

A mayores temperaturas tienen lugar más reacciones en el yeso. Estas reacciones pueden estar relacionados con la descomposición (u oxidación térmica) de ciertas impurezas contenidas dentro del yeso. Para identificar las reacciones que se producen en el yeso a temperaturas más altas, deberíamos analizar las impurezas [104] [105] [106]. Estas reacciones no las tendremos muy en cuenta en nuestro estudio, ya que tienen lugar a temperaturas por encima de los 500 °C.

En cuanto a la preparación de la muestra de yeso para realizar el ensayo en el equipo STA, se aplastó la muestra tal y como se ve en la Figura 21 de modo que el área de contacto con la base del portamuestras sea lo más elevada posible y que se produzca el calentamiento homogéneo de la muestra .



Fig. 21 Muestra de yeso una vez preparada en el portamuestras de STA.

2.2.1 Caso 1: Yeso Tipo A; HF 10K/min

En primer lugar, se ensayaron 15.23 mg de un yeso tipo A. La muestra ensayada tiene una densidad teórica de 707.7 kg/m³. Se ha cuidado que la muestra ensayada esté libre de celulosa para evitar que esta influya en los resultados de la STA.

Se ha sometido a la muestra a un ensayo en el STA a un ritmo de calentamiento de 10 K/min en una atmosfera de aire sin emplear tapa en el portamuestras. El rango de temperaturas seleccionado para el ensayo es de 30 a 800 °C, rango en el cual la muestra pierde un total del 21.35 % de su masa. Tal y como se indica en la Figura 22, este tipo de yeso pierde un 16.4 % de su masa en la reacción endotérmica de deshidratación, cuyo pico tiene lugar a una temperatura de 137.3 °C y absorbe una energía 476.8 J/g. Esta cantidad de energía absorbida por el yeso durante la deshidratación junto con la ausencia de reacciones exotérmicas que conlleven una elevada liberación de calor, es lo que confiere al yeso sus buenas cualidades frente al fuego. La tercera reacción exotérmica de cambio de estado del yeso tiene lugar a los 363.3 °C (valor del pico) y libera una energía de 26.39 J/g. Esta energía liberada supone únicamente un 5.7% de la energía absorbida por el yeso durante la deshidratación, por lo cual no tendrá ningún efecto relevante en su comportamiento al fuego. Posteriormente tiene dos reacciones endotérmicas a unas temperaturas de 539.8 °C y 696.4 °C, en las cuales se absorben en total 76.12 J/g, perdiéndose el 3.88 % de la masa inicial de la muestra.

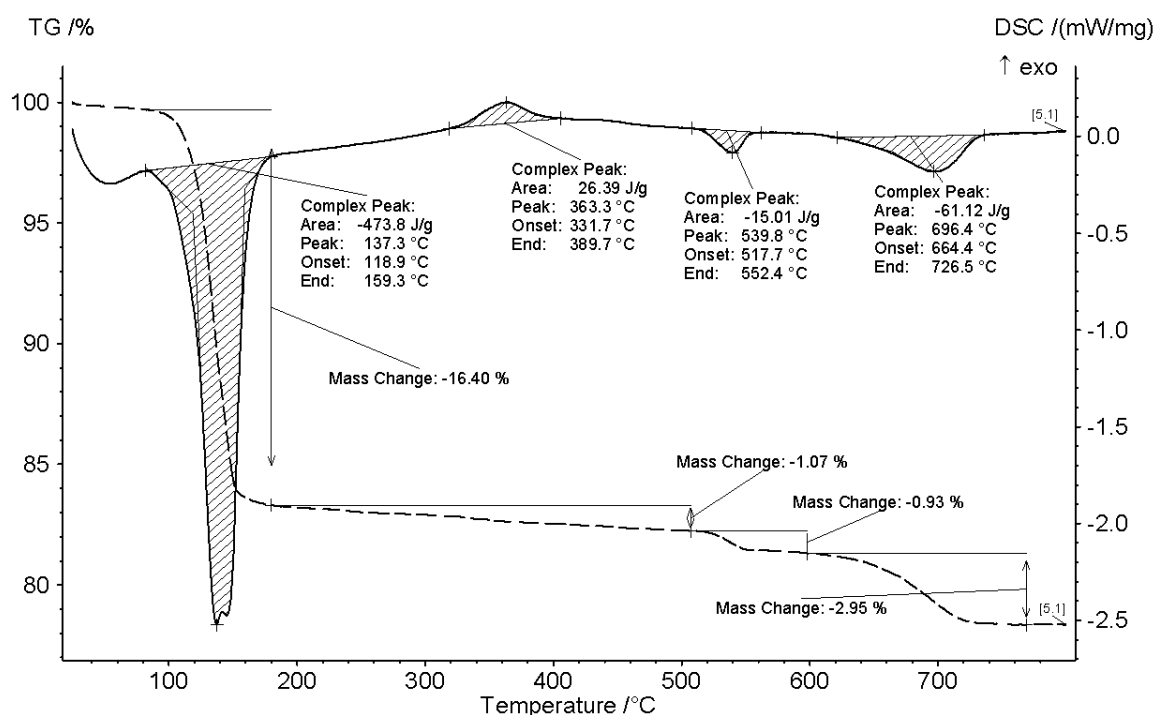


Fig. 22 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo A con una velocidad de calentamiento de 10 K/min.

En la Tabla 3 se recogen los valores de las temperaturas, masa y energías que definen las distintas reacciones que tienen lugar en la descomposición del yeso.

Nº Reacción	Temperatura Inicial (°C)	Temperatura Final (°C)	T _{pico DSC} (°C)	Energía (J/g)	Masa final(mg)	%masa perdida
1 y 2	80.5	176.7	137.3	-473.8	12.73	16.40
3	313.2	402.2	363.3	26.39	12.57	1.07
4	506.7	584.8	539.8	-15.01	12.43	0.93
5	598.2	744.9	696.4	-61.12	11.98	2.95

Tabla 3 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo A (HR 10 K/min).

2.2.2 Caso 2: Yeso Tipo F; HF 10K/min

Seguidamente se analizó una muestra de 13.397 mg de un yeso tipo F, bajo un ritmo de calentamiento de 10 K/min en el mismo rango de temperaturas y en las mismas condiciones que en el caso anterior. La muestra de yeso tipo F tiene una densidad teórica de 840 kg/m³. Se ha cuidado que la muestra ensayada esté libre de celulosa para evitar que esta influya en los resultados de la STA.

El porcentaje total de masa perdida por la muestra es del 20.6 %, únicamente un 0.75 % menos que en la muestra de yeso de tipo A. En la Figura 23 se muestran las curvas de pérdida de masa y de DSC obtenidas en el ensayo STA. En la reacción de deshidratación el yeso tipo F pierde un 16.89 % de su masa, prácticamente la misma cantidad que el yeso tipo A. El pico de la reacción de deshidratación tiene lugar a los 136.5 °C y absorbe una energía de 481.9 J/g, ligeramente superior al caso anterior.

La tercera reacción exotérmica de cambio de estado del yeso tiene lugar a los 361.4 °C (valor del pico) y libera una energía de 24.03 J/g. Esta energía liberada supone el 5 % de la energía absorbida por el yeso durante la deshidratación, por lo cual no tendrá ningún efecto relevante en su comportamiento al fuego. Al igual que el yeso tipo A entorno a los 543.2 °C y a los 667.8 °C tienen lugar dos reacciones endotérmicas, en las cuales en este caso se absorbe un total de 39.2 J/g, perdiéndose un 2.68 % de la masa inicial de la muestra.

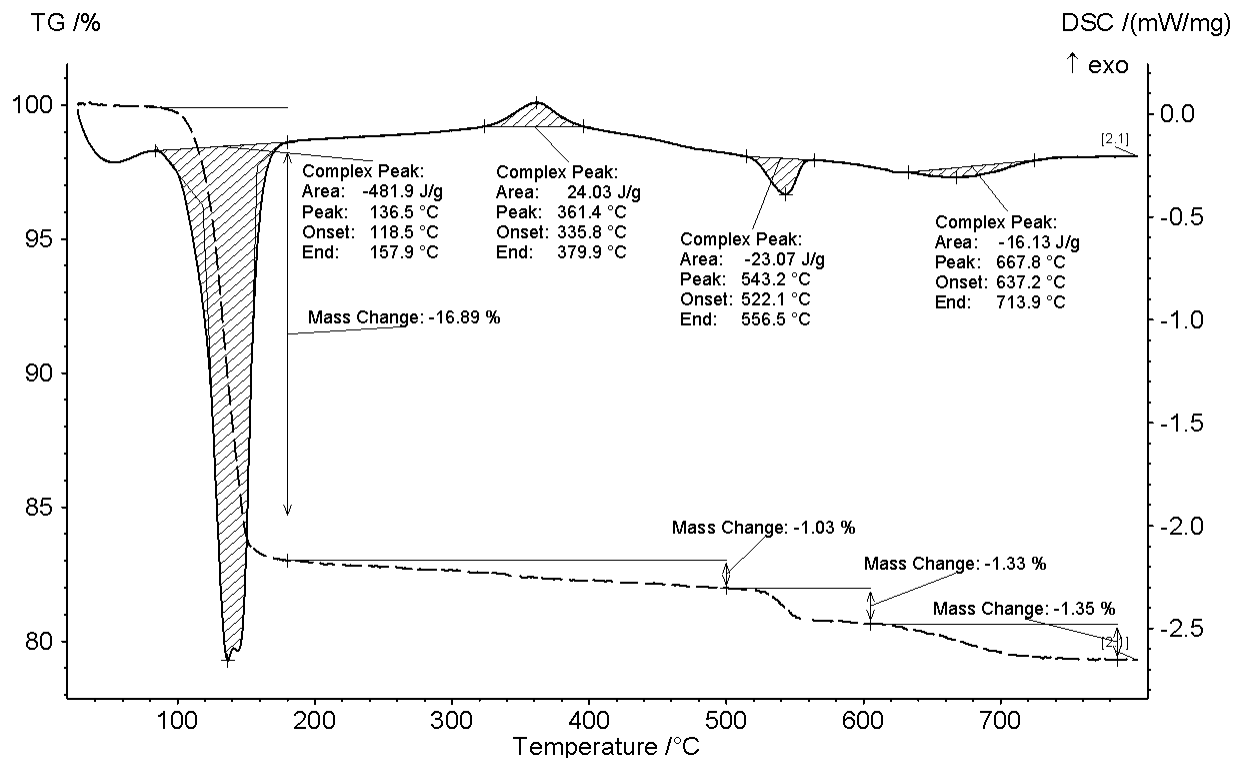


Fig. 23 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo F con una velocidad de calentamiento de 10 K/min.

En la Tabla 4 se recogen los valores de las temperaturas, masa y energías que definen las distintas reacciones que tienen lugar en la descomposición del yeso.

Nº Reacción	Temperatura Inicial (°C)	Temperatura Final (°C)	T _{pico DSC} (°C)	Energía (J/g)	Masa final(mg)	%masa perdida
1 y 2	83.3	180.3	136.5	-481.9	11.13	16.89
3	322.7	395.4	361.4	24.03	11.00	1.03
4	515.2	562.1	543.2	-23.07	10.82	1.33
5	604.5	750	667.8	-16.13	10.64	1.35

Tabla 4 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo F (HR 10 K/min).

2.2.3 Caso 3: Yeso Tipo A; HF 20K/min

En el tercer caso se consideró la misma muestra de yeso tipo A que en el caso primero, sin embargo, se realizó el análisis de descomposición térmica considerando un ritmo de calentamiento de 20 K/min, el doble que en los casos anteriores. Se ha seleccionado un ritmo de calentamiento distinto para evaluar cómo afecta a las temperaturas de los distintos procesos de descomposición del yeso.

En este caso se ensayó una muestra de 11.71 mg de yeso tipo A en el mismo rango de temperaturas que en el caso anterior. Tal y como se demostró en el análisis de sensibilidad de las variables de contorno en los ensayos de STA, una pequeña variación de la masa de la muestra, cuando esta está por encima de los 10 mg recomendados por la norma, no afecta a los resultados.

El porcentaje total de masa perdida por la muestra es del 21.39 %, frente al 21.35 % perdido bajo el ritmo de calentamiento de 10 K/min. En la Figura 24 se muestran las curvas de pérdida de masa y de DSC obtenidas en el ensayo STA. La pérdida de masa en la deshidratación es del 16.61 % de su masa inicial, prácticamente la misma cantidad que en el caso A. El pico de la reacción de deshidratación tiene lugar a los 155 °C, 17.7 °C más que con el ritmo de calentamiento de 10 K/min. La energía absorbida es de 459.6 J/g, frente a los 476.8 J/g que absorbía el yeso en su deshidratación en el caso 1.

La tercera reacción exotérmica de cambio de estado del yeso tiene lugar a los 376.1 °C (valor del pico), 12.8 °C más que en el Caso 1, y libera una energía de 29.92 J/g. Esta energía liberada supone el 6.5 % de la energía absorbida por el yeso durante la deshidratación, por lo cual, en este caso tampoco tendrá ningún efecto relevante en su comportamiento al fuego. La cuarta y quinta reacción tienen lugar en torno a los 556.9 °C y a los 712.9 °C, con una absorción de calor de 14.99 J/g y de 36.94 J/g, y perdiéndose un 0.92 y un 2.91 % de la masa inicial, respectivamente.

En la Tabla 5 se recogen los valores de las temperaturas, masa y energías que definen las distintas reacciones que tienen lugar en la descomposición del yeso.

Nº Reacción	Temperatura Inicial (°C)	Temperatura Final (°C)	T _{pico DSC} (°C)	Energía (J/g)	Masa final(mg)	% Masa perdida
1 y 2	86.1	216.5	155.0	-459.60	9.76	16.61
3	334.8	433.9	376.1	29.92	9.65	0.95
4	529.6	580.0	556.9	-14.99	9.55	0.92
5	623.5	774.8	712.9	-36.94	9.20	2.91

Tabla 5 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo A (HR 20 K/min).

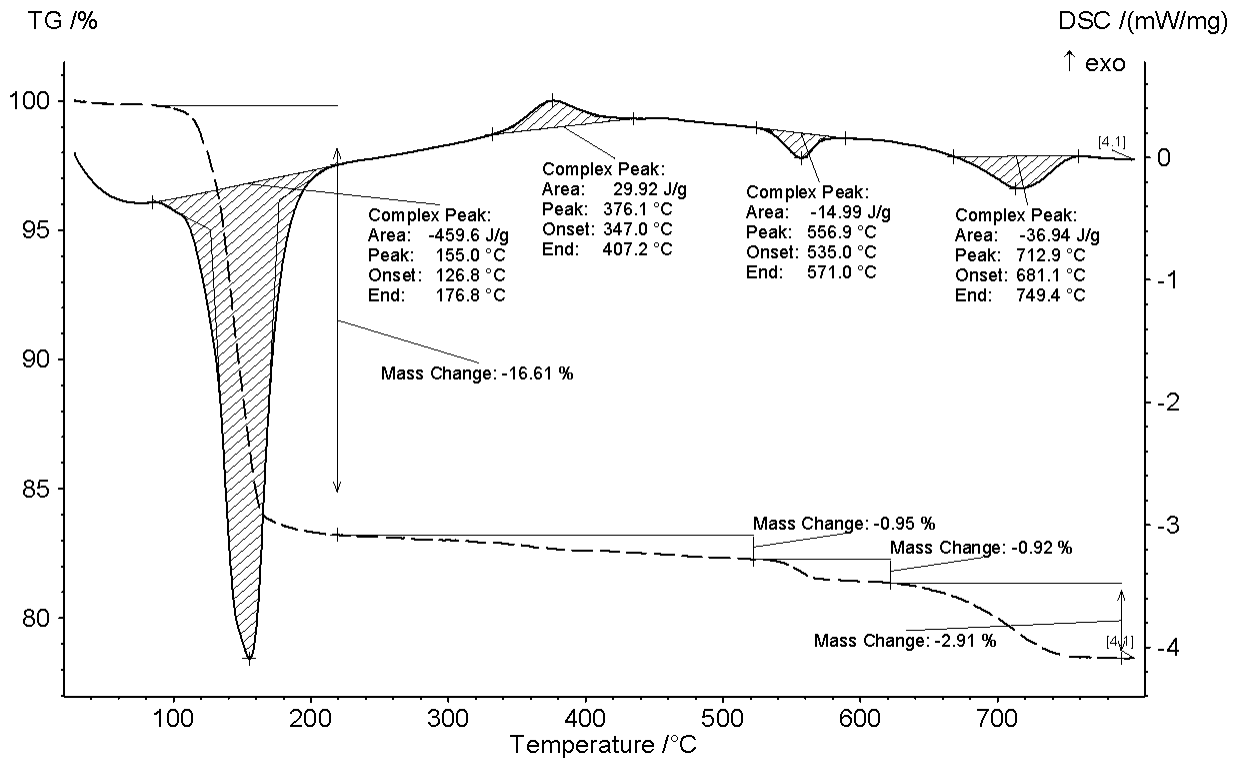


Fig. 24 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo A con una velocidad de calentamiento de 20 K/min.

2.2.4 Caso 4: Yeso Tipo F; HF 20K/min

Del mismo modo que con el yeso tipo A, se ha realizado un análisis del yeso tipo F bajo una velocidad de calentamiento de 20 K/min. Se ha empleado una muestra de 14.037 mg en el mismo rango de temperaturas y en las mismas condiciones que en el caso anterior.

El porcentaje total de masa perdida por la muestra es del 20.72 %, prácticamente el mismo porcentaje que en el ensayo con la velocidad de calentamiento de 10 K/min. En la Figura 25 se muestran las curvas de pérdida de masa y de DSC obtenidas en el ensayo STA. En la reacción de deshidratación el yeso tipo F pierde un 17.43% de su masa, un 0.53 % más que lo que perdió el mismo material en el caso 2. El pico de la reacción de deshidratación tiene lugar a los 158.5 °C, 22 °C más que en el caso 2. El calor absorbido es de 465 J/g, frente a los 481.9 J/g absorbidos en el caso 2.

La tercera reacción exotérmica de cambio de estado del yeso tiene lugar a los 376.1 °C (valor del pico), 14.7 °C más que en el caso 2 y libera una energía de 19.51 J/g. Esta energía liberada supone el 4.2 % de la energía absorbida por el yeso durante la deshidratación, por lo cual no tendrá ningún efecto relevante en su comportamiento al fuego.

La cuarta y quinta reacción tienen lugar a los 565.7 y a los 712.9 °C respectivamente, y se produce una pérdida de masa entre las dos reacciones del 2.45 % de la masa total inicial.

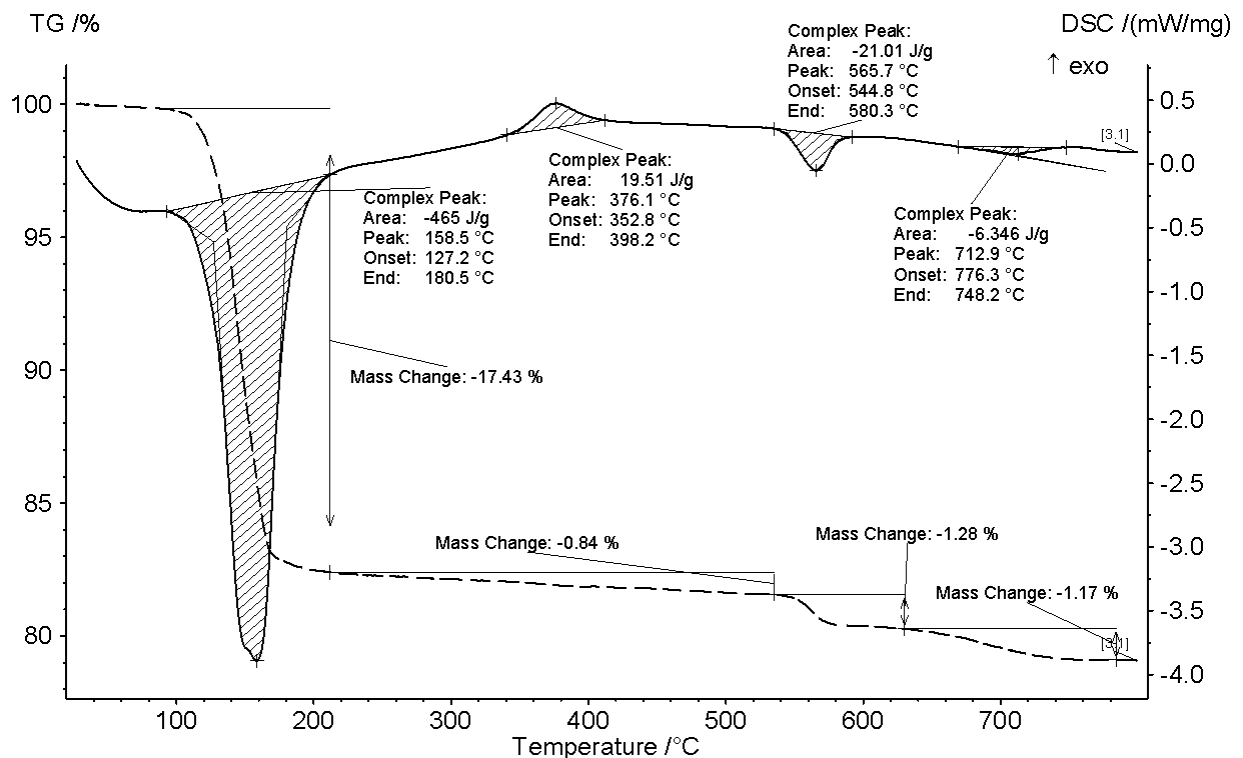


Fig. 25 Curvas TG y DSC del caso uno correspondiente al yeso tipo F con una velocidad de calentamiento de 20 K/min.

En la Tabla 6 se recogen los valores de las temperaturas, masa y energías que definen las distintas reacciones que tienen lugar en la descomposición del yeso.

Nº Reacción	Temperatura Inicial (°C)	Temperatura Final (°C)	T _{pico} DSC (°C)	Energía (J/g)	Masa final(mg)	%Masa perdida
1 y 2	93.1	210.3	158.5	-465.00	11.59	17.43
3	337.9	408.6	376.1	19.51	11.47	0.84
4	531.0	598.3	565.7	-21.01	11.29	1.28
5	625.9	774.1	712.9	-6.346	11.13	1.17

Tabla 6 Descripción de las reacciones de descomposición del yeso tipo F (HR 20 K/min).

2.2.5 Comparativa de los resultados del yeso

En las Figuras 26 y 27 se muestra la comparativa de las curvas de pérdida de masa y de las curvas DSC de los distintos yesos a ambos ritmos de calentamiento.

Podemos observar en gris las curvas correspondientes a el yeso tipo A, siendo la línea continua la correspondiente al ritmo de calentamiento de 10 K/min y la de puntos la curva obtenida bajo un ritmo de calentamiento de 20 K/min. Las líneas de color negro se corresponden con el yeso tipo F, siendo las líneas continuas las obtenidas con un ritmo de calentamiento de 10 K/min y las discontinuas las obtenidas en los ensayos con un ritmo de calentamiento de 20 K/min.

En la Figura 26 vemos como al aumentar el ritmo de calentamiento la curva de pérdida de masa del yeso tipo A se desplaza a zonas de mayor temperatura. Todos los picos de las reacciones se desplazan entre 12.8 y 17.7 °C. Por otra parte, observamos que la pérdida de masa no varía con el ritmo de calentamiento.

En el caso del yeso tipo F, podemos observar que en las primeras 4 reacciones, considerando las dos de deshidratación, se desplazan entre 14.7 y 22.5 °C a zonas de mayor temperatura. La última reacción se desplaza 45.1 °C, sin embargo, dicha reacción en el caso del yeso tipo F apenas tiene relevancia respecto de la energía absorbida y de la pérdida de masa.

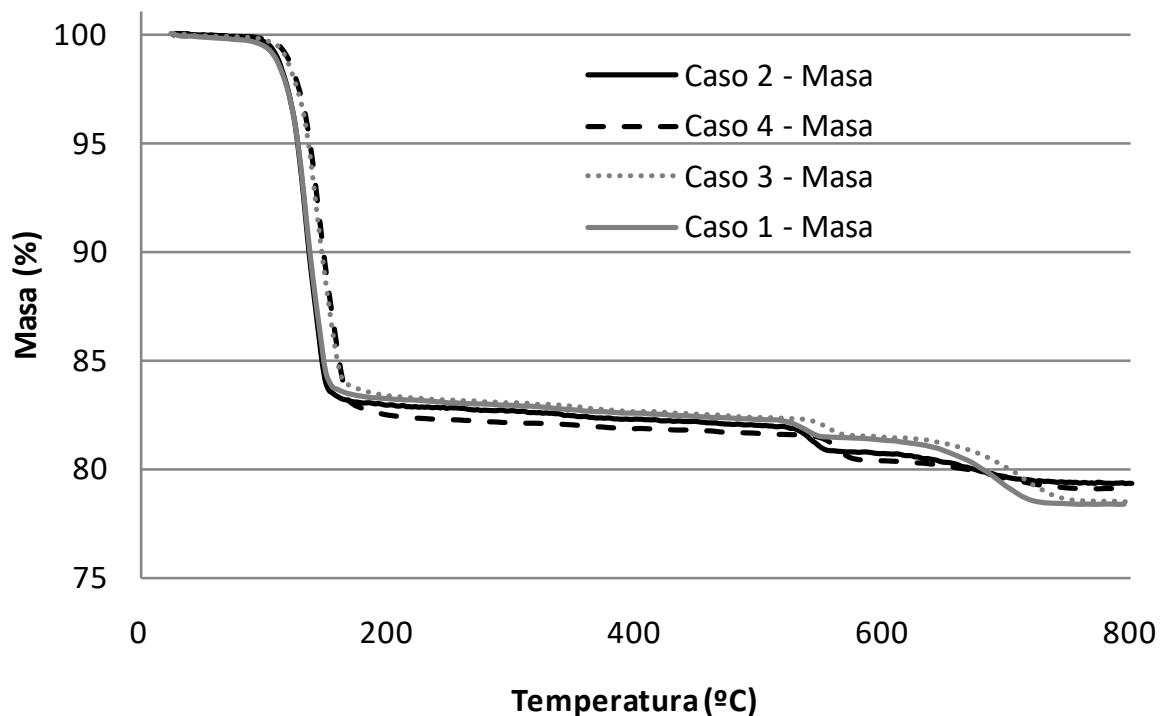


Fig. 26 Comparación de la pérdida de masa en los distintos yesos bajo distintos ritmos de calentamiento.

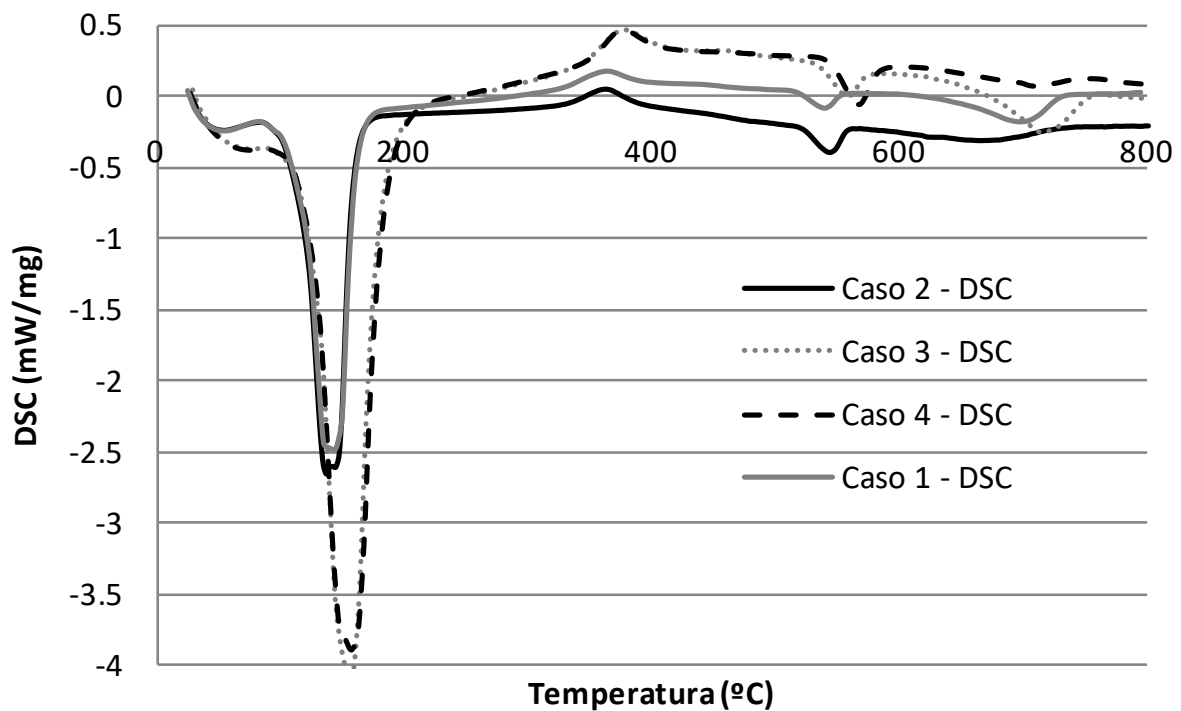


Fig. 27 Comparación de la curva DSC en los distintos yesos bajo distintos ritmos de calentamiento.

2.3 Análisis del cartón

Tras haber analizado los dos tipos de yesos seleccionados para el estudio se procedió a diseñar los ensayos a realizar con el cartón. Se ha considerado de especial interés analizar su comportamiento bajo una atmosfera con aire y otra con nitrógeno. De este modo, se evalúa el cartón bajo condiciones que permitan la combustión y bajo condiciones que solo permitan su descomposición térmica sin reacciones de oxidación. Esto es de interés para la tesis, debido a que los sistemas de compartimentación basados en placas de yeso laminado en ocasiones constan de varias placas unidas, en el interior de las cuales la cantidad de oxígeno disponible es limitada.

En primer lugar, se ensayó en el STA una muestra del cartón de una placa de yeso de tipo F a un ritmo de calentamiento de 10 K/min, y una atmósfera de nitrógeno, para estudiar su comportamiento en ausencia de comburente (Figura 28). Estos ensayos concuerdan con ensayos STA observados en la bibliografía [107] [108] [109]. Seguidamente se ensayó el mismo tipo de cartón, al mismo ritmo de calentamiento, pero sometiéndole a una atmosfera de aire bajo la cual el cartón pueda sufrir de reacciones de oxidación en su descomposición térmica (Figura 29).

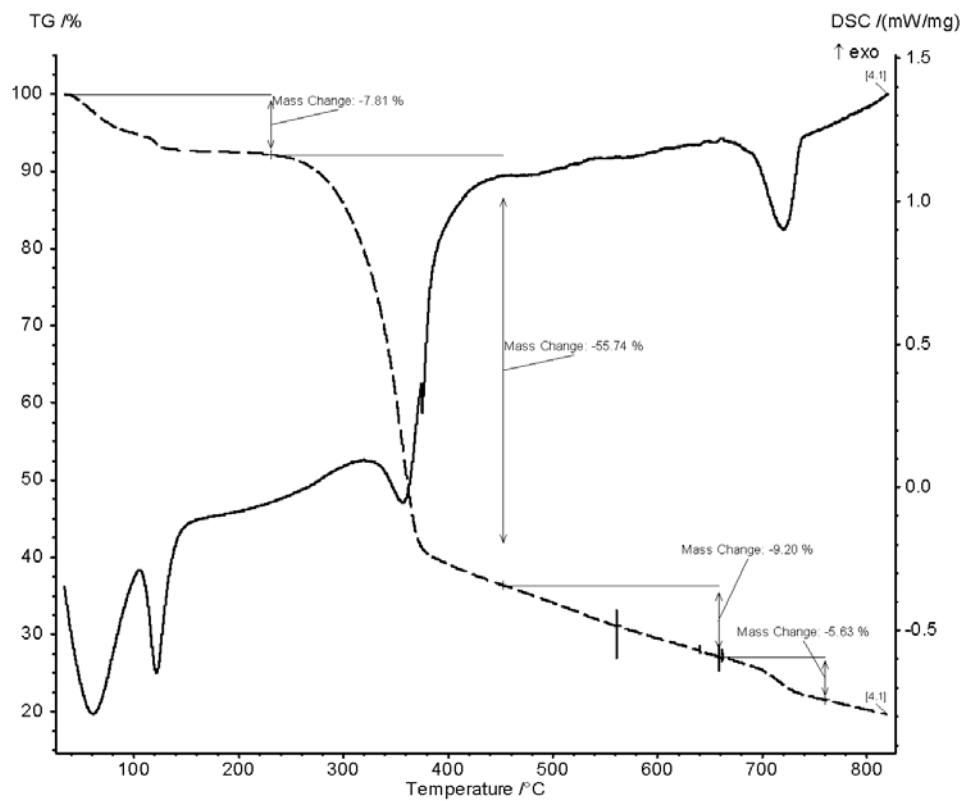


Fig. 28 Resultados del ensayo STA en el cartón para una atmosfera de Nitrógeno (Caso 5).

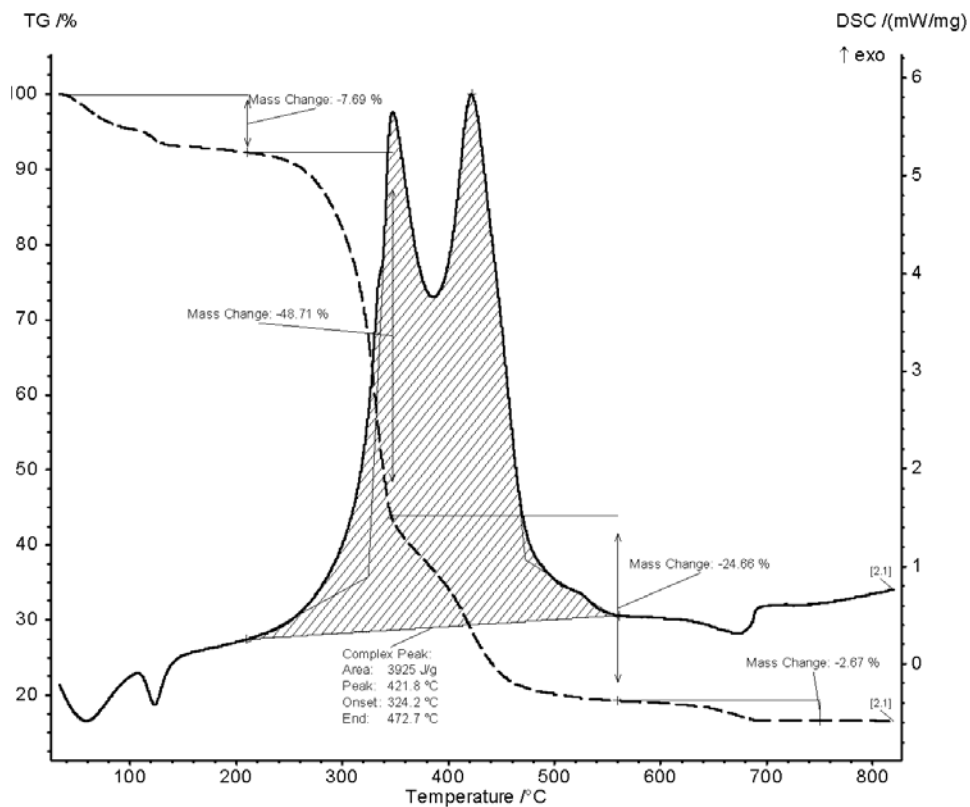


Fig. 29 Resultados del ensayo STA en el cartón para una atmosfera de aire (Caso 6).

La masa inicial de las muestras de cartón ensayadas en nitrógeno y en aire son de 10.675 mg y de 11.19 mg, respectivamente. Observamos en ambos ensayos una pérdida de masa del 7.81 % en nitrógeno y del 7.69 % en aire entre los 30 °C y entorno a los 200 °C. Esta pérdida de masa es debida a la pérdida de humedad contenida en las muestras [110].

Una vez pasados los 200 °C el comportamiento del cartón en ambas atmósferas es completamente distinto en lo que al estudio de las energías se refiere tal y como se observa en las Figuras 28 y 29. Esto es debido a que en ausencia de oxígeno no se producen reacciones de oxidación de los materiales ni tienen lugar reacciones exotérmicas. En el caso del ensayo del cartón en aire, tenemos dos claras reacciones exotérmicas en las que se libera una energía total de 3925 J/g. Las dos reacciones son consecutivas y se corresponden con la mayor pérdida de masa que tiene lugar en la muestra. Estas reacciones tienen lugar entre alrededor de los 324 °C y los 473 °C (Figura 29).

El porcentaje total de masa perdida en aire es del 83,73 % muy cercano del 78.38 % de masa perdida en nitrógeno. Las reacciones de mayor pérdida de masa tienen lugar prácticamente a la misma temperatura. Empieza a unas temperaturas de 205 °C en aire y 225 °C en nitrógeno, terminando las reacciones en las cuales se pierde la mayor cantidad de masa a los 348 °C en aire y a los 450 °C en nitrógeno (Tabla 7 y Tabla 8).

Nº reacción	Temperatura inicial (°C)	Temperatura final (°C)	Masa final (mg)	Pérdida de masa (%)
1		225	9.84	7.81
2	225	450	3.89	55.74
3	450	655	2.91	9.20
4	655	757	2.31	5.63

Tabla 7 Resumen del ensayo STA del cartón en una atmosfera de Nitrógeno.

Nº reacción	Temperatura inicial (°C)	Temperatura final (°C)	T _{pico} DSC (°C)	Masa final (mg)	Energía liberada(J/g)	Pérdida de masa (%)
1		205		10.33		7.69
2	205	348	348	4.88	3925	48.71
3	348	605	421.8	2.12		24.66
4	605	750		1.82		2.67

Tabla 8 Resumen del ensayo STA del cartón en una atmosfera de aire.

En la Figura 30 observamos como la mayor parte de la pérdida de masa del cartón en nitrógeno, coincide con las pérdidas de la masa en aire, en torno a un 60% de la masa inicial. Esto ocurre con unos picos de velocidad de pérdida de masa situados entre los 300 °C y los 375 °C lo que coincide con el rango de temperaturas a las cuales se asocia la reacción del yeso de restructuración de la estructura molecular del cristal soluble CaSO_4 hacia un estado anhidro insoluble de menor energía.

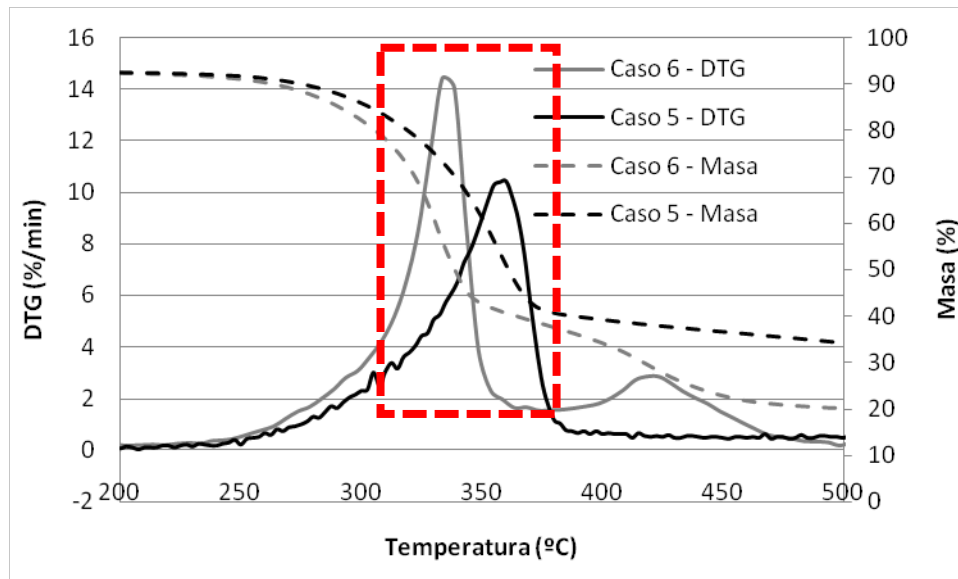


Fig. 30 Comparativa de la pérdida de masa para los ensayos del cartón en Nitrógeno y en aire.

En el trabajo de Rahmanian [111] se realizaron ensayos de flexión en placas de yeso tipo A y F sin cartón, y se concluye que la resistencia a flexión disminuye en primer lugar después de la deshidratación del yeso, y posteriormente, vuelve a disminuir tras la tercera reacción del yeso. Sin embargo, el factor clave que aporta resistencia mecánica a las placas de yeso laminado son las láminas de cartón que cubren al yeso. Esto es ampliamente conocido por los técnicos de montaje de sistemas de yeso laminado cuya metodología para el cortado de placas de yeso laminado consiste en cortar el cartón con una cuchilla y doblar manualmente el panel [112]. Así mismo, ensayos de resistencia a flexión realizados sobre distintos tipos de placas de yeso laminado muestran como la resistencia a flexión en la dirección longitudinal de la placa de yeso laminado es mayor que en la dirección transversal, tal y como se indica en la Tabla 9 de la asociación Estadounidense del yeso [113].

Tipo de yeso	Espesor (mm)	Resistencia a flexión longitudinal Cara arriba. (N)	Resistencia a flexión transversal Cara arriba. (N)	Resistencia a flexión longitudinal Cara abajo. (N)	Resistencia a flexión transversal. Cara abajo. (N)
a,b	6.4	222	89	205	71
a	7.9	289	111	276	93
g	9.5	267	111	249	93
a,b,e,f	9.5	356	133	343	116
e	10.2	391	142	378	125
g	12.7	445	156	431	138
a, b, c, d, e, f, h	12.7	489	178	476	160
a, c, d, e, f	15.9	667	222	654	205
b	15.9	622	222	609	205
a	19	756	267	743	249
b	25.4	1020	356	1010	343
ASTM C 1396 [114]:		a = Gypsum Wallboard and Predecorated Gypsum Board b = Gypsum Backing Board and Gypsum Coreboard c = Water-Resistant Gypsum Backing Board d = Exterior Gypsum Soffit Board e = Gypsum Sheathing Board f = Gypsum Base for Veneer Plaster g = Gypsum Lath h = Gypsum Ceiling Board			

Tabla 9 Resistencia a flexión de placas de yeso laminado [113].

Esta diferencia entre la resistencia a flexión en el eje longitudinal y el eje transversal no puede ser debida al yeso, ya que este es un material homogéneo por lo que tendría la misma resistencia en todas las direcciones. Esta variación de la resistencia a flexión es por lo tanto debida a las capas de cartón, cuya resistencia mecánica depende de la dirección de fabricación de la misma, siendo más fuerte en la dirección de fabricación (longitudinal) [5].

Es por esto que en nuestro modelo predictivo vamos a considerar la degradación del cartón como el punto clave a partir del cual las placas de yeso laminado pierden su resistencia y comienzan a caerse.

2.4 Análisis de las lanas de roca

Las lanas de roca se emplean frecuentemente para realizar el aislamiento térmico en los distintos tipos de sistemas de compartimentación. Para caracterizar la descomposición térmica de dos tipos de lanas de roca se han realizado ensayos STA en atmósferas de aire en un rango de temperaturas de 30 °C a 800 °C y con un ritmo de calentamiento de 10 K/min. Las propiedades térmicas de las mismas se recogen en la Tabla 10.

Muestra	Densidad (kg/m ³)	Capacidad térmica (kJ/kgK)	Conductividad térmica (W/mK)	Máxima temperatura de servicio (°C)
Caso 7	145	0.84	0.039 a 0.087	≤ 750
Caso 8	150	0.84	0.035	≤ 750

Tabla 10 Propiedades de las lanas de roca empleadas en el estudio.

Se puede observar en las Figuras 31 y 32 como la pérdida de masa es prácticamente despreciable, apenas un 5% en todo el ensayo, y no se produce ninguna liberación o absorción importante de energía en su descomposición.

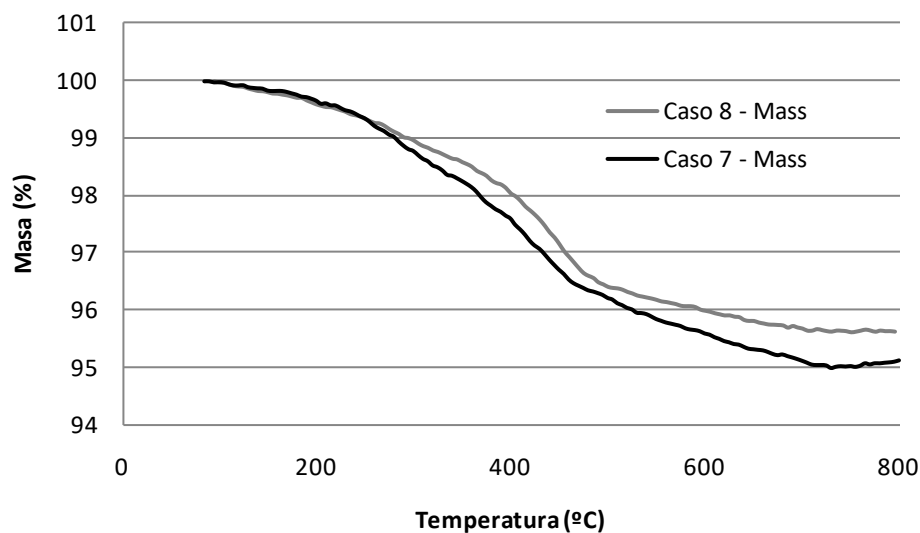


Fig. 31 Comparativa de la pérdida de masa para los ensayos de las lanas de roca.

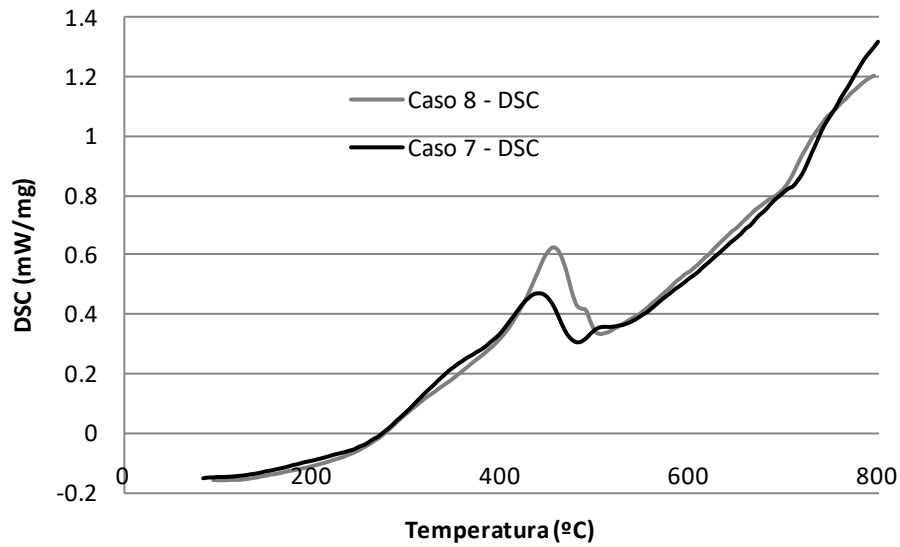


Fig. 32 Comparativa de las curvas de DSC para los ensayos de las lanas de roca.

3. CÁLCULO DEL CALOR ESPECÍFICO EFECTIVO

Un parámetro de gran utilidad que se puede obtener mediante los resultados del STA realizados es el calor específico. El calor específico nos permite definir la cantidad de calor absorbido por unidad de masa de un material para aumentar un grado su temperatura. Hay varios métodos para calcular el calor específico a partir de los datos del flujo de calor obtenidos mediante el ensayo DSC: como un calor específico continuo sin referencia, un calor específico continuo con una referencia de masa o un calor específico continuo con una referencia de volumen.

En la presente tesis, para calcular el calor específico hemos realizado un ensayo adicional del zafiro ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$) para emplearlo como material de referencia. Con esta referencia y las muestras ensayadas podemos calcular el calor específico aplicando la siguiente ecuación del ASTM E1269 [67]:

$$C_p(T) = \frac{HF_{sample} - HF_{blank}}{HF_{ref} - HF_{blank}} \times \frac{Mass_{ref}}{Mass_{sample}} \times C_{pref}(T)$$

Siendo $C_p(T)$ el calor específico de la muestra por unidad de masa a una temperatura dada, HF_{sample} el flujo de calor de la muestra a una temperatura dada, HF_{blank} el flujo de calor del crisol vacío a una temperatura dada, HF_{ref} el flujo de calor del material de referencia (zafiro) a una temperatura dada, $Mass_{sample}$ la masa de la muestra de placa, $Mass_{ref}$ la masa del material de

referencia y $C_{pref}(T)$ el calor específico del material de referencia por unidad de masa a una temperatura dada.

La Figura 33 muestra los resultados obtenidos en el ensayo DSC del zafiro, el cual va a emplearse como material de referencia. Hay que tener en cuenta, que tanto a los valores de flujo calorífico resultantes de los ensayos de las muestras de yeso, como al del zafiro se les debe restar los valores de flujo calorífico del ensayo sin muestra, lo cual viene por defecto en las soluciones dadas por el software del STA.

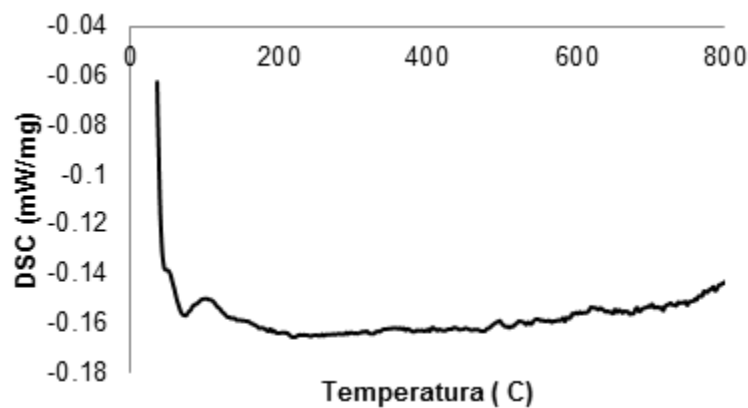


Fig. 33 DSC Zafiro.

Y considerando el calor específico definido por la norma ASTM E 1269 [67] (Figura 34):

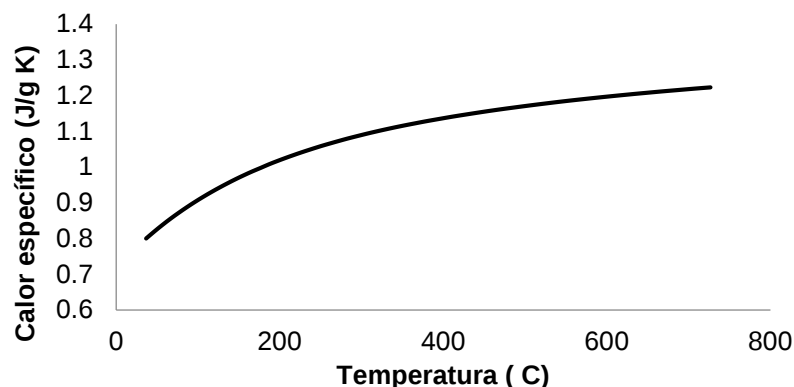


Fig. 34. Calor específico del Zafiro.

Siendo ya capaces de obtener de forma analítica el calor específico de cada una de las muestras.

En la Figura 35 se muestran los valores del calor específico efectivo calculados para los dos tipos de yesos. El calor específico efectivo incluye los picos que definen la energía absorbida o liberada en las reacciones que tienen lugar en el material.

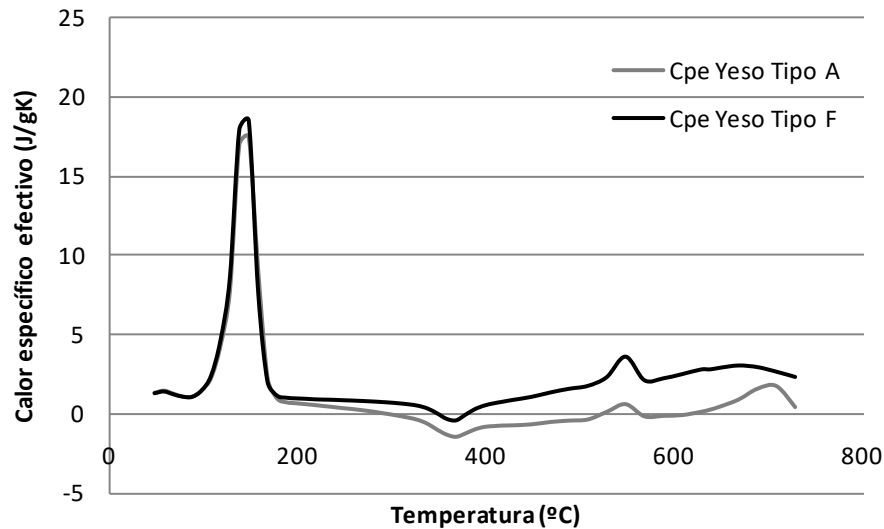


Fig. 35. Calores específicos efectivos de los yesos estudiados.

En la Figura 36 se representa el calor específico real, en el cual no se tienen en consideración los picos de energía.

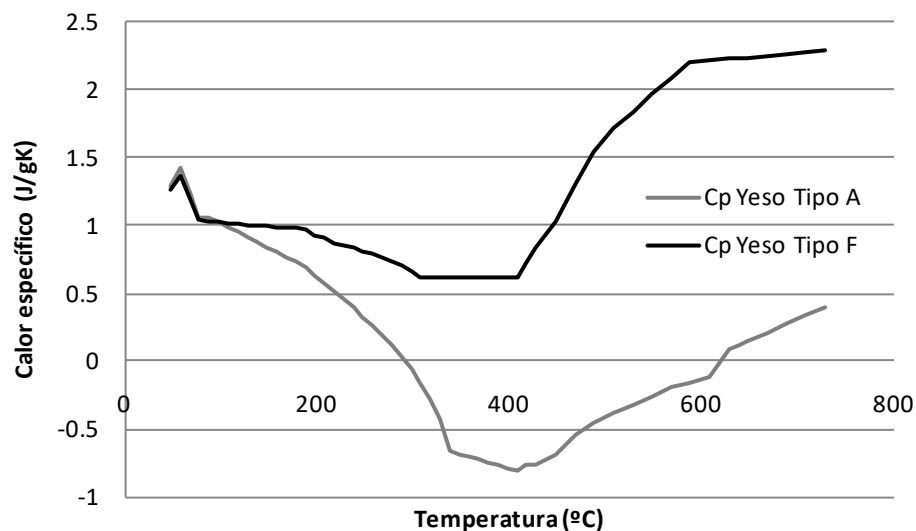


Fig. 36 Calores específicos efectivos de los yesos estudiados.

4. MEDICIÓN DE LA DIFUSIVIDAD TÉRMICA CON EL FLASH LASER

Una de las propiedades térmicas que pese a no introducirse directamente en los modelos computacionales de incendios tiene un gran interés para analizar la transferencia de calor a través de los materiales es la difusividad térmica. La difusividad térmica (α) indica la velocidad de paso de calor a través de un material, y relaciona la conductividad con el calor específico y la densidad.

Esto hace que, junto con la medición del calor específico realizado mediante el STA y la estimación de la densidad a través de la pérdida de masa, la medición de la difusividad nos permita calcular la conductividad térmica del yeso.

La difusividad térmica de las distintas muestras ha sido obtenida mediante los ensayos en el aparato de análisis de Flash Laser (LFA 447 Netzsch). El método empleado en el análisis de Flash Laser fue desarrollado por Parker en 1961 [115]. Este aparato se basa en el calentamiento de una cara de una muestra mediante una energía pulsante, esto hace que se eleve la temperatura de la cara no expuesta siendo medido este aumento de temperatura en función del tiempo, esto lo obtiene mediante el empleo del modelo mejorado de Cape-Lehman [116] que se basa en una regresión no lineal que considera las pérdidas de calor radiales y por la cara no expuesta.

El método calcula la difusividad térmica mediante una relación entre el espesor de la muestra (d) y el tiempo para que la temperatura de la cara no expuesta alcance la mitad del valor máximo ($t_{1/2}$).

$$\alpha = 0.1337 \frac{d^2}{t_{1/2}}$$

En la Figura 37 se muestran los resultados de la difusividad térmica de las muestras de yeso tipo A y tipo F en el ensayo de LFA, se puede observar como las dos muestras presentan la misma tendencia de decrecimiento de la difusividad con la temperatura.

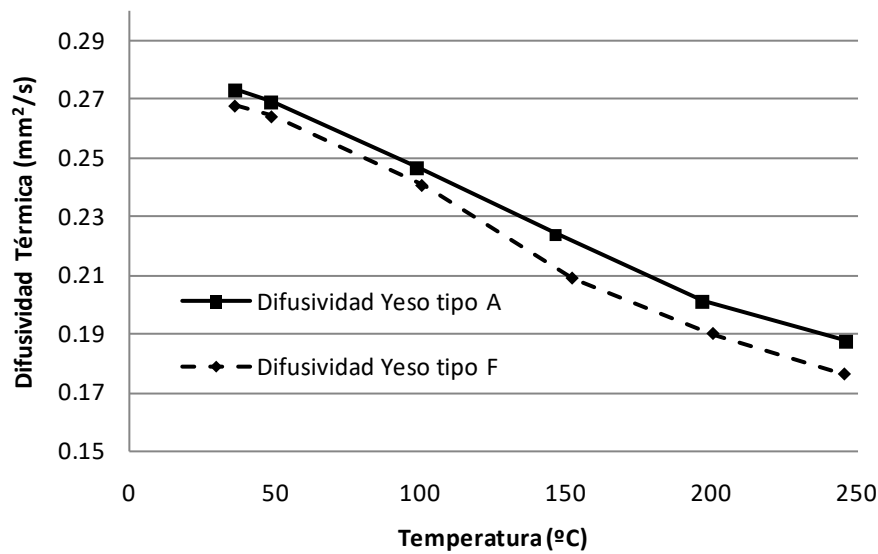


Fig. 37. Difusividad térmica de las placas de yeso.

5. PROCESADO DE LOS RESULTADOS OBTENIDOS PARA EL CÁLCULO DE LA CONDUCTIVIDAD TÉRMICA

Una vez obtenidos, mediante los análisis indicados previamente, la difusividad térmica del material y los valores de calor específico y la masa de la muestra, se deberá obtener la densidad en función de la temperatura para ser capaces de hallar la conductividad mediante la siguiente ecuación:

$$\alpha = \frac{k}{\rho \cdot c_p}$$

La conductividad térmica es una propiedad física que describe la capacidad de un material de transferir calor por conducción, y resulta fundamental para definir el paso de calor a través de las placas de yeso laminado.

La densidad en función de la temperatura se estima a partir de los datos de la masa en función de la temperatura obtenidos con el análisis termogravimétrico y considerando un volumen constante. Esta hipótesis de volumen constante se apoya en el bajo coeficiente de dilatación lineal de las placas de yeso laminado que se encuentra en torno a $15 \times 10^{-6} \text{ } 1/^{\circ}\text{C}$. Este valor supone que se produce un incremento de espesor de:

$$\Delta L = L_0 \cdot (e^{\alpha \cdot \Delta T} - 1)$$

Esto daría un 0.37 % de incremento de espesor en los 250 °C que dura el ensayo LFA, por lo que se puede despreciar esta variación de volumen. La Figura 38 muestra las curvas de la densidad de los distintos tipos de yeso.

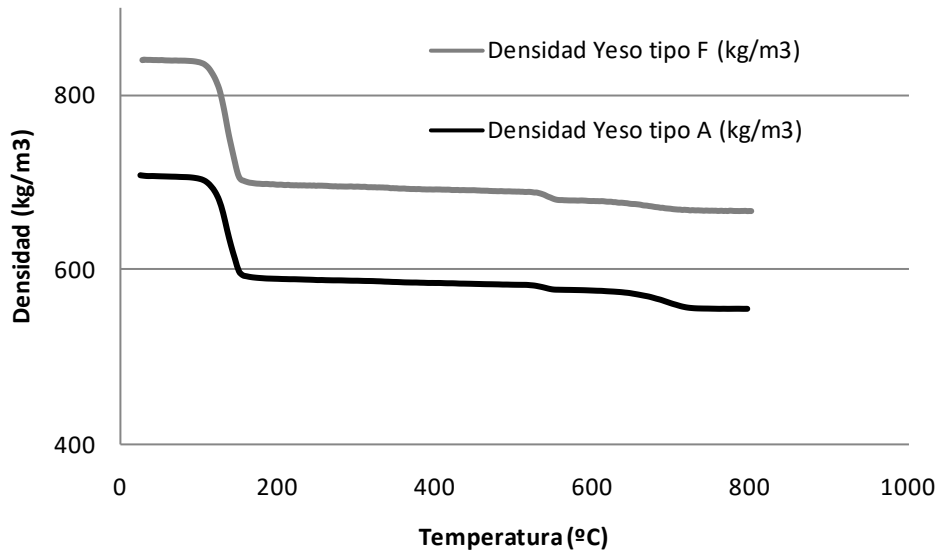


Fig. 38 Densidades en función de la temperatura.

La conductividad para los yesos tipo A y F se muestran en la Figura 39. Observamos que el valor de la conductividad es prácticamente el mismo en ambos casos.

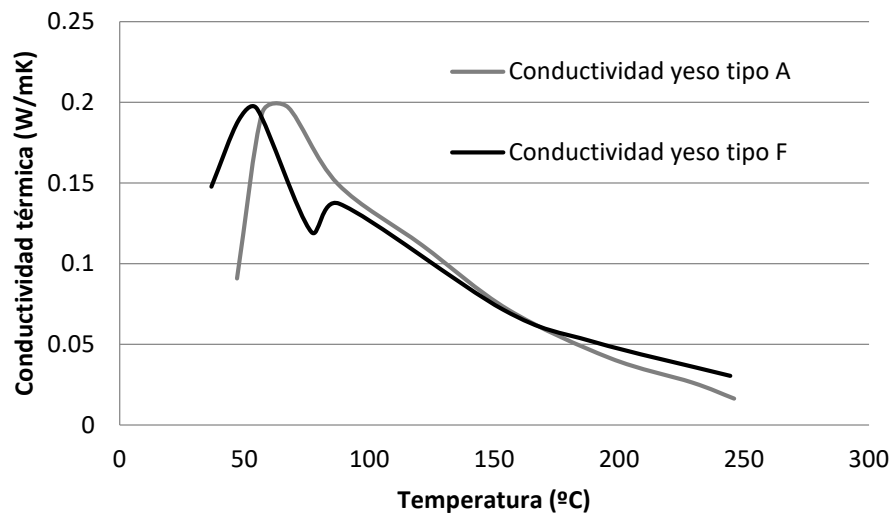


Fig. 39 Coeficiente de conductividad de las placas de yeso sin considerar la deshidratación.

DESARROLLO DE UN MÉTODO EXPERIMENTAL SIMPLIFICADO.

CAPÍTULO 4: DESARROLLO DE UN MÉTODO EXPERIMENTAL SIMPLIFICADO

Los ensayos termogravimétricos realizados en el capítulo anterior nos han permitido definir las propiedades y el comportamiento a elevadas temperaturas de ciertos elementos constituyentes de los sistemas de compartimentación seleccionados. Estas propiedades nos permiten tener una noción de cómo va a ser su comportamiento ante el fuego a gran escala, y nos permite, así mismo, incluir las propiedades térmicas de los elementos estudiados en el modelo computacional. Sin embargo, estos análisis no permiten caracterizar la transferencia térmica y el comportamiento global a través de un sistema de compartimentación. La transferencia térmica y la resistencia al fuego de estos sistemas se analiza y certifica mediante los ensayos a gran escala definidos en las correspondientes normativas [1] [2] [3].

En estos ensayos a escala real intervienen no solo la transferencia de calor a través del sistema, sino también las cargas mecánicas que se originan debido al aumento de la temperatura en el sistema. Estas cargas mecánicas son uno de los mayores problemas a la hora de realizar el modelado computacional de la resistencia al fuego de estos sistemas, y es por esta razón que muchos de los modelos computacionales realizados para prever la respuesta térmica de los sistemas de compartimentación de yeso laminado son validados frente a ensayos a escala reducida en los cuales los esfuerzos mecánicos son mucho menores [40] [43].

Dado que el modelo computacional que se presenta en la tesis pretende predecir la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación, es necesario que tenga en consideración los esfuerzos mecánicos que se producen. Para evaluar el comportamiento térmico de los sistemas de yeso laminado, aislándolos de los esfuerzos mecánicos y deformaciones que se producen en los ensayos normativos de resistencia al fuego, se presenta en el presente capítulo la descripción de una nueva metodología junto con el desarrollo y fabricación de un portamuestras para realizar ensayos para medir la transferencia térmica en sistemas de compartimentación en el cono calorimétrico. Esta metodología y portamuestras ha sido patentado durante el desarrollo de la tesis [117].

Los ensayos presentados en el presente capítulo van a servir además para evaluar el efecto aislante de lana de roca. Es bien conocido el empleo de las lanas de roca o de vidrio como aislantes térmicos, acústicos y como medios de protección pasivos ante incendios. Sin embargo, en recientes ensayos [105], [118], se ha podido observar cómo en ocasiones el empleo de este tipo de aislantes coincide con una disminución del tiempo de fallo del sistema.

El alto coste económico que supone el desarrollo de estos ensayos los limitan a las certificaciones de las soluciones constructivas atendiendo a las necesidades del mercado, por lo que no es posible la definición de una campaña de ensayos a escala real para evaluar como el aislamiento afecta al sistema. Para analizar como los aislamientos formados por lanas afectan al sistema, se han definido una serie de ensayos en el cono calorimétrico con el portamuestras desarrollado.

1. DESCRIPCIÓN DEL PORTAMUESTRAS Y DE LA METODOLOGÍA

El portamuestras desarrollado, está diseñado para su uso en los ensayos con cono calorimétrico [119], [120], [121], [122], [123], el cual tiene múltiples aplicaciones, pudiendo realizar el análisis de los productos gaseosos liberados en la combustión o descomposición, la oscuridad de los humos, la velocidad de cesión de calor [124] y las partículas sólidas transportadas. La orientación de la muestra puede ser horizontal o vertical siempre paralela al quemador.

Babrauskas [124] describe distintos tipos de portamuestras a emplear en el cono calorimétrico ayudándose de la ISO 5660 [119] y del ASTM E 1354 [125]. En estos textos se describe detalladamente el diseño de un portamuestras general para ensayos en posición horizontal y vertical, y alguna adaptación específica del mismo, como por ejemplo para el empleo en los ensayos de materiales intumescentes mediante la utilización de una rejilla de alambre, o para materiales finos con un espacio de aire en la parte trasera [126]. También se observa en la bibliografía científica la adaptación de estos portamuestras para evitar el rebasamiento de muestras que sufran de fundido (melting) [127], o para el estudio de cables en distintas disposiciones [128].



Fig. 40 Cono calorimétrico disponible en el Laboratorio del Grupo GIDAI

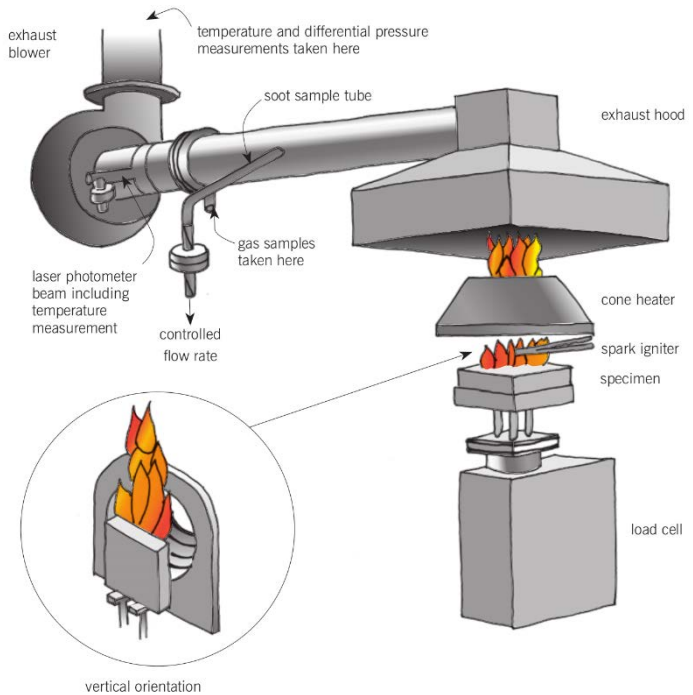


Fig. 41 Esquema de componentes que forman el cono calorimétrico.

Dada la amplia gama de materiales a ensayar que presentan comportamientos particulares para el estudio de su reacción al fuego, se hace complicado el estudio de todas las tipologías de materiales con un portamuestras de carácter general tal como el definido en la normativa.

Esto ha llevado a varios autores a diseñar distintas tipologías de portamuestras adaptados a sus necesidades concretas, sin embargo, aún quedan muchas tipologías de materiales que no se pueden ensayar o que presentan grandes retos con los medios existentes.

Como se ha comentado anteriormente, existen portamuestras generales que permiten ensayar muestras verticales y finas, además de poder considerar el contacto con el aire en la cara no expuesta, sin embargo, no existe ningún portamuestras que permita ensayar sistemas de compartimentación formados por materiales o productos compuestos por varias capas (multicapas), y con cámaras de aire de un determinado espesor entre las distintas capas.

Del mismo modo, en lo que se refiere a la medición de la temperatura en los ensayos, generalmente se emplean termopares, sin embargo, los portamuestras no están diseñados para facilitar su instalación y estos termopares no permiten conocer la distribución de la temperatura en la cara no expuesta, con el fin de estudiar la homogeneidad de la transferencia térmica o la transferencia de calor a través del perfil de la muestra. Así mismo, la instalación de cables de termopares en el sistema afecta a la medida de la pérdida de masa e introduce perturbaciones.

La importancia de disponer de un adecuado portamuestras a emplear en cada ensayo radica en el impacto que ocasiona en los resultados, por lo que un buen diseño del portamuestras es clave para el estudio de la reacción de un material al fuego.

Para resolver los inconvenientes mencionados anteriormente, se ha desarrollado un portamuestras y un método para la realización de ensayos de fuego que permite: ensayar muestras compuestas por varias capas (multicapas), con o sin cámaras de aire entre las distintas capas; medir la temperatura entre las capas, en los laterales de las capas mediante el uso de termopares, además de la medición de la temperatura en la capa no expuesta mediante una cámara termográfica.

2.1 Diseño del portamuestras

El portamuestras desarrollado está fabricado con acero, que fue seleccionado debido a su alto punto de fusión (superior a 1000 °C). En las Figuras 42 y 43 se muestra el proceso de fabricación seguido en el laboratorio del Grupo GIDAI.

En primer lugar, se realicé el diseño del portamuestras, de modo que se pudiera grabar sobre la plancha de acero y montar el portamuestras minimizando las soldaduras en el mismo (Figura 42). Cortando las partes sobrantes se le fue dando forma hasta montar la estructura del portamuestras completo.

El interior del portamuestras está cubierto de lana de roca (Figura 43), lo que permite por un lado aislar el contorno del sistema ensayado, y por otro introducir los cables de los termopares en las distintas capas del sistema sin que esto aumente las pérdidas de calor por el portamuestras.



Fig. 42 Montaje del portamuestras.



Fig. 43 Portamuestras completo.

La Figura 44 muestra la disposición del portamuestras frente al cono calorimétrico. Se puede observar que se diseñó el portamuestras con el objetivo de realizar ensayos en posición vertical. Esta disposición permite estudiar los sistemas de compartimentación en la misma posición que en la que se dispondrán en su uso final. Así mismo, valdrá para en trabajos futuros evaluar la sujeción de las pinturas intumescentes en sistemas de compartimentación que las empleen.

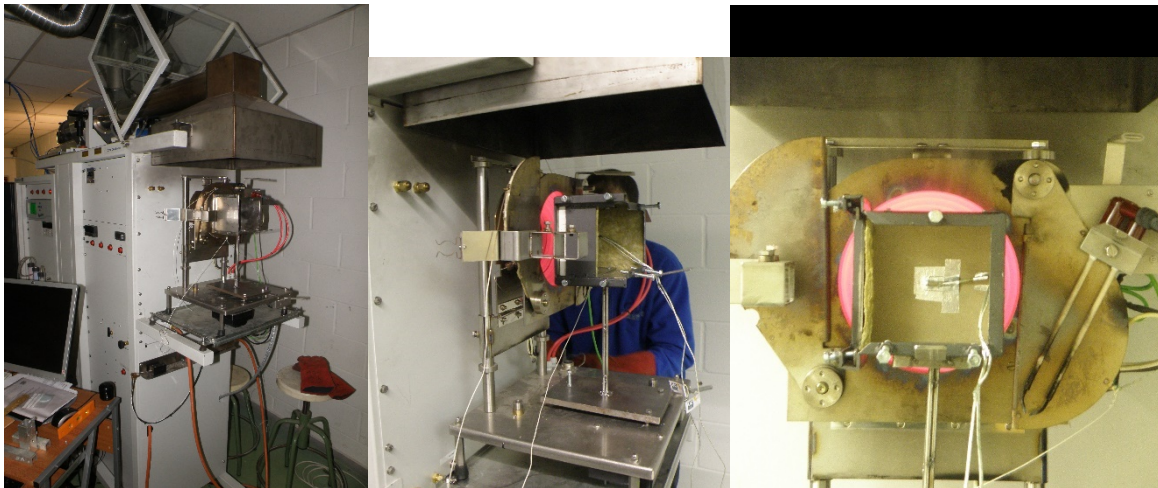


Fig. 44 Ubicación del portamuestras desarrollado.

El portamuestras permite varias configuraciones para adaptarse al tipo de sistema que se desee ensayar y a la toma de datos deseada.

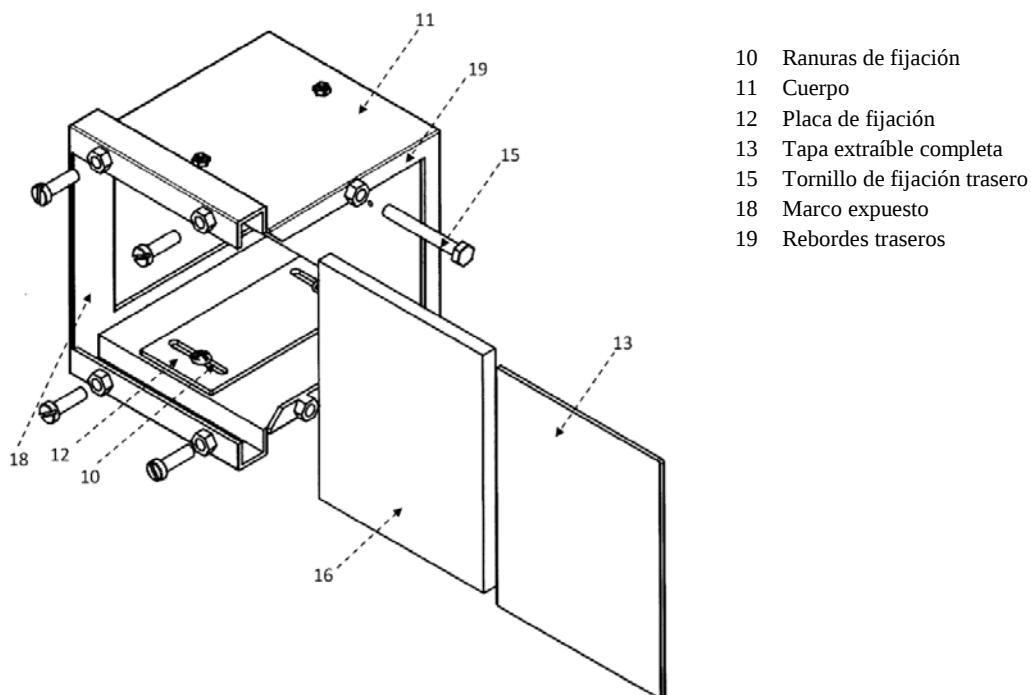


Fig. 45 Esquema de la configuración 1 del portamuestras

Atendiendo a la toma de datos, tenemos dos tipos de configuraciones. El esquema básico del portamuestras desarrollado está representado en la Figura 45, y se corresponde con la configuración 1. Esta configuración permite un mejor aislamiento lateral del sistema durante el ensayo gracias a las piezas 13 y 16, que aíslan completamente el lateral del portamuestras.

En la configuración 2 del portamuestras se sustituyen las piezas 13 y 16 por las piezas 24 y 27, tal y como se muestra en la Figura 46. En esta configuración el sistema tiene más pérdidas de calor por el contorno, sin embargo, permite la medición de la temperatura en el contorno de la muestra mediante el empleo de una cámara termográfica.

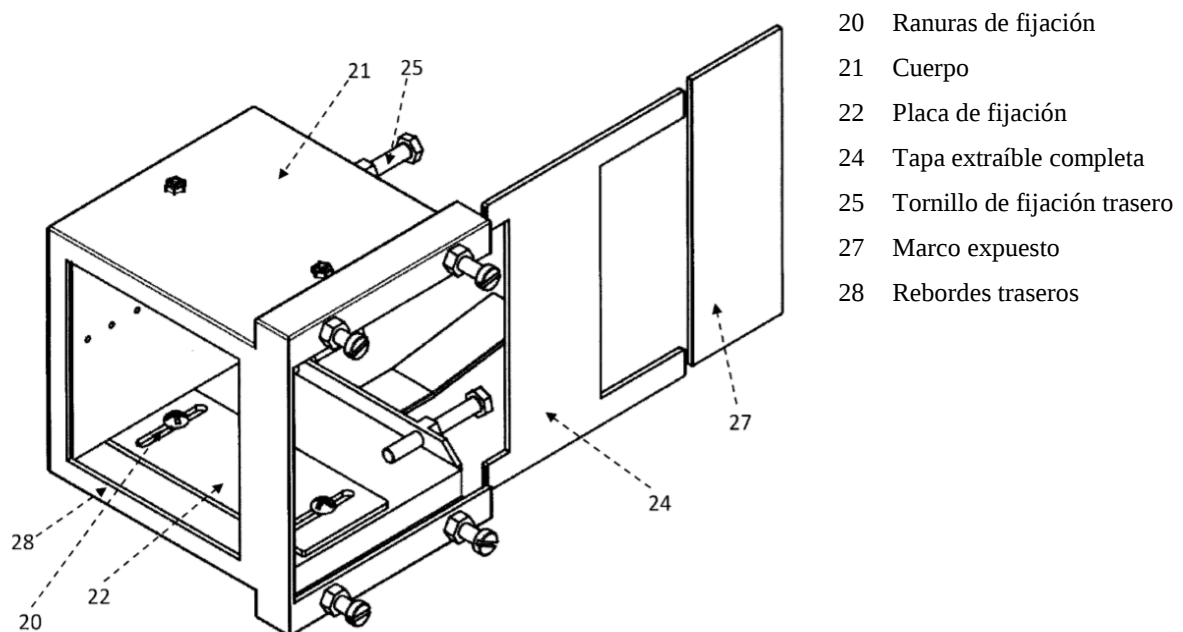


Fig. 46 Esquema de la configuración 2 del portamuestras

Los sistemas de fijación de las muestras son, por una parte, las placas 22 y 12, que se sitúan en las partes inferior y superior del portamuestras y que pueden regular su posición mediante las ranuras que permiten su fijación al cuerpo del portamuestras. Estas placas a su vez permiten crear en el sistema de compartimentación una cámara de aire con un espesor igual al ancho de la placa. Para sistemas multicapas más anchos o cuando se desee una cámara de aire en el interior de la muestra, los tornillos de fijación traseros (15) permiten fijar la muestra dentro del portamuestras.

La Figura 47 presenta otro sistema desarrollado para la creación de la cámara de aire en el interior de la muestra. Este sistema consiste en dos marcos de acero los cuales se encuentran unidos en sus extremos mediante ocho tornillos y cuatro tuercas, de tal manera que al girar las tuercas se aumenta o se disminuye el espesor de la cámara de aire creada.

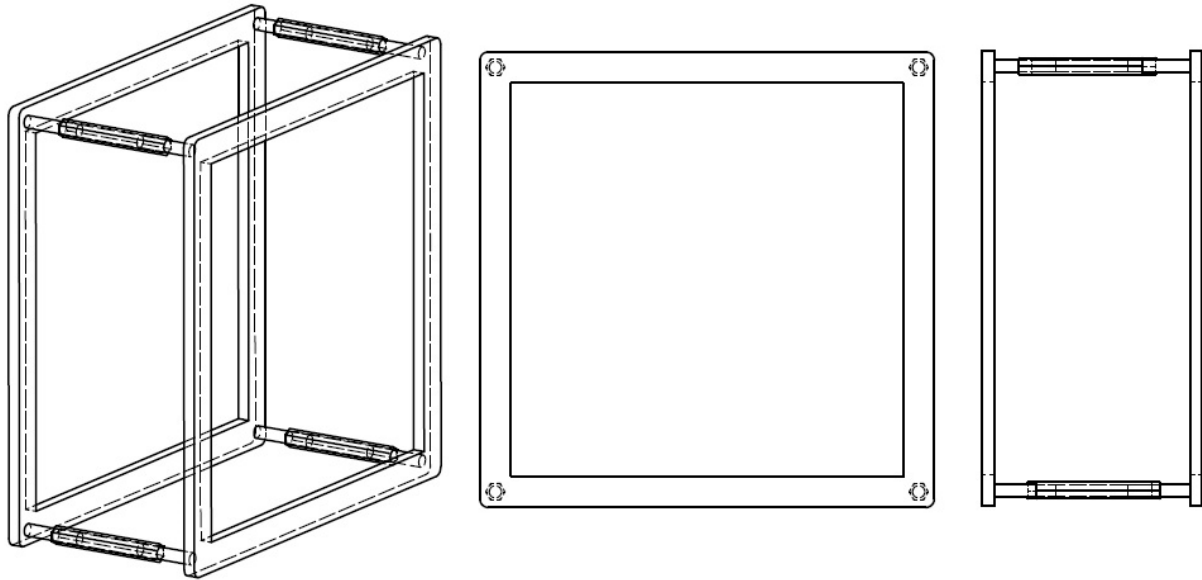


Fig. 47 Sistema de creación de la cámara de aire.

El portamuestras permite dos métodos de medición de la temperatura en los sistemas de compartimentación ensayados que pueden emplearse independientemente o combinarse. Por una parte, permite el empleo de una cámara termográfica (Figura 48), a través de la cual se puede registrar la temperatura en el contorno del sistema o en la cara no expuesta.

La cámara termográfica permite realizar una medición de la temperatura en todo un plano de una manera no invasiva. La medición de la distribución de la temperatura en la cara no expuesta permite obtener un valor medio de la temperatura y no únicamente el resultado de la medición en un punto.

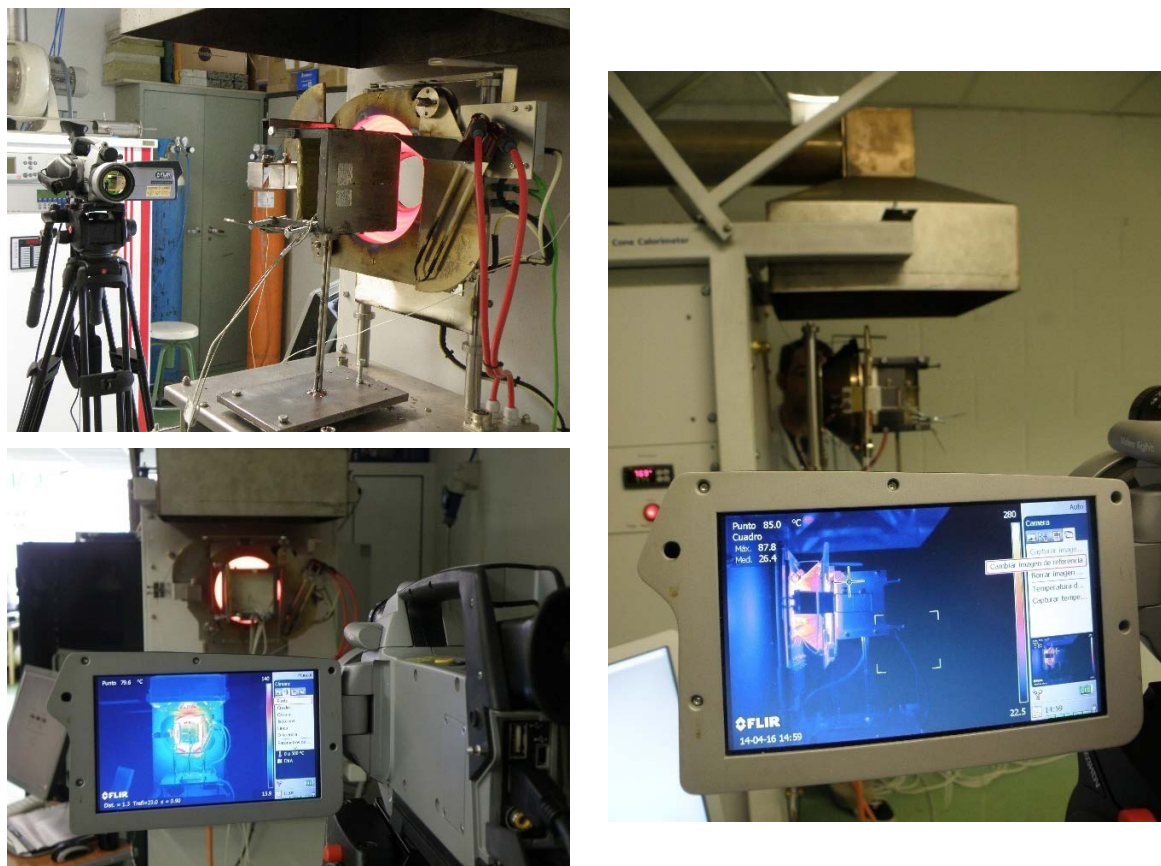


Fig. 48 Medición realizada en el ensayo 1 mediante el empleo de la cámara termográfica.

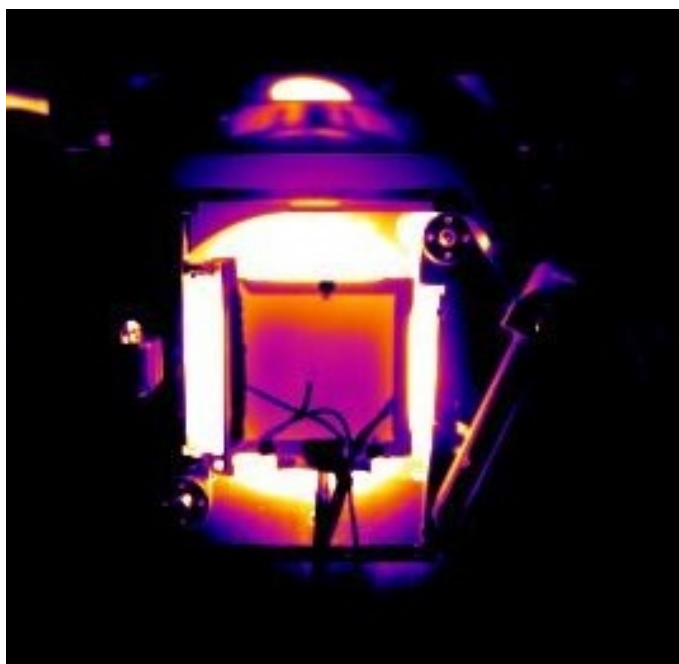


Fig. 49 Medición de la distribución de temperatura en la cara no expuesta mediante una cámara termográfica.

Sin embargo, el portamuestras también permite la medición de temperaturas en las distintas capas del sistema de compartimentación mediante la inclusión de cables de termopares (Figura 50). Gracias al aislamiento interno del portamuestras con lana de roca, es posible introducir lateralmente los cables de termopar sin generar pérdidas de calor por el contorno de la muestra.

La Figura 50a muestra el proceso de introducción del cable de termopar en las muestras de yeso laminado, mostrando su ubicación en la cara expuesta (Figura 50b), en la cara no expuesta (Figura 50c) y en un sistema completo (Figura 50d) en la que se ha omitido para una mejor visualización la placa lateral de cierre del portamuestras.

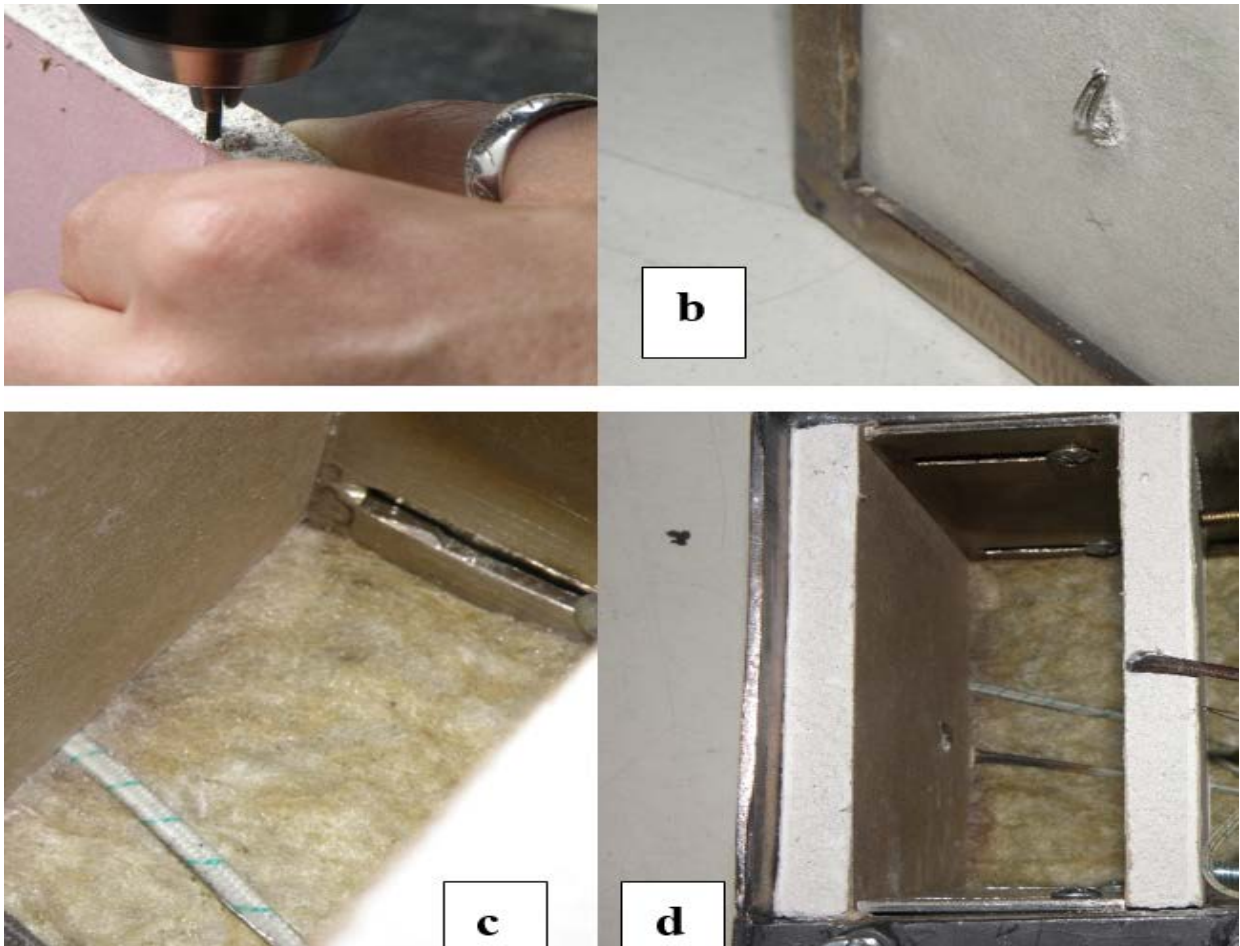


Fig. 50 Colocación de los cables de termopar en el sistema.

2.2 Metodología de ensayo

Por otra parte, se ha desarrollado una metodología para la realización de ensayos de fuego de muestras multicapa, utilizando el portamuestras definido anteriormente. El método comprende las etapas de:

- situar los termopares en aquellos puntos de las superficies de las capas que conforman la muestra, cuya temperatura se desee monitorizar;
- introducir en el interior del cuerpo del portamuestras la muestra que se desea ensayar, de tal forma que el orden de colocación de las diferentes capas que conforman la muestra comienza con la capa más cercana a la entrada de flujo de calor y finaliza con la capa más alejada;
- en el caso de que el sistema de compartimentación disponga de una cámara de aire, esta se creará mediante el sistema de placas inferior y superior (22 o 15) o mediante los marcos unidos con los tornillos enroscados en las turecas. Con cualquiera de ambos métodos se ajustará la cámara de aire al tamaño deseado;
- inmovilizar y ajustar mediante el sistema de fijación trasero las capas que conforman la muestra al cuerpo, situándolas perpendiculares al flujo de calor;
- proceder al calibrado del equipo para el análisis de los procesos de combustión;
- realizar la medida de la temperatura en función del tiempo en aquellos puntos monitorizados por los termopares.

2. RESULTADOS DE LOS ENSAYOS

Tal y como se ha descrito en los apartados anteriores, el portamuestras desarrollado para la realización de los ensayos de los sistemas de compartimentación en el cono calorimétrico permite la colocación de muestras en posición vertical, permitiendo considerar la existencia de una cámara de aire en caso necesario entre las distintas capas de yeso laminado. Además, el portamuestras desarrollado facilita la medición de la temperatura en las distintas capas de la muestra, al favorecer la introducción de termopares entre las capas del sistema, y posibilitando el uso de la cámara termográfica para medir la distribución de la temperatura en la cara no expuesta.

Se han definido un total de seis ensayos a realizar en el cono calorímetro. En primer lugar, se hicieron tres ensayos con una única placa de yeso laminado tipo F, variando ligeramente el flujo de calor del cono calorimétrico. El cuarto ensayo consiste en dos placas de yeso laminado tipo A de 13 mm de espesor, separadas por una cámara de aire de 46 mm. El quinto ensayo presenta un sistema de compartimentación formado por dos placas de yeso laminado tipo N de 13 mm de espesor, separadas por una cámara de 46 mm rellena de una lana de roca con una densidad de 163 kg/m^3 . Finalmente, se llevó a cabo otro ensayo con la misma tipología que el anterior, pero con la placa expuesta perforada con un agujero central de sección cuadrada de 60 mm de lado. Todas las muestras tienen un área cuadrangular de 100 mm^2 .

Un ensayo a pequeña escala permite, dadas las reducidas dimensiones de las muestras, estudiar la transferencia de calor a través del sistema de compartimentación sin considerar los efectos de los esfuerzos mecánicos en el sistema debido a su pequeña esbeltez. Esto nos permitirá, en su estudio junto con los ensayos de resistencia al fuego a gran escala (con unas dimensiones de $3 \times 3 \text{ m}^2$), analizar el efecto de los esfuerzos mecánicos en los sistemas de compartimentación ensayados.

Una de las limitaciones de este tipo de ensayos radica en que estableciendo del flujo máximo de calor recomendado para el empleo continuado del cono calorímetro se pueden alcanzar unas temperaturas de en torno a $750 \text{ }^\circ\text{C}$, mientras que en el ensayo de resistencia al fuego la temperatura sobrepasa los $1100 \text{ }^\circ\text{C}$. Esto deberá tenerse en consideración a la hora de evaluar los resultados obtenidos.

2.1 Ensayos 1 a 3

Los tres primeros ensayos consistieron en una única placa de yeso laminado tipo F con un área de 100 mm^2 . Los valores de la temperatura en función del tiempo se han registrado mediante termopares en las caras expuestas y no expuestas (Figuras 51 y 52). Como puede observarse en la Figura 51, la temperatura en la cara expuesta varía ligeramente por la variación en el flujo del cono. Se iniciaron los ensayos a un flujo de 40 kW/m^2 , y se finalizaron a 75 kW/m^2 .

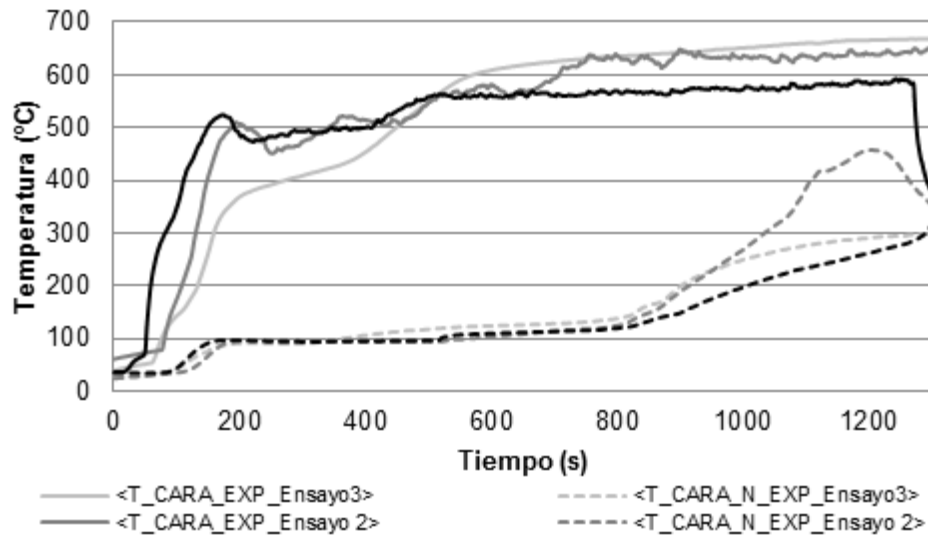


Fig. 51 Temperaturas de la cara expuesta y no expuesta de los tres ensayos de pequeña escala realizados en el cono calorimétrico.

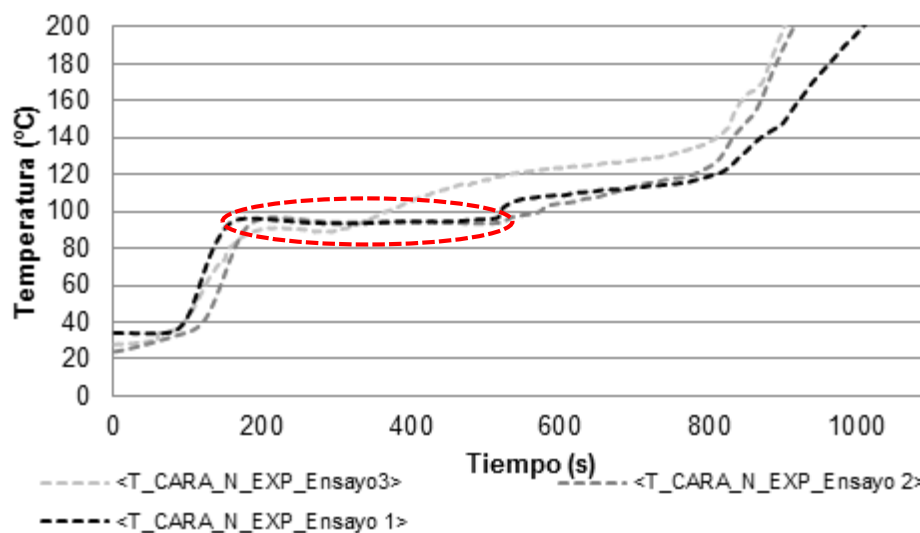


Fig. 52 Temperaturas de la no expuesta de los tres ensayos de pequeña escala realizados en el cono calorimétrico.

Estas figuras muestran claramente el efecto de la deshidratación del yeso, representado a través de la forma de la curva de temperatura (zona destacada por la elipse roja en la Figura 52). Al ser la reacción de deshidratación una reacción endotérmica, absorbe una determinada cantidad de calor para tener lugar. Esto hace que al comenzar a deshidratarse el yeso frena el flujo de calor a través suyo, impidiendo que aumente la temperatura por encima de los 100 °C hasta que la deshidratación del yeso esté prácticamente finalizada [95]. Podemos observar como en el caso estudiado con una única placa de yeso laminado tipo F, la temperatura en la cara no expuesta durante la deshidratación es de entre 90 y 95 °C y la deshidratación se produce en un instante de tiempo alrededor de los 334 s.

Una vez el yeso está deshidratado, se producirá un importante aumento de la temperatura en la cara no expuesta. En los ensayos realizados este aumento de temperaturas tiene lugar a los 14 min. Esta subida de temperatura en la cara no expuesta tras la deshidratación se debe al paso del calor por la radiación térmica a través del yeso deshidratado y a que, al finalizar la absorción de calor por la deshidratación del yeso, todo el calor que le llega al sistema pasa a través suyo.

La Figura 53 muestra el estado de descomposición de la cara no expuesta tras el ensayo 2. Esta descomposición del cartón se produce a temperaturas por encima de los 300 °C.

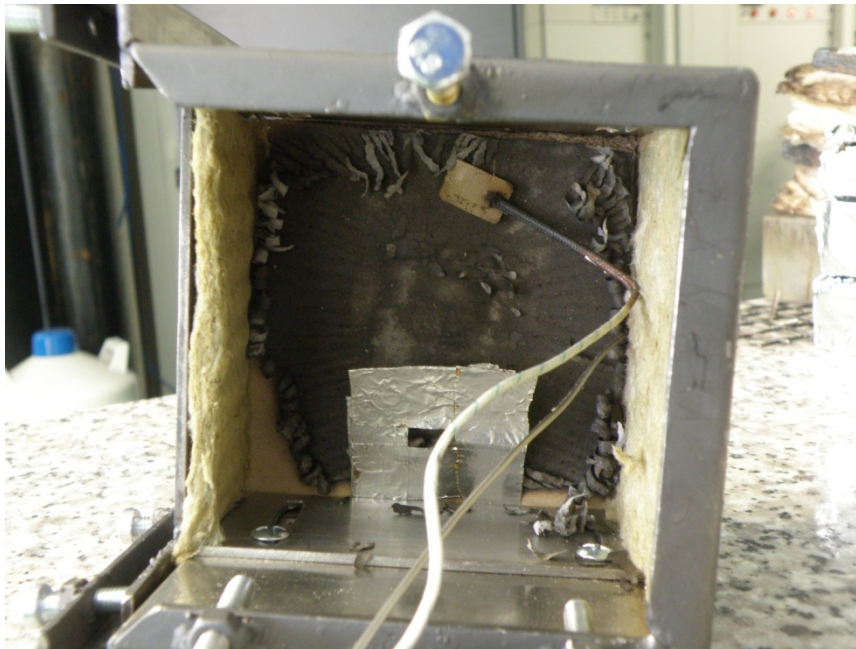


Fig. 53 Muestra de pequeña escala tras el ensayo

2.2 Ensayo 4

El ensayo 4 se llevó a cabo con dos placas de yeso laminado tipo A [93] de 13 mm de espesor, separadas por una cámara de aire de 46 mm. El flujo de calor empleado durante todo el ensayo fue de 75 kW/m². El cartón de la cara expuesta se degradó en los primeros instantes al ser incidido por el flujo de calor del cono calorimétrico. Por su parte, la cara no expuesta de la primera placa comenzó a combustionar entorno a los 305 °C, que fue cuando se observó la salida de humo por el portamuestras. Esta temperatura se encuentra en el rango de temperaturas de descomposición del cartón definido mediante los ensayos STA (entre 300 °C y los 375 °C).

La Figura 54 muestra la distribución de las temperaturas registradas por los termopares. La $\langle T_{\text{CARA_EXP}} \rangle$ se refiere a la cara expuesta de la placa expuesta, la $\langle T_{\text{CARA_N_EXP}} \rangle$ se refiere a la cara no expuesta de la placa expuesta, la $\langle T_{\text{CARA_EXP_2}} \rangle$ se refiere a la cara expuesta de la placa no expuesta y la $\langle T_{\text{CARA_N_EXP_2}} \rangle$ se refiere a la cara no expuesta de la placa trasera.

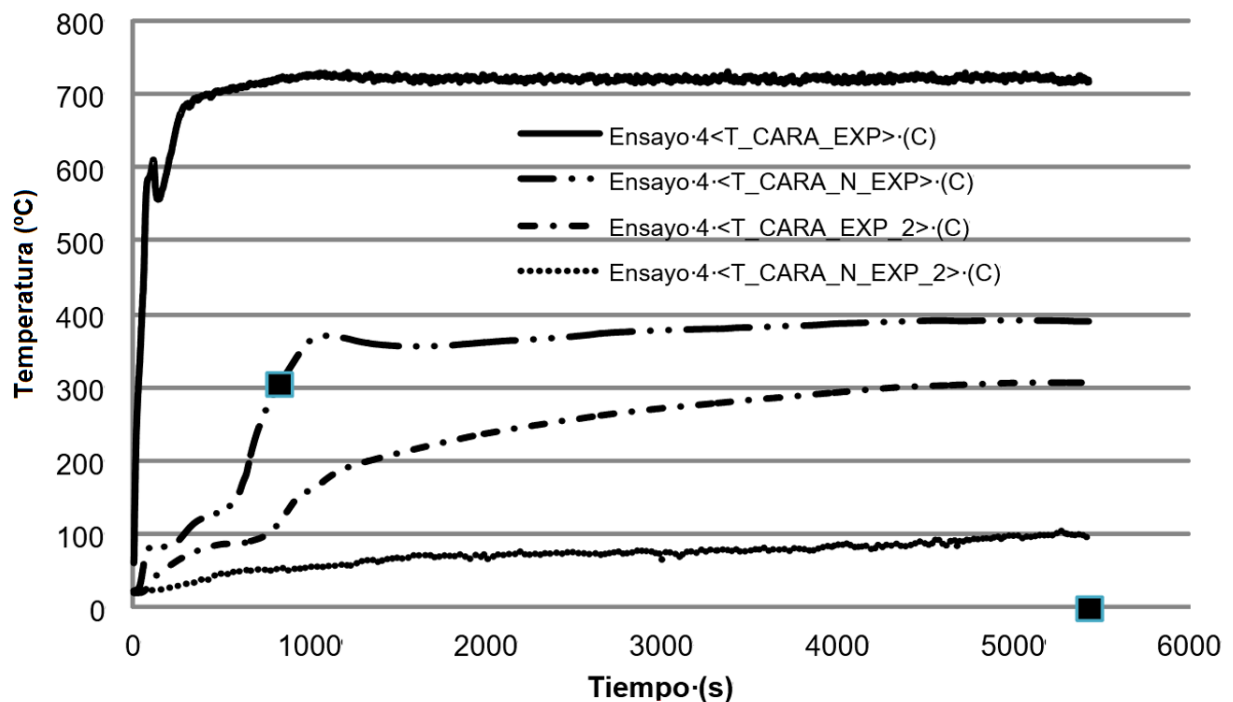


Fig. 54 Curvas de temperatura en las distintas capas del Ensayo 4.

A los 215 s toda la placa expuesta está deshidratándose a una temperatura superior a 84 °C. esta deshidratación dura únicamente 148 s. Es en este instante, cuando se produce un primer aumento de la temperatura hasta los 120 °C debido a la deshidratación completa de esta primera placa. El siguiente aumento reseñable de temperatura es desde los 120 °C hasta los 364 °C. En este periodo de aumento de temperatura se produce a su vez, un considerable aumento de temperatura en la cara expuesta de la segunda placa de yeso.

En las Figuras 55 y 56 se observa el estado inicial y final de las placas de yeso laminado. Para tomar esas imágenes se ha quitado la cubierta lateral del portamuestras usado durante el ensayo. Podemos observar cómo ha entrado en combustión el cartón. Así mismo, puede apreciarse debido al color ligeramente ocre del yeso, que las placas han sido degradadas levemente.



Fig. 55 Sistema antes del ensayo 4



Fig. 56 Sistema después del ensayo 4

2.3 Ensayo 5

En el caso del ensayo 5 se vuelven a emplear dos placas de yeso laminado de tipo A de 13 mm de espesor distanciadas 46 mm. Esta vez las placas están rellenas con un trozo de lana de roca del mismo espesor con una densidad de 163 kg/m^3 , tal y como se observa en la Figura 57. Se introducen termopares en las distintas capas del sistema para evaluar la evolución de la temperatura con respecto al tiempo y a la posición.

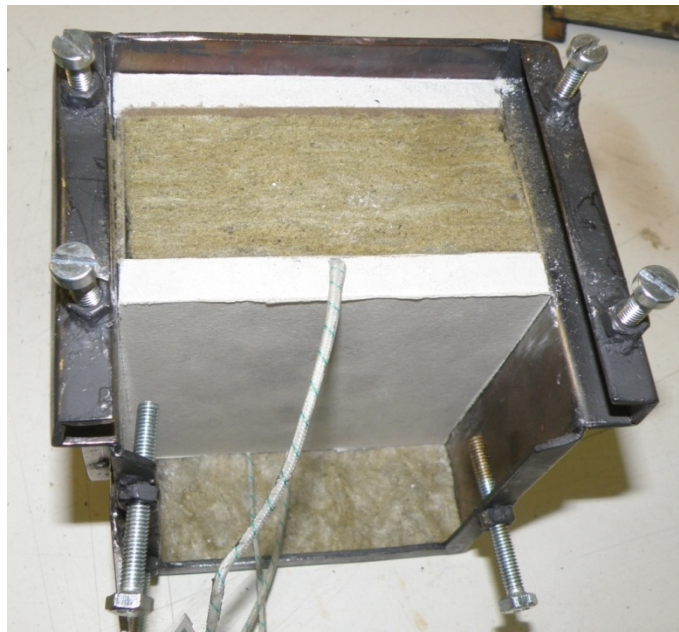


Fig. 57 Sistema de dos placas y lana antes del ensayo 5.

Se realiza el ensayo en el cono calorimétrico en posición vertical y obtenemos las temperaturas mostradas en la Figura 58. La cara expuesta directamente al flujo de calor emitido por el cono (75 kW/m^2) alcanza rápidamente una elevada temperatura, manteniéndose estable a los 735 °C . Podemos observar que en la cara interior de la placa expuesta se produce un rápido incremento de temperatura hasta aproximadamente los 80 °C .

Entonces, disminuye significativamente la velocidad de aumento de la temperatura en esta cara, hasta que alcanza los 140 °C aproximadamente, a partir de la cual sufre un gran incremento de temperatura hasta los 700 °C . Hemos de constatar que en el momento en que en la cara trasera alcanza los 80 °C , en el interior de dicha placa de yeso se está produciendo el proceso de deshidratación del yeso. Esto se deduce dado que en los ensayos termogravimétricos, la deshidratación se situaba entre los 80 °C y 250 °C . Este proceso de deshidratación es endotérmico, por lo cual absorbe energía para tener lugar, por lo que se produce una disminución de la transferencia térmica a través de la placa. Una vez la placa está completamente deshidratada se facilita el flujo de calor a través suyo. En el caso estudiado la deshidratación tiene lugar durante alrededor de 163 s , únicamente 15 s más que en el caso anterior, que tenía el mismo tipo de placas y la misma temperatura en la cara expuesta del sistema.

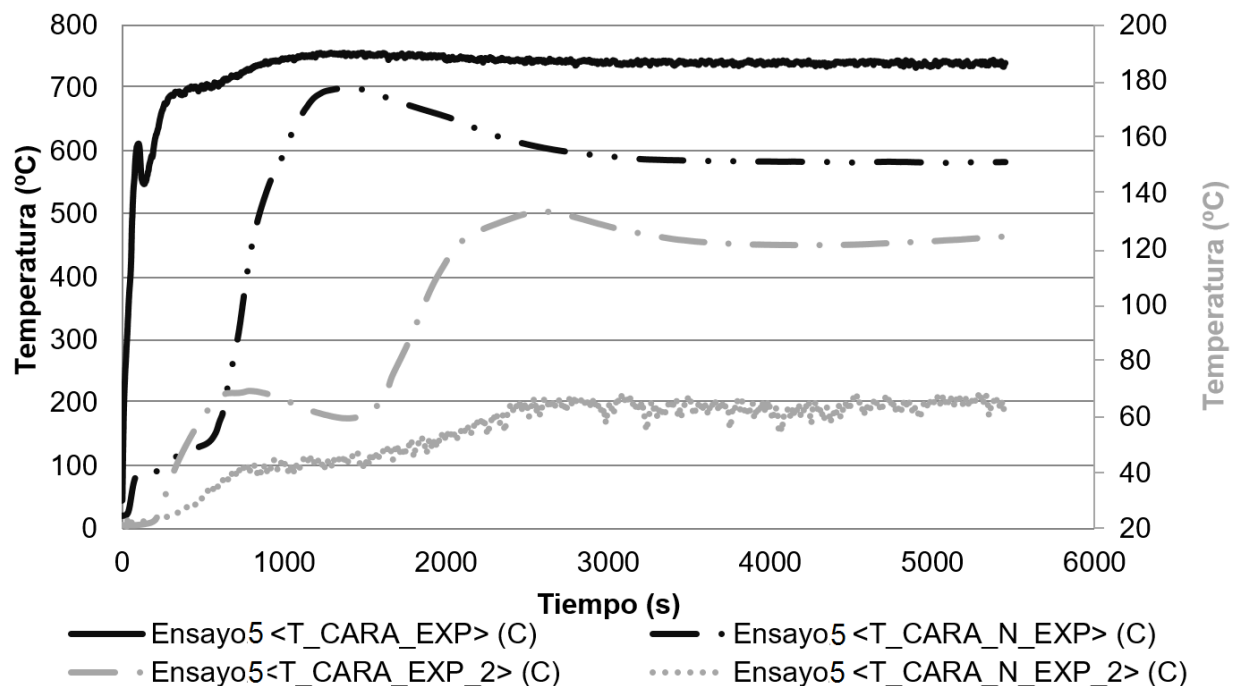


Fig. 58 Curvas de temperatura en las distintas capas del ensayo 5.

En cuanto a la segunda placa, vemos como debido a la lana, que hace de aislante del calor, solo alcanza en la cara expuesta los 130 °C, por lo que el interior de la placa no se llega a deshidratar y su cara no expuesta solo alcanza los 70 °C (Figura 58 eje secundario).

Las Figuras 59 y 60 muestran el estado final del sistema ensayado. En primer lugar, en la Figura 59 vemos el contorno del sistema, donde el color grisáceo de la placa expuesta indica que está completamente deshidratada. En la lana de roca se puede observar también su progresiva descomposición, mediante las distintas tonalidades. Se observa como las zonas centrales son las que alcanzan unas mayores temperaturas. En la Figura 60 vemos como el cartón se ha degradado completamente y la placa de yeso esa completamente fisurada. En un sistema de mayor tamaño, esta placa probablemente se hubiera desprendido debido a los esfuerzos de los perfiles y a su peso propio.

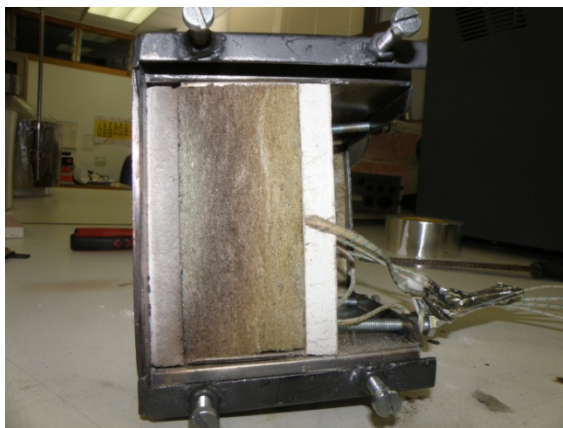


Fig. 59 Sistema después del ensayo 5



Fig. 60 Estado de la placa expuesta tras el ensayo 5

2.4 Ensayo 6

Para estudiar el flujo de calor a través del sistema en el caso de que tenga lugar un desprendimiento de la placa expuesta de yeso, se ha realizado un tercer ensayo con la misma tipología que el ensayo 5, pero con un agujero en la cara expuesta (Figura 61). Los termopares se han situado en la cara expuesta de la lana de roca, en el interior de la lana de roca (el punto medio), en la cara expuesta de la placa trasera y en la cara no expuesta del sistema.

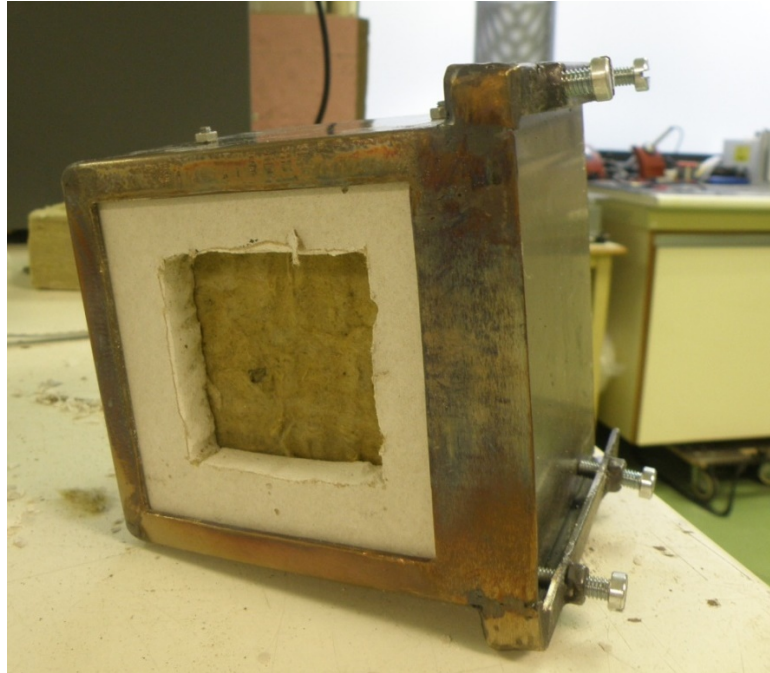


Fig. 61 Sistema de dos placas, con agujero en la expuesta, y lana antes del ensayo 5.

Los resultados del ensayo se muestran en la Figura 62. La cara expuesta alcanza una temperatura de 750 °C que se mantiene constante a lo largo del ensayo. La temperatura en el interior de la lana de roca se estabiliza entorno a los 500 °C, llegando únicamente a los 150 °C en la cara interior de la placa trasera.

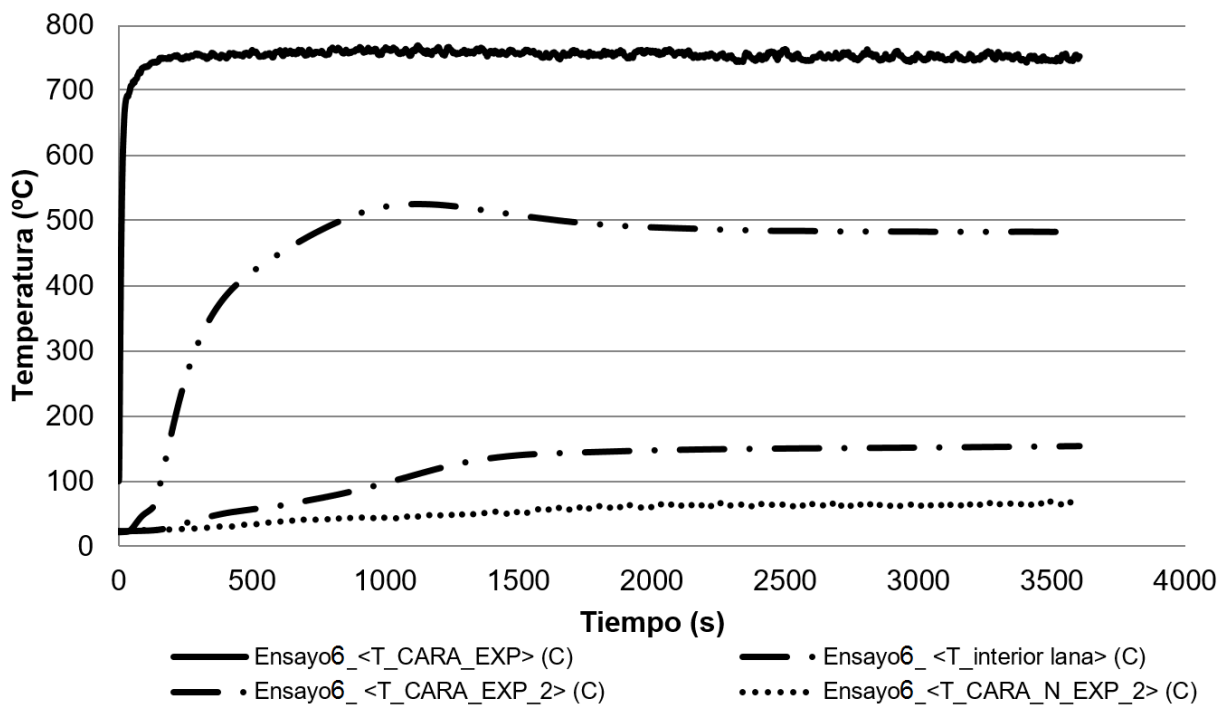


Fig. 62 Curvas de temperatura en las distintas capas del ensayo 6.

Un factor a tener en cuenta en el estudio de los resultados de los ensayos es la máxima temperatura alcanzada, que con el cono calorimétrico llegamos a valores de 750 °C, mientras que en los ensayos de resistencia al fuego se alcanzan temperaturas superiores a los 1200 °C, lo cual supone una importante diferencia, especialmente si tenemos en cuenta la transferencia térmica por radiación.

3. CONCLUSIONES DE LOS ENSAYOS

En la Figura 63 se muestra la comparación de los resultados de los tres últimos ensayos para estudiar la influencia del uso de la lana de roca. En color azul se muestran los resultados para el ensayo 4, las curvas de color negro son referidas al ensayo 5, y, por último, las curvas rojas al ensayo 6.

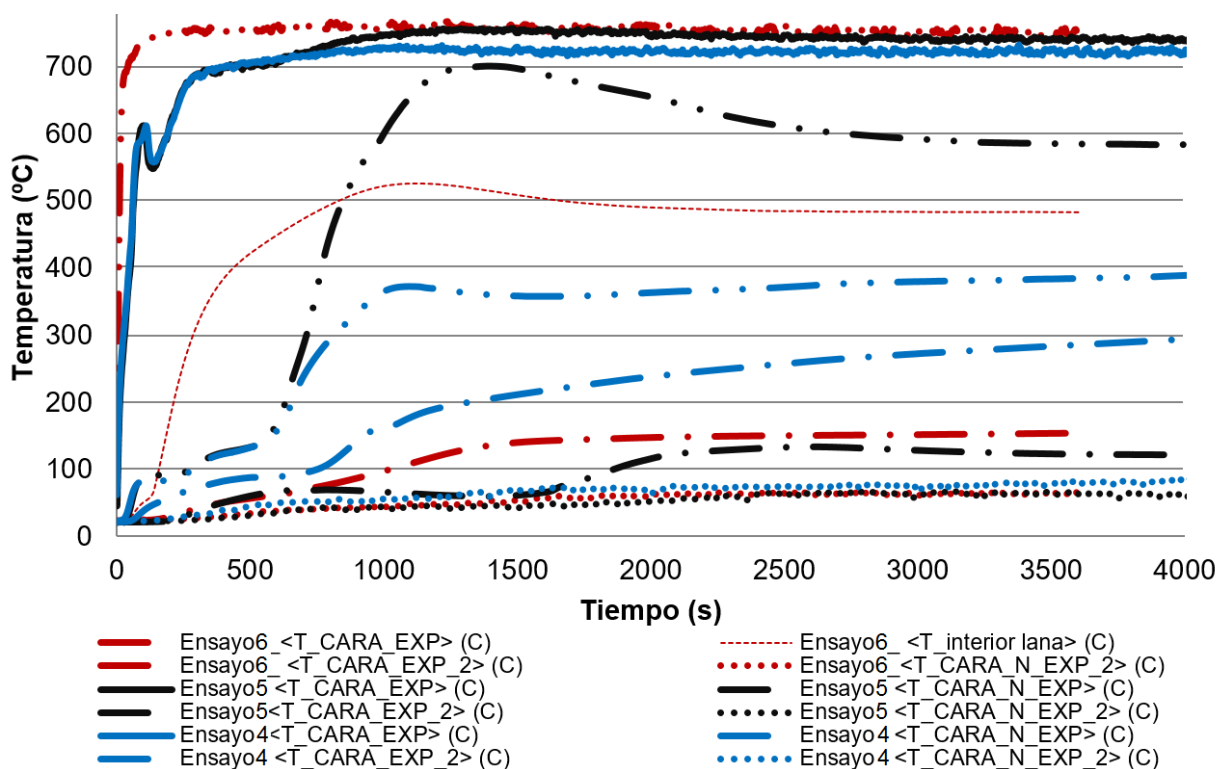


Fig. 63 Comparación de las temperaturas obtenidas en los ensayos de cono calorimétrico.

Para poder comparar mejor las curvas de temperatura, la Figura 64 muestra únicamente las curvas de temperatura en función del tiempo para la placa expuesta. Podemos observar como la temperatura en la cara expuesta de los ensayos 4 y 5 es prácticamente igual salvo en el periodo en que se muestra estacionaria. En este caso, en el ensayo 4 se obtiene una temperatura ligeramente mayor.

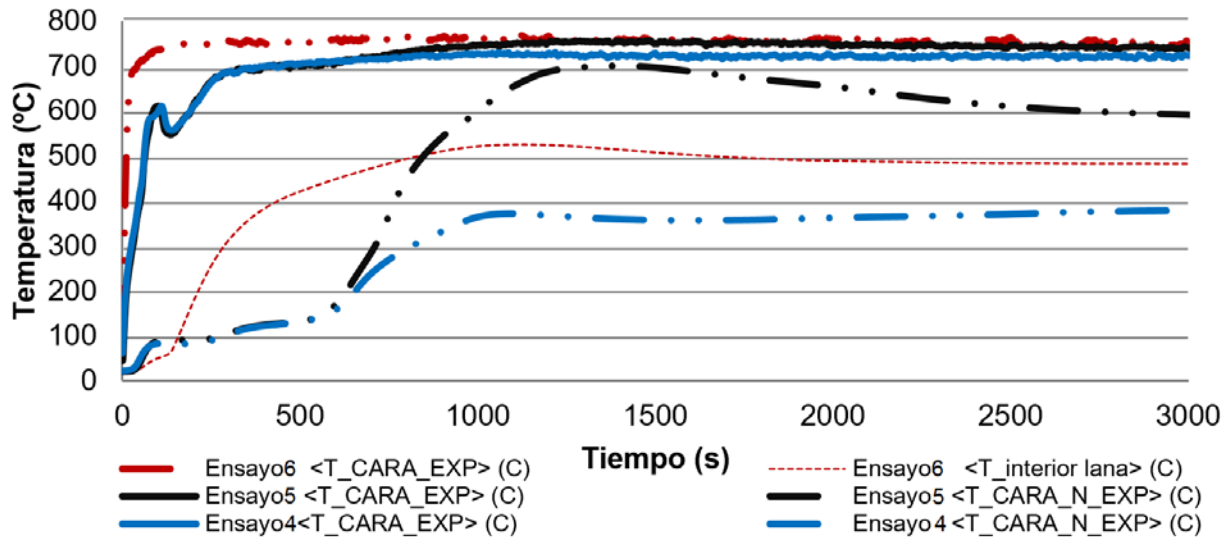


Fig. 64 Temperaturas en ambas caras de las placas expuestas de los ensayos 4 y 5 y de la cara expuesta y del interior de la lana de roca del ensayo 6.

Es en las curvas de temperatura de la cara interior donde podemos obtener las conclusiones más interesantes desde el punto de vista de la influencia de la lana de roca en la resistencia al fuego de los sistemas basados en las placas de yeso laminado. Observamos como las curvas de temperaturas son idénticas hasta los 138 °C, a los 540 s, instante en el que la temperatura de la cara interior de la placa expuesta en el ensayo 5 (con lana en el interior) se eleva en mayor medida que en el ensayo 4 (sin lana).

Esto puede deberse a que en esa primera fase de calentamiento hasta los 138 °C de la cara interior, se está produciendo la deshidratación en el interior de la muestra, por lo que este proceso endotérmico absorbe una gran parte del calor que le llega a la muestra evitando que se eleve más la temperatura en la cara interior. Sin embargo, cuando la placa de yeso se encuentra deshidratada, todo el flujo de calor que le llega del cono atraviesa la muestra. En el caso de contar el sistema estudiado con un relleno de lana de roca, el calor va a tener una mayor resistencia para su paso por lo que se almacenará una mayor cantidad de calor en la cara no expuesta de la placa expuesta, tal y como se observa en la Figura 64.

La Figura 65 muestra las temperaturas obtenidas en las caras de las placas no expuestas para los tres ensayos. En el caso de no disponer de lana, el calor pasa a través de la cámara de aire principalmente por convención (y a altas temperaturas por radiación) y llega a la placa no expuesta.

Sin embargo, en el caso de disponer del aislamiento de la lana de roca, este no deja pasar tan libremente el calor que se almacena elevando enormemente la temperatura de la placa expuesta. En este caso la transferencia de calor tiene lugar por conducción y a elevadas temperaturas también por radiación.

Como se ha podido observar en las Figuras 59 y 60, las placas expuestas quedan totalmente degradadas. Sin embargo, como estamos ante un ensayo de muestras de 100x100 mm² no hay desprendimiento de material como ocurriría en los ensayos de resistencia al fuego de 3x3 m². Si las lanas no son muy consistentes y no están bien fijadas a la placa trasera, caerían junto con la placa delantera y lo que permitiría que pase el flujo de calor, con lo cual el sistema fallará antes.

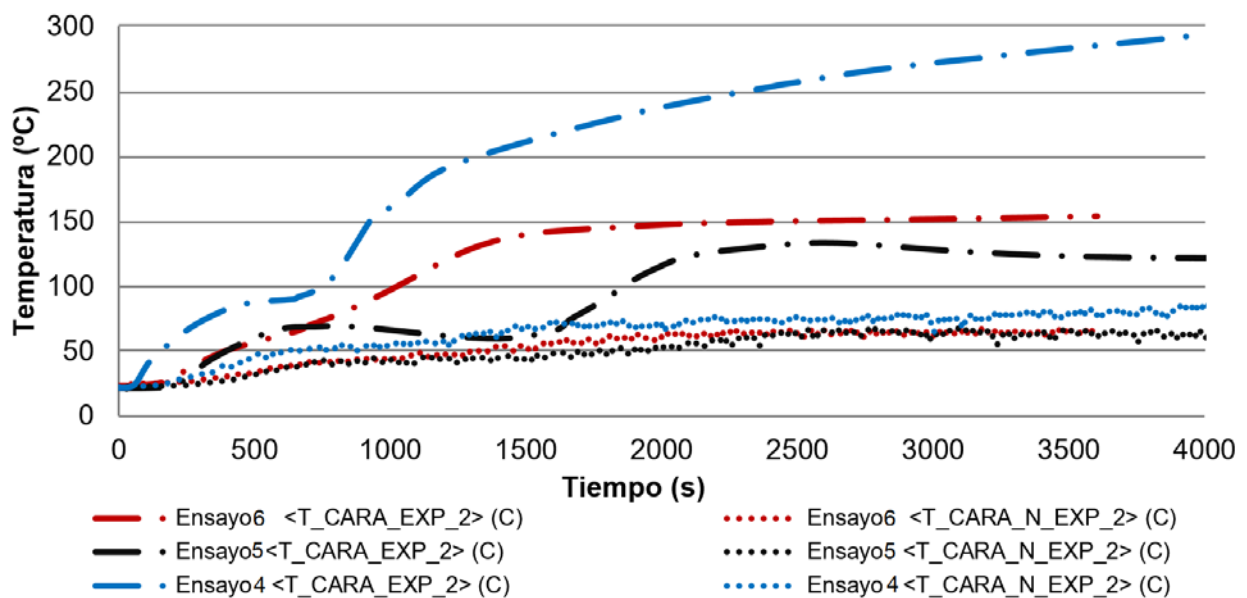


Fig. 65 Temperaturas de las caras de las placas traseras de los ensayos 4,5 y 6.

ENSAYOS NORMATIVOS DE RESISTENCIA AL FUEGO.

CAPÍTULO 5: ENSAYOS NORMATIVOS DE RESISTENCIA AL FUEGO

En este capítulo se presenta una descripción de los ensayos normativos de resistencia al fuego realizados para la validación del modelo. Se ha aplicado una nueva metodología para la obtención de los resultados experimentales, basada en el uso de una cámara termográfica para obtener la distribución de temperatura en la cara no expuesta, y de este modo obtener la temperatura y el instante real de fallo del sistema.

1. DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS NORMATIVOS DE RESISTENCIA AL FUEGO

Con objeto de poder determinar la resistencia al fuego de diversos elementos de construcción, se les somete a ensayos de resistencia al fuego basados en la norma Europea EN 1363 [1], la cual establece los principios generales para la realización de este tipo de ensayos.

La EN 520:2005+A1 [93] establece las condiciones para la clasificación de las placas de yeso laminado según su reacción al fuego sin necesidad de ensayos adicionales, y la UNE-EN 13501-2:2009+A1 [129] la clasificación en función del comportamiento frente al fuego de los productos de construcción y elementos para la edificación.

La descripción de los ensayos de resistencia al fuego de elementos no portantes está definido en la norma UNE-EN 1364 [2] [3], estando la Parte 1 dedicada a paredes y la Parte 2 a los falsos techos. Los ensayos deben realizarse en un horno de 3x3 m² cuya temperatura media (T) se ajuste a la siguiente curva normalizada (Figura 66) en función del tiempo (t):

$$T = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20$$

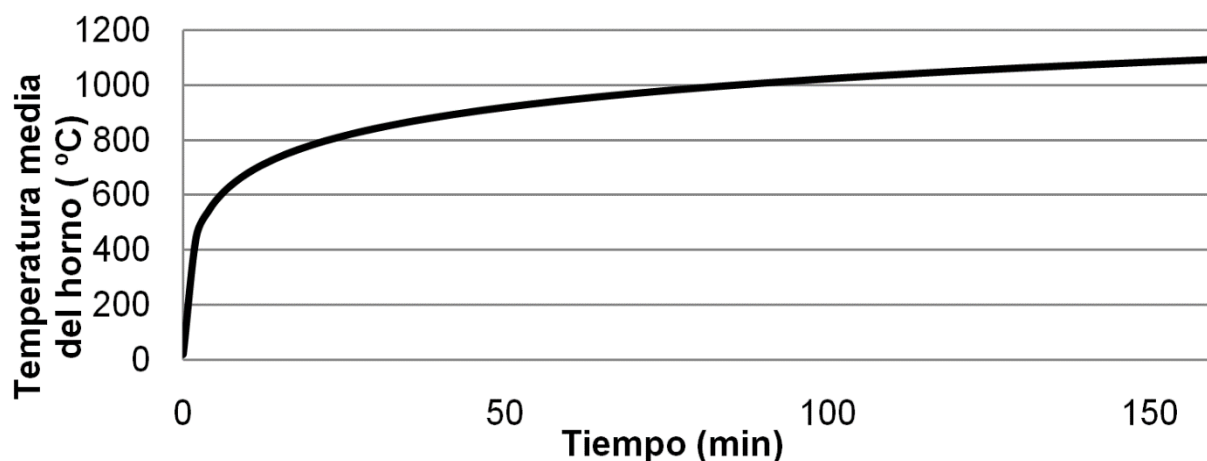


Fig. 66 Curva de temperatura del horno normalizada.

Esta curva de temperaturas se consigue empleando una serie de quemadores de gas distribuidos en el interior del horno, y se controla mediante el cálculo de las temperaturas medias obtenidas de diferentes termopares de placa como se muestra en la Figura 67. La normativa indica que el porcentaje de desviación en el área de la curva de temperatura media frente al área de la curva normalizada temperatura/tiempo debe estar dentro de los siguientes márgenes:

- | | |
|----------------------------|-----------------------|
| a) 15% | para $5 < t \leq 10$ |
| b) $[15 - 0.5(t - 10)]\%$ | para $10 < t \leq 30$ |
| c) $[5 - 0.083(t - 30)]\%$ | para $30 < t \leq 60$ |
| d) 2.5% | para $t > 60$ |

Donde:

$$d_e = \frac{A - A_s}{A_s} \times 100$$

Siendo d_e el porcentaje de desviación, A el área bajo curva del valor medio de temperatura/tiempo obtenida en el horno, A_s el área bajo curva del valor medio de temperatura/tiempo normalizado y t el tiempo en min.



Fig. 67. Interior del horno de ensayos.

La normativa define como evaluar el comportamiento del sistema analizando su capacidad portante, su integridad y su capacidad de aislamiento. La capacidad portante es evaluada mediante la medición de los minutos completos que el sistema es capaz de mantener la capacidad de soportar la carga del ensayo. En el caso del fallo por aislamiento térmico, se produce cuando tiene lugar una de las siguientes incidencias:

- La temperatura media de la cara no expuesta se incrementa en más de 140 °C por encima de la inicial.
- La temperatura de cualquier punto de la cara no expuesta se incrementa en más de 180 °C por encima de la temperatura inicial.

Por su parte un fallo del criterio de integridad se produce cuando se forman o aparecen fisuras, orificios u otras aberturas, a través de los cuales las llamas o los gases calientes pueden pasar, y que sean susceptibles de provocar un fallo inicial de la estanqueidad.

Para el desarrollo de esta tesis doctoral, se han empleado ensayos de la resistencia al fuego de elementos no portantes, con distintas tipologías de solución completa de placas de yeso laminado. Los resultados obtenidos de estos ensayos permiten estudiar el comportamiento de las placas a tamaño real en caso de incendio. Los resultados de temperatura obtenidos se han empleado para realizar la validación computacional del modelo desarrollado.

La comparación de resultados de distintos ensayos, y de los ensayos normativos frente a los ensayos a pequeña escala, permiten entender los procesos internos que tienen lugar en el sistema estudiado, pudiendo dar a conocer la causa del fallo, en caso de ocurrencia, así como las condiciones en las que ocurre el mismo. Adicionalmente, se empleó una cámara termográfica para medir la temperatura en los puntos más críticos, así como la distribución de temperaturas en la cara no expuesta.

2. RESULTADOS DE LOS ENSAYOS DE RESISTENCIA AL FUEGO REALIZADOS

Los ensayos basados en la norma UNE-EN 1364, se realizaron para cuatro tipologías diferentes de sistemas de yeso laminado. En la Tabla 11 se puede observar los diferentes ensayos empleados para la validación del modelo, así como las principales características de los mismos.

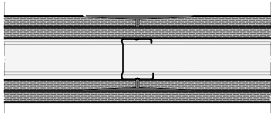
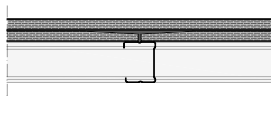
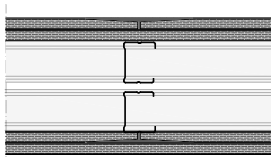
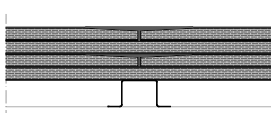
Ensayo	Temperatura Ambiente (°C)	Sistema de compartimentación	Tipo Yeso	Configuración
1	20		Tipo A	Tabiques
2	22		Tipo A	Trasdosados
3	22		Tipo F	Tabiques
4	23		Tipo F	Trasdosados

Tabla 11 Ensayos estudiados.

Las Figuras 68 y 69 muestra la distribución de los puntos de medición de las temperaturas. Las dimensiones del sistema son de 3 m de altura y 3 m anchura. C y F indican las temperaturas en la cara no expuesta del sistema; A y D son los termopares en la cara interior de las placas expuestas; y B y E son puntos situados en la cara interior de las placas no expuestas. El número de mediciones de temperatura designadas con los símbolos 'CT' se refiere a la temperatura en las placas no expuestas obtenida con la cámara termográfica.

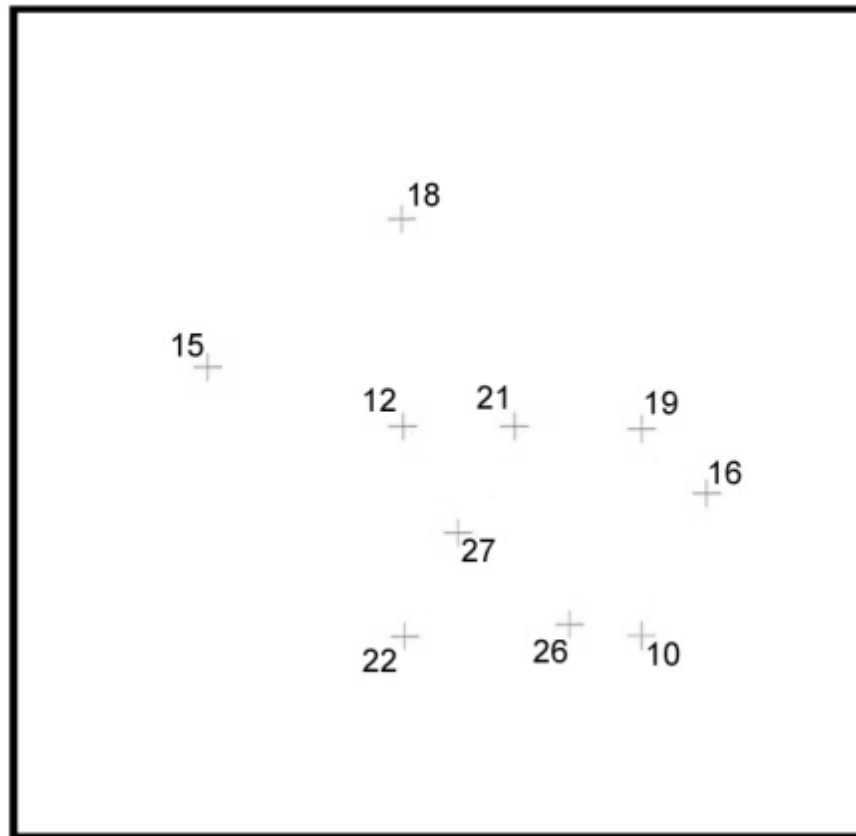


Fig. 68 Ubicación de puntos de medida de la temperatura en la cara no expuesta.

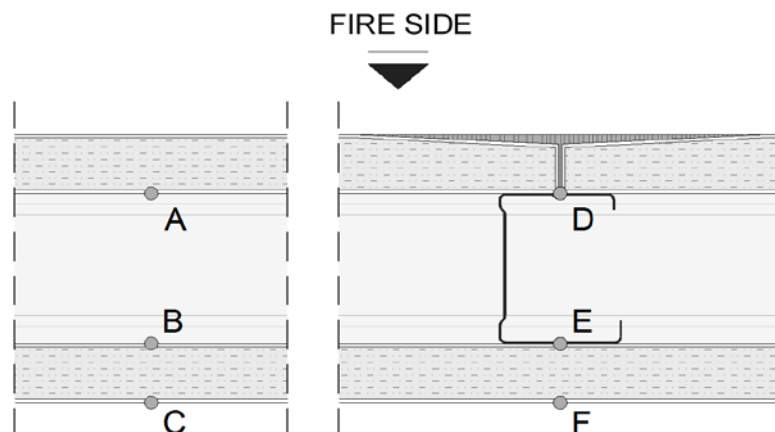


Fig. 69 Puntos de medida de las temperaturas en las distintas profundidades de los sistemas.

2.1 Ensayo de resistencia al fuego 1

En primer lugar, se presenta un sistema de yeso laminado formado por una perfilería de montantes de 46 mm de chapa galvanizada de 0.5 mm de espesor y separados por 600 mm y dos placas de 13 mm de yeso laminado de tipo A a cada lado. El núcleo interno está compuesto por una cámara de aire de 46 mm de ancho.

Las máximas temperaturas en la cara no expuesta se alcanzaron en los puntos 12 y 21 (Figura 70). En la Figura 70 podemos observar la transferencia de calor en dichos puntos, pudiéndose deducir que, pese a que en los puntos interiores se obtienen temperaturas similares, en la parte final de las curvas se observa un gran crecimiento en la temperatura en el punto 12, que es el termopar situado en placa, mientras que este gran aumento no ocurre en el termopar 21, situado en perfil. Tal y como vimos en los ensayos a pequeña escala, este aumento final de la temperatura también sucedía a pequeña escala, donde los esfuerzos mecánicos de flexión o compresión se podían despreciar.

Esta coincidencia demuestra que el crecimiento de la temperatura en la cara no expuesta durante los ensayos normativos de resistencia al fuego, no se deben a la fisuración de las placas ni a la caída de las mismas, sino que se debe a un proceso térmico, como es la completa deshidratación del yeso.

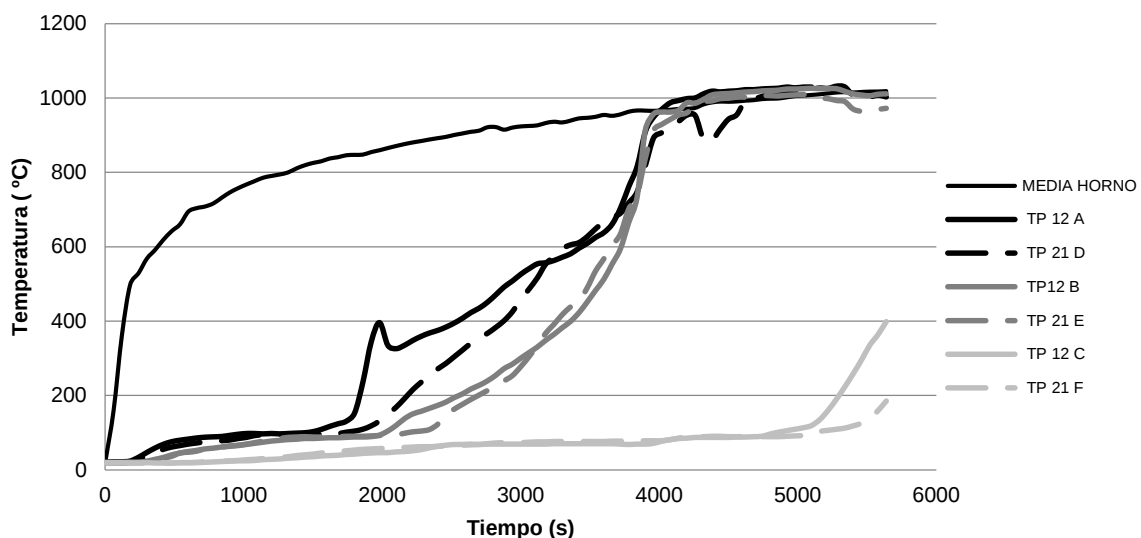


Fig. 70 Ensayo 1: Temperaturas en los puntos de medida 12 y 21.

Podemos observar cómo debido al proceso interno de deshidratación del yeso, las temperaturas en todos los puntos (21 y 12) registradas en las distintas profundidades presentan una zona constante en la curva de temperatura con un valor de en torno a 100 °C. Esto, tal y como se ha observado en los ensayos experimentales simplificados incluidos en el capítulo 4, se debe a que el yeso absorbe el calor que le llega evitando una mayor transferencia de calor a través suyo [130].

En la Figura 71 se recogen con mayor detalle las curvas de temperaturas en la cara no expuesta. Podemos observar claramente dos zonas de la degradación del sistema a temperaturas constantes, entre los 2600 s, aproximadamente, hasta los 4000 s, a unas temperaturas de en torno a los 75°C en el punto de medida TP 12C y 76 °C para el termopar en TP 21F. A los 4000 s, comienza a aumentar la temperatura en ambos puntos hasta los 89 °C, para comenzar el aumento de temperatura que dará lugar al fallo en el punto de medida TP 12C a los 4800 s. Vemos que, debido al puente térmico generado por el perfil, la temperatura es mayor en el termopar situado en línea con los perfiles a lo largo de todo el ensayo, hasta que llegamos a la parte final en la cual la transferencia térmica por radiación va ganando peso hasta producir el fallo.

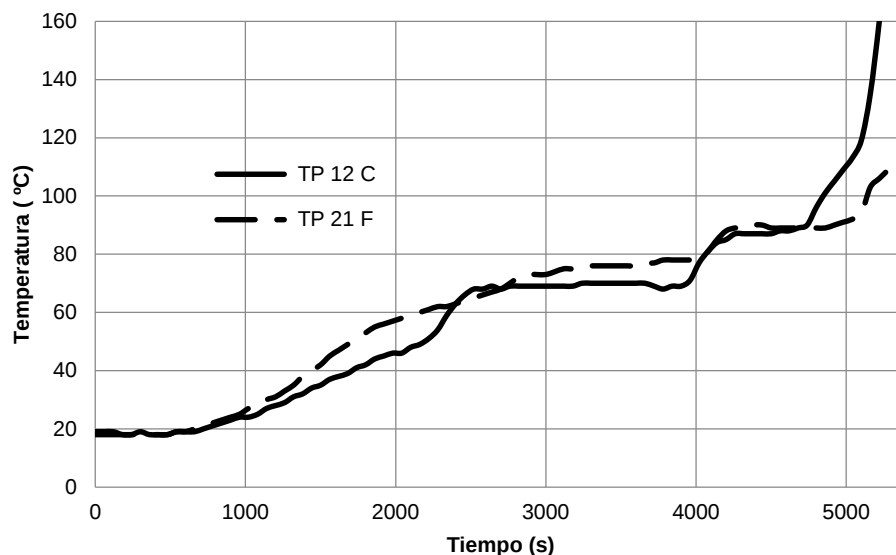


Fig. 71 Ensayo 1: Temperaturas en los puntos 12C y 21F.

Para conocer la distribución de temperatura durante el ensayo en todos los puntos de la cara no expuesta, se ha empleado una cámara termográfica. La Figura 72 muestra la distribución de

temperaturas en la cara no expuesta del sistema a los 95 min. Puede observarse como las temperaturas más elevadas del sistema se concentran en la zona central.

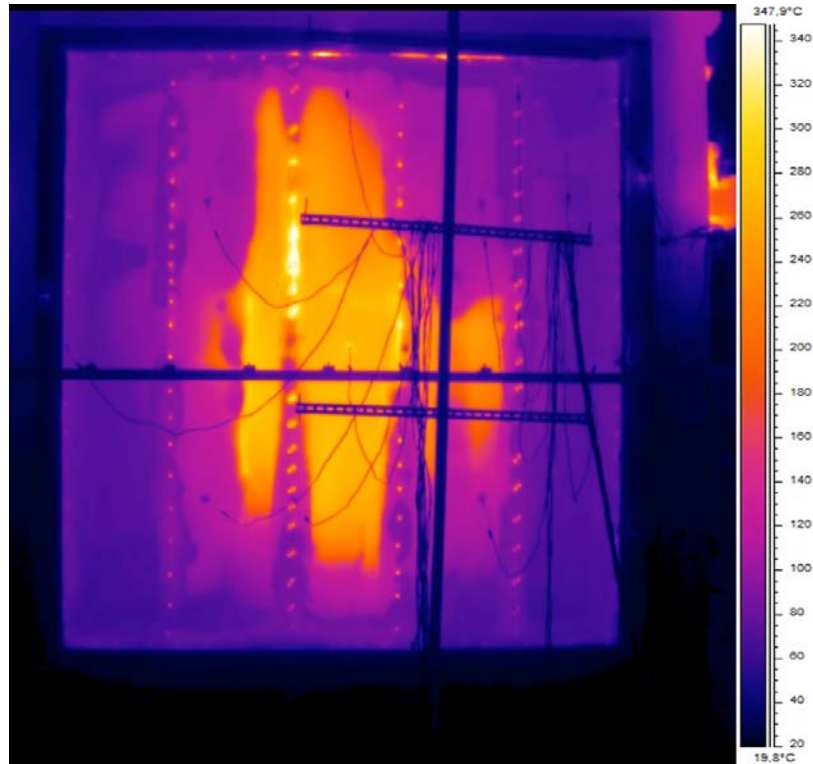


Fig. 72 Ensayo 1: Distribución de la temperatura a los 95 min. [347.9 – 19.8 °C]

2.2 Ensayo de resistencia al fuego 2

El sistema recogido en el ensayo 2 consiste en un trasdosado formado por dos placas de yeso laminado tipo A de 13 mm de espesor. La temperatura ambiente durante el ensayo fue de 22 °C.

En la Figura 73 se muestran las temperaturas críticas normalizadas obtenidas en la cara no expuesta del sistema. De los puntos críticos, CT18, 12A y 21F, el CT18 se obtuvo mediante la cámara termográfica y es el que muestra la temperatura más crítica. Podemos ver como la zona más restrictiva falla a los 2275 s mientras que el primer termopar lo hace a los 2585 s, más de 5 minutos después. Esto indica la importancia del uso de la cámara termográfica en los ensayos de resistencia al fuego, ya que permite obtener el valor real de resistencia, mientras que, si únicamente se emplean termopares, el valor obtenido depende de la posición de los mismos.

Observamos claramente en las curvas de temperatura el efecto de la deshidratación del yeso, hasta que en torno a los 1500 s comienza el aumento de la temperatura en la cara no expuesta que dará lugar al fallo del sistema.

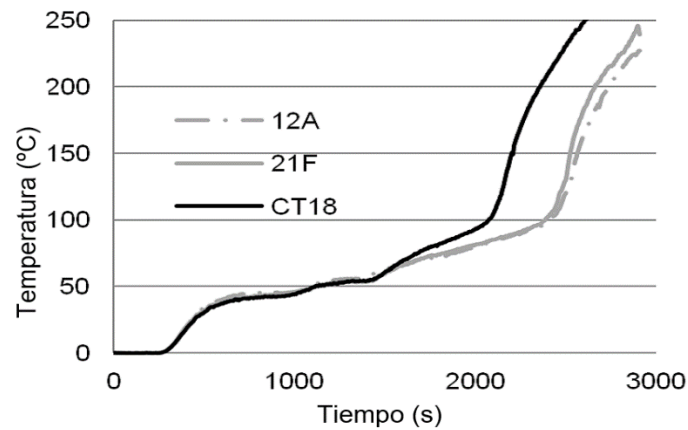


Fig. 73 Ensayo 2: Temperaturas críticas en la cara no expuesta.

En la Figura 74 se puede observar la fisura en la cara no expuesta que da lugar al fallo del sistema. La Figura 75 muestra el estado de la cara expuesta tras el ensayo. Puede observarse claramente la caída de trozos de las placas en distintas zonas del sistema.



Fig. 74 Ensayo 2: Fallo del sistema.



Fig. 75 Ensayo 2: Sistema tras el ensayo.

En la Figura 76 se muestra una imagen tomada durante el ensayo con la cámara termográfica, podemos observar claramente la distribución de las temperaturas, así como la zona crítica de

rotura, donde se produce una fisura térmica que va extendiéndose hasta hacer fallar el ensayo al acercarse a uno de los termopares.

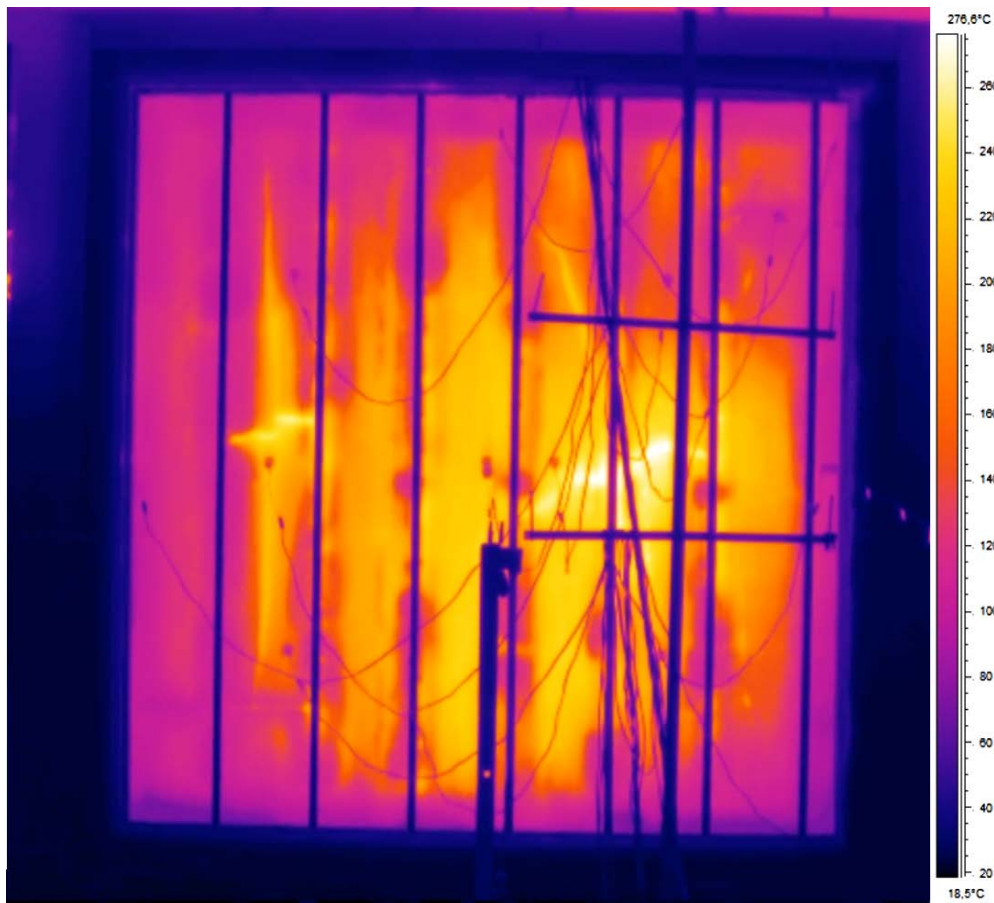


Fig. 76 Ensayo 2: Distribución de la temperatura a los 45 min [18.5-376.6°C].

2.3 Ensayo de resistencia al fuego 3

El ensayo 3 consiste en una solución de tabique formada por 4 placas de yeso laminado de 15 mm de espesor de tipo F, con un núcleo interno entre cada par de placas compuesto por una cámara de aire de 92 mm. La temperatura ambiente durante el ensayo fue de 22 °C.

La Figura 77 muestra las máximas temperaturas en la cara no expuesta, que vuelven a situarse en las zonas centrales del sistema. En este caso al estar formado el sistema por un total de 4 placas y una cámara de aire de 92 mm, el valor de temperatura constante que se alcanza en la cara no expuesta debido a la deshidratación es ligeramente menor que en los casos anteriores, en torno a los 60 ° C, frente a los cerca de 70 ° C en el caso anterior con únicamente dos placas de yeso laminado.

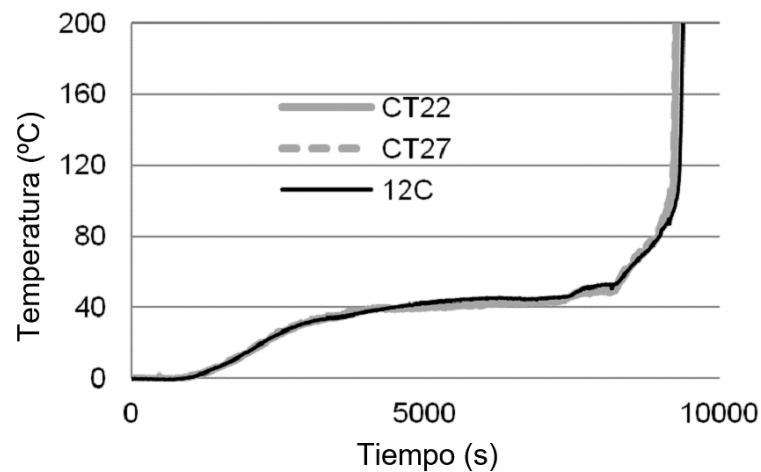


Fig. 77 Ensayo 3: Temperaturas críticas en la superficie no expuesta.

En la Figura 78 se muestra la distribución de la temperatura en la cara no expuesta a los 155 min. Podemos observar como la zona de fallo se sitúa en la parte inferior de la zona central.

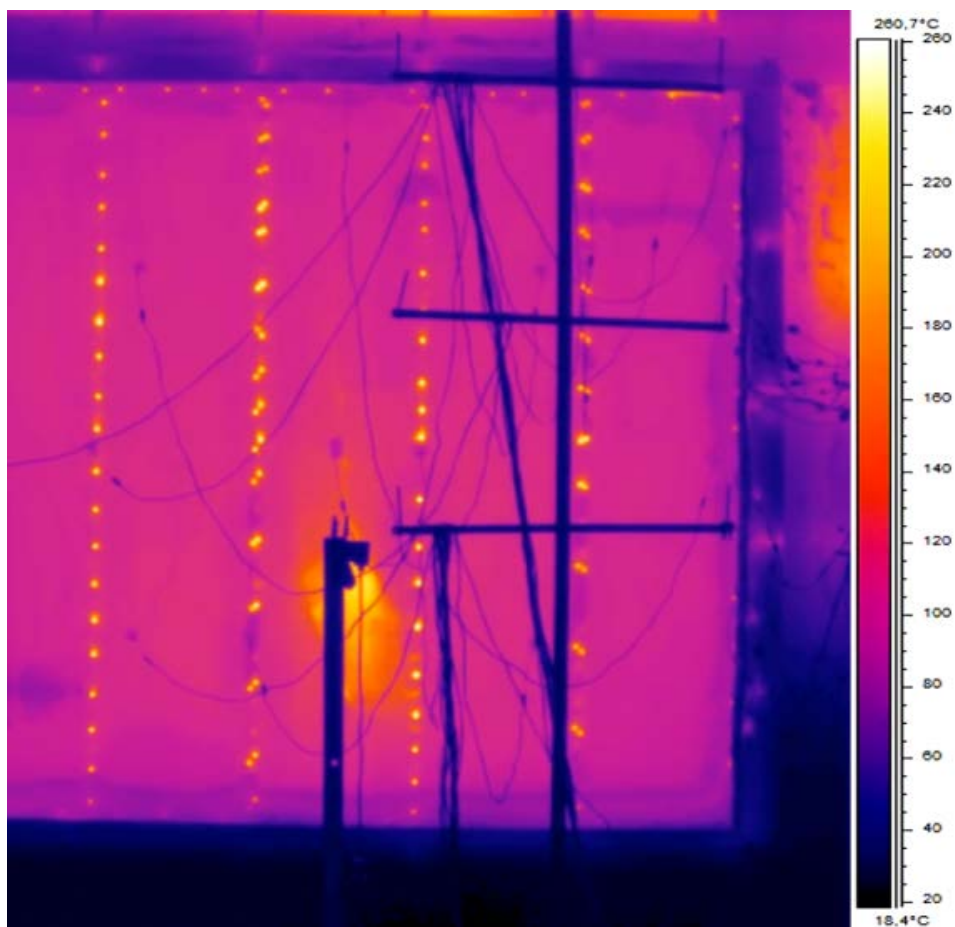


Fig. 78 Ensayo 3: Distribución de temperatura en la cara no expuesta a los 155 min [260.7 – 18.4 °C].

2.4 Ensayo de resistencia al fuego 4

El cuarto ensayo consistió en un trasdosado formado por 4 placas de yeso laminado tipo F de 15 mm de espesor sin cámara de aire en el interior. La temperatura ambiente registrada al inicio del ensayo fue de 23 °C.

La Figura 79 muestra los valores críticos de temperatura en la cara no expuesta. En este caso los puntos donde falla inicialmente el sistema fueron detectados con la cámara termográfica. Esto revela la importancia de emplear cámara termográfica en los ensayos de resistencia al fuego para esclarecer la temperatura real de fallo del sistema.

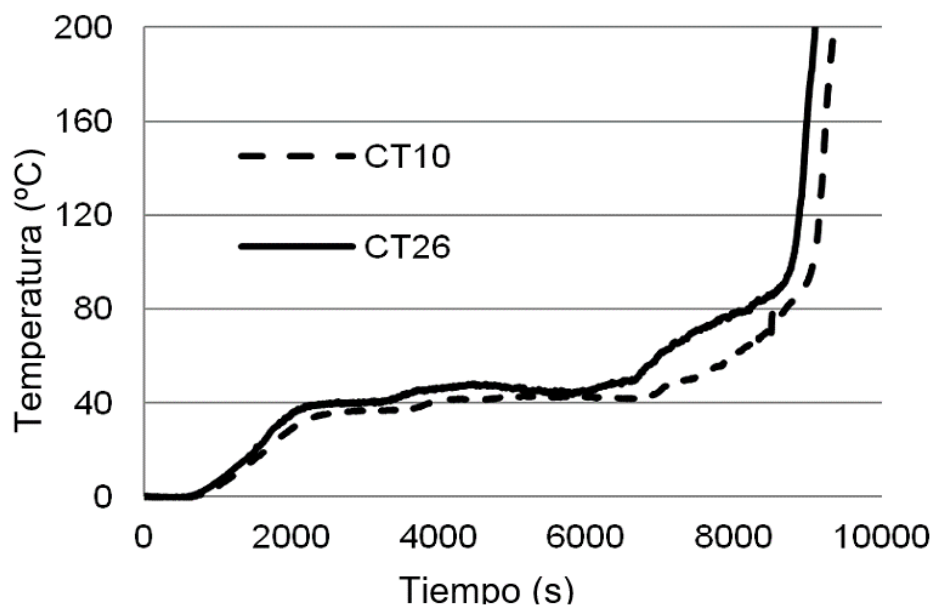


Fig. 79 Ensayo 4: Temperaturas críticas en la cara no expuesta.

La Figura 80 muestra la distribución de la temperatura en la cara no expuesta del sistema a los 165 min.

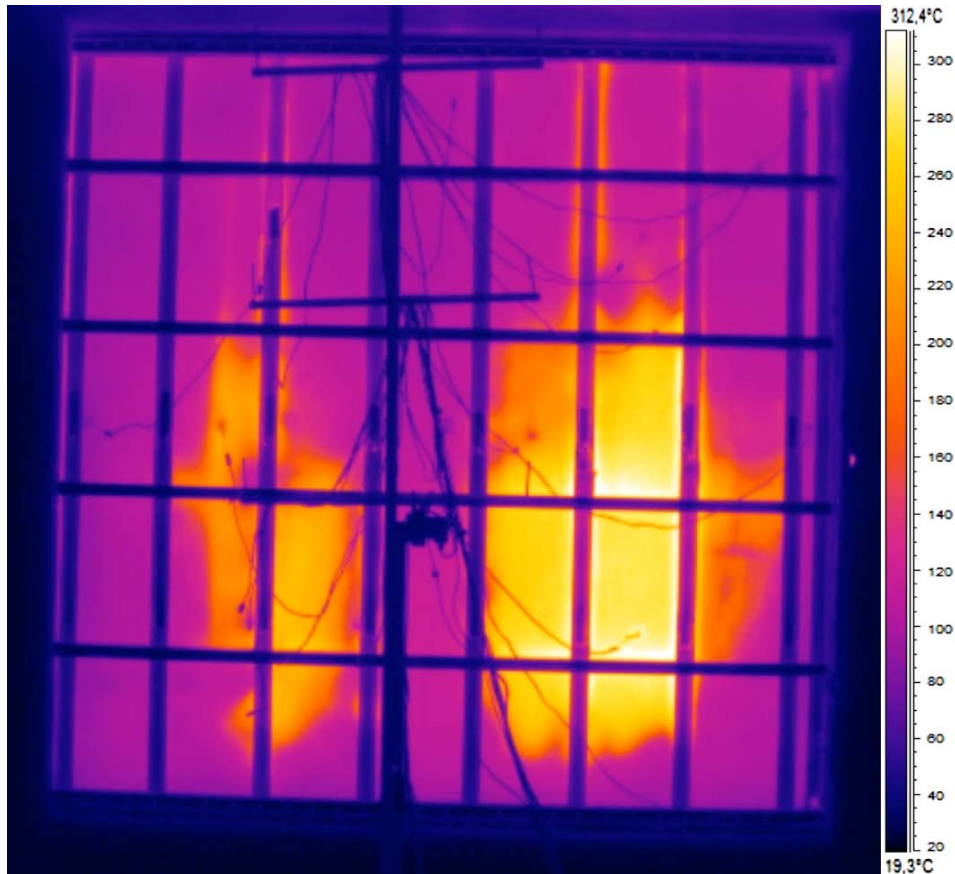


Fig. 80 Ensayo 4: Distribución de temperatura en la cara no expuesta a los 165 min [312.4 – 19.3°C]. Ensayo 4.

3. EFECTO DE LA CÁMARA DE AIRE

La Figura 81 muestra la comparación de las temperaturas de fallo en los sistemas 3 y 4. Ambos sistemas están formados por 4 placas de yeso laminado de tipo F, con la diferencia de que en el ensayo 3 había una cámara de aire de 92 mm de espesor y en el ensayo 4 todas las placas estaban juntas. Como podemos observaren la figura, la cámara de aire retrasa ligeramente el comienzo de la deshidratación del yeso, sin embargo, el fallo final se produce únicamente 205 s más tarde.

Esto se debe a que, pese a que la cámara de aire tiene un papel fundamental en la eficiencia energética del sistema al evitar la pérdida de calor a bajas temperaturas, cuando las temperaturas que afectan al sistema son suficientemente elevadas es la transferencia de calor por radiación la que afecta al sistema y la cámara de aire no es tan eficaz.

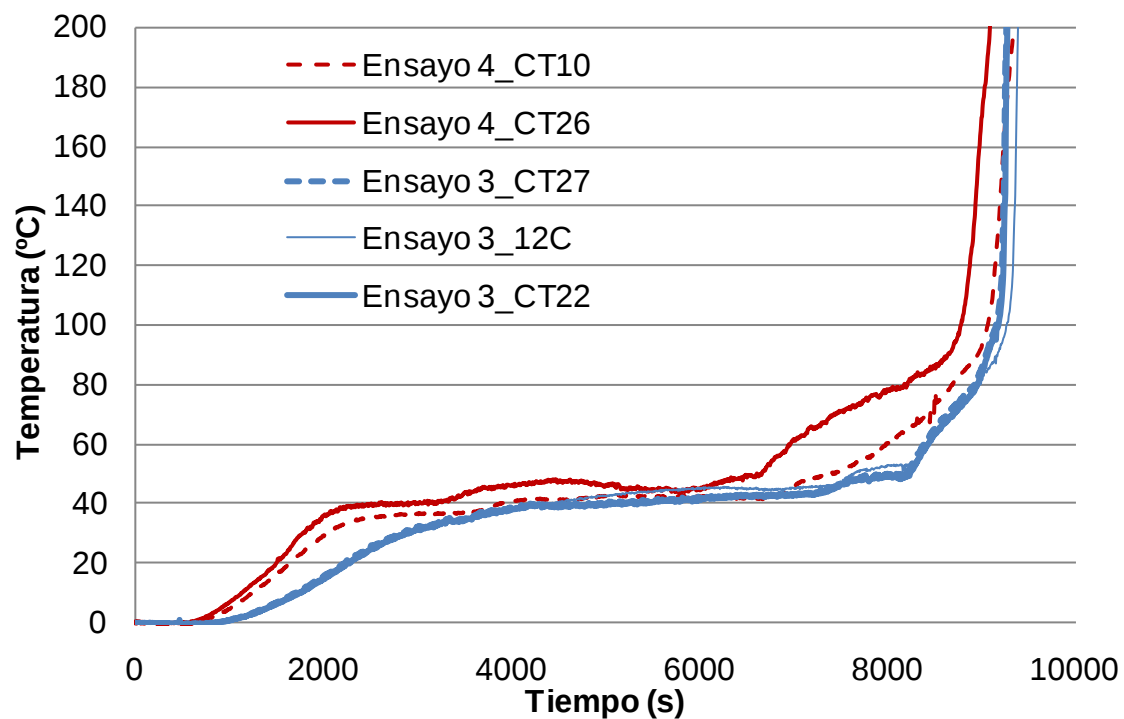


Fig. 81 Comparación temperaturas de fallo de los ensayos 3 y 4.

MODELADO COMPUTACIONAL DE LA RESISTENCIA AL FUEGO DE ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN.

CAPÍTULO 6: MODELADO COMPUTACIONAL DE LA RESISTENCIA AL FUEGO DE ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN

En el presente capítulo se incluye la descripción del modelo de simulación computacional empleado, el cual se ha elaborado basándose en las hipótesis planteadas y los resultados de los ensayos de termogravimetría con el objetivo de predecir la respuesta de los sistemas de compartimentación ante los ensayos de resistencia al fuego.

1. MODELO DE SIMULACIÓN COMPUTACIONAL DE INCENDIOS FDS

En esta tesis se ha seleccionado el modelo de simulación computacional de incendios ‘Fire Dynamics Simulator (FDS)’ [45], desarrollado por el Building and Fire Research Laboratory del National Institute of Standards and Technology – NIST (USA) con la colaboración del VTT Building and Transport (Finlandia). Este software de modelado computacional ha sido ampliamente empleado en el estudio de la dinámica del incendio, de la descomposición térmica de distintos tipos de materiales y en el estudio de la transferencia térmica, permitiendo simular distintos tipos de reacciones que tienen lugar en los materiales al someterlos a un flujo de calor.

FDS es un programa en base Fortran 90, que resuelve las ecuaciones que gobiernan los fenómenos de la dinámica de fluidos. Para generar las imágenes y animaciones que se obtienen a partir de los resultados obtenidos por el modelo se emplea el programa Smokeview [131] (escrito en lenguaje de programación C/OpenGL). Tal como se mencionó anteriormente, la versión empleada en la Tesis es la 5. Se trata de un modelo de dinámica de fluidos computacional (Computational Fluid Dynamics - CFD) que permite reproducir el fenómeno del incendio en recintos cerrados, a través de la resolución de una forma de las ecuaciones de Navier-Stokes adecuada para aplicaciones con bajo número de Mach.

Las derivadas parciales de las ecuaciones de conservación de la masa, el momento y la energía se aproximan en diferenciales finitos y la solución se ofrece en el tiempo en una rejilla tridimensional rectilínea. La radiación se calcula en base a técnicas de volúmenes finitos. Además, se emplean partículas lagrangianas para simular el movimiento de los humos y de las gotas de los sprinklers.

FDS se emplea ampliamente para modelizar distintos fenómenos asociados a la ciencia y tecnología del incendio como son el transporte de calor y combustión de productos por causa de un incendio, la transferencia de calor por conducción, radiación y convección, la descomposición térmica de materiales, el crecimiento del incendio y propagación de llamas, la activación de sprinklers y detectores de humo y calor, y la supresión del incendio por sistemas de sprinklers y rociadores, entre otros.

El software calcula las distintas propiedades de los sólidos o gases, como la temperatura, densidad, presión, velocidad, composición química, etc., dentro de cada celda en que se divide el dominio computacional y en cada discretización de tiempo. Cuanto más pequeño es el tamaño de las celdas y el paso temporal más exactitud debiera obtenerse. Además, FDS calcula en las superficies sólidas la temperatura, flujos de calor, velocidad de combustión, velocidad de pérdida de material, y otros parámetros.

Para la fase gas se analizan en los resultados del modelo la temperatura, la velocidad de los fluidos, la concentración de especies presente (vapor de agua, CO, CO₂, N₂), la concentración de humos y estimación de la visibilidad, la presión, la velocidad de cesión de calor por unidad de volumen, la fracción de mezcla (ratio aire/combustible), la densidad de los gases, etc.

FDS permite predecir otras variables asociadas a la interacción entre la fase gas y fase sólida, tales como, las temperaturas interiores y exteriores de los materiales y superficies, flujos de calor por radiación y convección, velocidad de combustión, la velocidad de cesión de calor total, etc.

1.1 Ecuaciones que gobiernan el modelo

FDS es un software de dinámica de fluidos computacional (CFD) que permite modelar y simular el fenómeno del incendio. Para ello emplea las ecuaciones de conservación de la masa, de las especies, del momento y de la energía, junto con la ecuación de estado de los gases ideales y submodelos específicos para la representación del fenómeno del incendio (submodelo de combustión, de radiación, de condiciones de contorno, etc.).

1.1.1 Modelo hidrodinámico

FDS se basa en la resolución de las ecuaciones de Navier-Stokes para baja-velocidad, lo que permite la simulación del flujo térmico conducido, con especial atención al humo y al transporte de calor en fuegos. Las ecuaciones de Navier-Stokes consisten en un conjunto de ecuaciones en derivadas parciales no lineales que describen el movimiento de un fluido [132]. Estas ecuaciones gobiernan la atmósfera terrestre, las corrientes oceánicas y el flujo alrededor de vehículos o proyectiles y, en general, cualquier fenómeno en el que se involucren fluidos newtonianos, que son aquellos cuya viscosidad puede considerarse constante con el tiempo.

Estas ecuaciones se obtienen aplicando los principios de conservación de la mecánica y la termodinámica a un volumen de fluido, con lo que se obtiene la llamada formulación integral de las ecuaciones. Para llegar a su formulación diferencial se manipulan aplicando ciertas consideraciones, principalmente aquella en la que los esfuerzos tangenciales guardan una relación lineal con el gradiente de velocidad (ley de viscosidad de Newton). De este modo se obtiene una formulación diferencial.

Dado que no se dispone de una solución general para ecuaciones en derivadas parciales no lineales, estas ecuaciones se deben resolver a través de métodos numéricos. El algoritmo empleado por FDS para su resolución se basa en un esquema predictor-corrector, con una exactitud de segundo orden en el espacio y tiempo.

Las turbulencias son tratadas según la forma de Smagorinsky de simulación de grandes remolinos (*Large Eddy Simulations* - LES), en la cual, los grandes remolinos son tratados directamente por la computadora y los procesos disipativos de la sub-rejilla son modelados.

Existe la posibilidad de diseñar una simulación numérica directa (DNS), en la cual los términos disipativos son calculados directamente, si la rejilla numérica es suficientemente refinada. La técnica LES resuelve las ecuaciones de Navier-Stokes después de aplicar un filtrado espacial, lo que es similar a hacer un promedio en el tiempo.

Dependiendo de la anchura de las celdas de la malla numérica empleada, LES puede capturar las fluctuaciones más importantes en gran escala de las cantidades del flujo (explícitamente), dejando solamente las escalas relativamente pequeñas para modelarse empíricamente (modelado usando un modelo de sub-rejilla). Cuanto más fino es el tamaño de la rejilla, mejor es la resolución de las escalas de turbulencia, y menos importantes son las asunciones del modelado.

El método DNS resuelve las ecuaciones completas de Navier-Stokes sin ningún modelo para el movimiento turbulento, ya que todas las escalas de la turbulencia son determinadas explícitamente. Este modelo tiene como limitación el gran tiempo de cómputo necesario para su resolución, lo que limita su uso a estudios muy simples de carácter académico.

1.1.1.1. Conservación de la masa

La ecuación general de conservación de masa establece que la variación de la masa dado un determinado volumen de control debe estar en equilibrio con la tasa neta de entrada de masa debido a convección y la generación de masa en el mismo.

En el caso de una situación de flujo en equilibrio, la ecuación de conservación de la masa establece que flujos del interior deben salir al exterior. Para el caso más general dicha ecuación se queda representada por:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{u} = \dot{m}_b'''$$

Donde $\frac{\partial \rho}{\partial t}$ describe los cambios de densidad con el tiempo, $+\nabla \cdot \rho \vec{u}$ define la convección de masa y $\dot{m}_b'''$ es la producción de masa por unidad de volumen. $\vec{u}$ es el vector que describe la velocidad en las direcciones u , v y w .

1.1.1.2. Conservación de especies

En presencia de un vector velocidad $\vec{u}$, la conservación de la fracción de masa Y de la especie química i viene dada por:

$$\frac{\partial \rho Y_i}{\partial t} + \nabla \cdot \rho Y_i \vec{u} = \nabla \cdot \rho D_i \nabla Y_i + \dot{m}_i''' + \dot{m}_{b,i}'''$$

Donde $\frac{\partial \rho Y_i}{\partial t}$ representa la acumulación de especies debido al cambio de la densidad con el tiempo, y $\nabla \cdot \rho Y_i \vec{u}$ la entrada y salida de especies del volumen de control debido a convección. El término de la derecha proporciona la entrada o salida de especies del volumen de control debido a difusión y la tasa de producción de especies particulares creadas en el volumen de control debido a reacciones químicas.

1.1.1.3. Conservación del momento

La ecuación de conservación del momento deriva de la aplicación de la segunda ley de Newton del movimiento, que establece que la variación del momento de un elemento fluido es igual a la suma de las fuerzas que actúan sobre él. Para ello se equilibran las fuerzas internas en el fluido con las fuerzas externas aplicadas sobre el volumen de control. Estas fuerzas incluyen la presión p , gravedad g , un vector de fuerza externo $\vec{f}$ (asociado con las partículas de los sprinklers que penetran en el volumen de control) y una medida del tensor de tensiones viscosas τ actuando dentro del volumen de control. La ecuación se escribe como:

$$\frac{\partial \rho \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{u} \vec{u} = -\nabla p + \rho \vec{f}_T + \nabla \cdot \tau_{ij}$$

De entre estas fuerzas la más importante es la gravedad porque representa la influencia del movimiento en el flujo.

1.1.1.4. Conservación de la energía

La ecuación de conservación de la energía es la primera ley de la termodinámica que establece que el incremento de energía dentro de un volumen de control es igual al calor añadido menos el trabajo debido a la expansión.

O lo que es lo mismo, que la velocidad de cambio de la energía dentro de un elemento del fluido, junto con la velocidad del trabajo realizado sobre el elemento por las fuerzas corporales y superficiales, es igual al flujo neto de calor hacia y desde el elemento. En FDS, la conservación de la energía se expresa de la forma:

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \nabla \cdot \rho h \vec{u} = \frac{Dp}{Dt} + \dot{q}''' - \nabla \cdot \bar{q}_r + \nabla \cdot k \nabla T + \nabla \cdot \sum_l h_l (\rho D)_l \nabla Y_l$$

Los términos de la parte izquierda de la ecuación representan la velocidad de cambio de la entalpía como medida de la energía en el volumen de control del fluido, tanto dependiente del tiempo como del movimiento del propio fluido, mientras que los términos de la parte derecha representan tanto la ganancia como la pérdida de energía.

Entre los términos que se incluyen está $\frac{Dp}{Dt}$ que es el del trabajo ejercido por la presión del fluido, $\dot{q}'''$ la velocidad de cesión de calor por unidad de volumen, $\nabla \cdot \bar{q}_r$ el vector de flujo de calor radiativo, $\nabla \cdot k \nabla T$ el flujo de calor conductivo y $+\nabla \cdot \sum_l h_l (\rho D)_l \nabla Y_l$ el flujo energético producido por la difusión de las especies.

1.1.1.5. Ecuación de estado

Las ecuaciones de conservación se complementan con la ecuación de estado relacionada con las variables termodinámicas. En FDS la ecuación de estado es de la forma:

$$p_0 = R \rho T \sum_l \frac{Y_l}{M_l}$$

1.1.2 Modelo de radiación térmica

FDS realiza una aproximación a un volumen finito para resolver la ecuación de transporte radiativo (RTE) en un gas gris que no pueda salir de él para computar el flujo radiativo. Dado que la radiación depende de la intensidad de la temperatura esto puede afectar a la exactitud del flujo de calor debido a la radiación calculado en estas celdas en particular.

Por otra parte, fuera de la zona de la llama hay una mayor confianza en la temperatura procesada, y la ecuación original para el término en superficie puede asumirse que es el ideal. Las ecuaciones utilizadas para calcular el término en superficie son:

$$\kappa I_b = \begin{cases} \kappa \sigma \frac{T^4}{\pi} & \text{en el exterior de la zona de llamas} \\ \max\left(\chi_r \frac{q'''}{4\pi}, \kappa \sigma \frac{T^4}{\pi}\right) & \text{en el interior de la zona de llamas} \end{cases}$$

Donde

σ es la constante de Stefan-Boltzmann,

q''' es el HRR por unidad de volumen,

χ_{rad} la fracción local de ese HRR emitido en forma de radiación térmica.

κ es el coeficiente de absorción local y es dependiente de la fracción de mezcla y la temperatura, y se determina mediante un sub-modelo implementado en FDS llamado RADCAL.

Para calcular la transferencia del calor por radiación a los sólidos se supone que la radiación térmica de los gases que rodean al material es absorbida dentro de una capa infinitamente delgada en la superficie de la obstrucción sólida, entonces el flujo neto de calor por radiación es la suma de las componentes entrantes y salientes, $\dot{q}_r'' = \dot{q}_{r,in}'' - \dot{q}_{r,out}''$, siendo:

$$\dot{q}_{r,in}'' = \varepsilon \int_{s' \cdot n_w < 0} I_w(s') |s' \cdot n_w| d\Omega$$

$$\dot{q}_{r,out}'' = \varepsilon \sigma T_w^4$$

Sin embargo, muchos materiales comunes no tienen espesor óptico infinito, sino que la radiación penetra en el material a cierta profundidad. El transporte radiativo en el sólido puede ser descrito entonces como la fuente de calor, $\dot{q}_s'''$. Un modelo de "dos flujos", basada en la aproximación Schuster-Schwarzschild [133], asume que la intensidad de la radiación es constante. La ecuación de transporte para la intensidad en la dirección "hacia adelante" es:

$$\frac{1}{2} \frac{dI^+(x)}{dx} = \kappa_s (I_b - I^+(x))$$

Donde x es la distancia a la superficie del material y κ_s es el coeficiente de absorción.

$$\kappa_s = \sum_{\alpha=1}^{N_m} X_{\alpha} \kappa_{s,\alpha}$$

Multiplicando la ecuación para la intensidad en la dirección “hacia adelante” por π nos da el flujo de calor radiativo hacia adelante en el sólido.

$$\frac{1}{2} \frac{d\dot{q}_r^+(x)}{dx} = \kappa_s (\sigma T_s^4 - \dot{q}_r^+(x))$$

El término fuente radiativa en la ecuación de conducción de calor es la suma de los gradientes del flujo hacia adelante y hacia atrás.

$$\dot{q}_{s,r}'''(x) = \frac{d\dot{q}_r^+(x)}{dx} + \frac{d\dot{q}_r^-(x)}{dx}$$

Donde $\dot{q}_r^-(x)$ es el flujo de calor radiativo hacia atrás en la posición x . Se puede establecer la siguiente condición de contorno en la superficie.

$$\dot{q}_r^+(0) = \dot{q}_{r,in}'' + (1 - \varepsilon) \dot{q}_r^-(0)$$

1.1.3 Flujo de calor por convección

El cálculo de la transferencia de calor convectivo a los sólidos depende del método de turbulencia considerado por el modelo. Si tiene en cuenta la simulación numérica directa (DNS), el flujo de calor convectivo a la superficie de un sólido $\dot{q}_c''$ se obtiene directamente del gradiente de la temperatura del gas:

$$\dot{q}_c'' = -k_g \frac{\partial T}{\partial n} = -k_g \frac{T_w - T_g}{\delta n/2}$$

Siendo n la coordenada espacial del sólido, ∂n el espaciado de la malla, T_g la temperatura del gas en el centro de la primera celda de gas y T_w la temperatura en la superficie de la pared.

Si consideramos los Modelos de Simulación de Grandes Remolinos (LES), el flujo de calor convectivo a la superficie se obtiene de la combinación de las correlaciones de convección natural y forzada:

$$\dot{q}_c'' = h(T_g - T_w) W/m^2 \quad ; \quad h = \max \left[C |T_g - T_w|^{\frac{1}{3}}, \frac{k_g}{L} 0.037 Re^{\frac{4}{5}} Pr^{\frac{1}{3}} \right] W/m^2/K$$

Donde C es el coeficiente natural de convección, L es la longitud característica relacionada con el tamaño de la obstrucción física, k es la conductividad térmica del gas y el numero Reynolds, Re , y el número de Prandtl, Pr , relacionados con el flujo de gas más allá de la obstrucción.

1.1.4 Modelo de pirolisis

El conocido como modelo de pirólisis de FDS permite realmente la representación de distintos tipos de procesos reactivos, como pueden ser la evaporación, carbonización, oxidación y transferencia de calor al interior.

Existen diferentes formas de introducir los datos a este modelo. El más sencillo de estos métodos es la definición por parte del usuario del valor de la velocidad de cesión de calor por unidad de superficie HRRPUA. En estos casos, la velocidad de cesión de calor HRR se transforma en una masa de flujo de combustible en una determinada superficie sólida, que puede definirse como:

$$\dot{m}_f'' = \frac{f(t)\dot{q}_e''}{\Delta H}$$

Normalmente el usuario define la velocidad de cesión de calor por unidad de área, $\dot{q}_e''$, más una rampa de tiempo, $f(t)$, y la velocidad de pérdida de masa se computa acorde con estos datos. Si se establece el HRRPUA, la superficie entrará en ignición actuando como quemador cuando ésta alcance la temperatura de ignición.

En el caso de combustibles sólidos en los que no se defina la HRRPUA, se pueden definir las características que definan las diferentes reacciones simultáneas que pueden sufrir en los siguientes supuestos:

- Liberación instantánea de volátiles del sólido a la fase gaseosa,
- Equilibrio térmico local entre los sólidos y los volátiles,
- No condensación de los productos gaseosos, y
- Efectos de no porosidad.

Cada componente del material puede experimentar varias reacciones, y cada una de estas reacciones puede producir algún otro componente sólido (residuos), combustible gaseoso, y/o vapor de agua de acuerdo con los coeficientes v_s , v_f y v_w , respectivamente.

Estos coeficientes deben cumplir normalmente $v_s + v_f + v_w = 1$, pero los coeficientes más pequeños también pueden ser utilizadas para tener en cuenta los gases producidos que no están incluidos explícitamente en la simulación.

Considerando el componente α del material que se somete a $N_{r,\alpha}$ reacciones y utilizando el índice β para representar una de estas reacciones:

$$Material_{\alpha} \rightarrow v_{s,\alpha\beta} Residuo_{\alpha\beta} + v_{w,\alpha\beta} H_2O + v_{f,\alpha\beta} HC$$

La densidad local del componente α del material evoluciona en el tiempo en función de la ecuación de conservación de especies de la fase sólida:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_{s0}} \right) = - \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} r_{\alpha\beta} + S_{\alpha}$$

que dice que la masa de la componente α es consumida por las reacciones de la fase sólida $r_{\alpha\beta}$ y producida por otras reacciones. $r_{\alpha\beta}$ es la velocidad de la reacción β (1/s) y ρ_{s0} es la densidad inicial de la capa del material. S_{α} es la velocidad de producción del componente α del material como consecuencia de las reacciones de los demás componentes.

Las velocidades de reacción son funciones locales de concentración de masa y la temperatura, y calculado como una combinación de Arrhenius y funciones de energía:

$$r_{\alpha\beta} = \left(\frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_{s0}}\right)^{n_{s,\alpha\beta}} A_{\alpha\beta} \exp\left(-\frac{E_{\alpha\beta}}{RT_s}\right) \max(0, T_s - T_{thr,\alpha\beta})^{n_{t,\alpha\beta}}$$

donde $T_{thr,\alpha\beta}$ es la temperatura umbral que puede ser usada para dictar que la reacción no debe producirse por debajo de una temperatura especificada por el usuario (por defecto, 0 K). Por otro lado, el término de la velocidad de producción S_α se define como la suma de todas las reacciones donde el residuo sólido es un material α .

La velocidad de producción por unidad de volumen de gases combustibles y vapor de agua vienen dados por las ecuaciones:

$$\dot{m}_f''' = \rho_{s0} \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} \nu_{f,\alpha\beta} r_{\alpha\beta}$$

$$\dot{m}_w''' = \rho_{s0} \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} \nu_{w,\alpha\beta} r_{\alpha\beta}$$

El modelo asume tanto los gases combustibles como el vapor de agua son trasladados instantáneamente a la superficie donde proporcionan un flujo másico de:

$$\dot{m}_f'' = \int_0^L \dot{m}_f'''(x) dx \quad ; \quad \dot{m}_w'' = \int_0^L \dot{m}_w'''(x) dx$$

Siendo L el espesor de la superficie. Teniendo en cuenta todo esto, el término químico de la ecuación de conducción consistirá del calor de reacción y las diferencias en el calor latente entre el material original y los productos:

$$\dot{q}_{s,c}'''(x) = \rho_{s0} \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} r_{\alpha\beta}(x) \left[H_{r,\alpha\beta} - \int_{T_0}^{T(x)} \Delta c(\Theta) d\Theta \right]$$

En el caso de combustibles líquidos, la velocidad a la que el líquido se evapora cuando se quema es una función de la temperatura del líquido y de la concentración de vapores del combustible sobre la superficie de la piscina.

De acuerdo con la relación de Clausius-Clapeyron, la fracción de volumen de los vapores de combustible sobre la superficie es una función del líquido a temperatura de ebullición:

$$X_f = \exp\left[-\frac{h_v W_f}{R}\right]\left(\frac{1}{T_s} - \frac{1}{T_b}\right)$$

Siendo h_v el calor de vaporización, W_f el peso molecular del combustible, T_s la temperatura de la superficie y T_b es la temperatura de ebullición del combustible.

1.1.5 Definición de las velocidades de reacción y parámetros cinéticos en FDS

Los parámetros cinéticos permiten definir las reacciones que sufre cada material mediante el cálculo de la velocidad de reacción. La ecuación de evolución general de un material sometido a una o más reacciones es:

$$\frac{\partial Y_{s,i}}{\partial t} = - \sum_{j=1}^{N_{r,i}} r_{ij} + \sum_{i'=1}^{N_m} \sum_{j=1}^{N_{r,i'}} r_{i'j} \quad (i' \neq i)$$

$$r_{ij} = A_{ij} Y_{s,i}^{n_{s,ij}} \exp\left(-\frac{E_{ij}}{RT_s}\right) \quad Y_{s,i} = \left(\frac{\rho_{s,i}}{\rho_{s0}}\right)$$

r_{ij} es la velocidad de reacción a la temperatura T_s del material i -ésimo en su reacción j -ésima. El segundo término de la ecuación representa la contribución de otros materiales que produce el material i -ésimo como residuo con una producción de $\nu_{s,i'i}$. $Y_{s,i}$ es la relación entre la densidad del material i -ésimo de la capa y la densidad inicial de la capa. $Y_{s,i}$ aumenta si la i -ésima componente del material se produce como un residuo de alguna otra reacción, o disminuye si la i -ésima componente se descompone. Si la capa está compuesta de un solo material, entonces $Y_{s,i}$ es inicialmente 1. $n_{s,ij}$ es el orden de reacción y es 1 por defecto.

A_{ij} es el factor pre-exponencial y tiene como unidades s^{-1} ; E_{ij} es la energía de activación, en kJ/kmol. A y E deben ser obtenidos mediante una serie de experimentos de análisis termogravimétrico.

Si no se dispone de estos parámetros, se debe especificar en el modelo varios parámetros que permiten a FDS estimar el valor de la energía de activación y del factor preexponencial, estos son la “REFERENCE_TEMPERATURE“, el “HEATING_RATE” y el “PYROLYSIS_RANGE”.

Con esta otra forma de definir las reacciones solamente hace falta disponer de un ensayo TGA. En la Figura 100 se muestran las curvas que contienen los tres parámetros necesarios. La fracción de masa (curva azul) es la densidad normalizada del material (Y). La velocidad de reacción (curva verde) es la velocidad de cambio de la fracción de masa en función del tiempo (DTG).

El pico de la curva se denomina en FDS como la “REFERENCE_TEMPERATURE”. Este parámetro no es una temperatura de ignición, ni tampoco es la temperatura de la superficie del sólido que está reaccionando. El parámetro “REFERENCE_TEMPERATURE“ se refiere, dentro de una reacción, a la temperatura a la cual la velocidad de pérdida de masa es mayor en un ensayo experimental TGA o similar. Las constantes cinéticas de la reacción se obtienen con las fórmulas:

$$E = \frac{e r_{p,i}}{Y_{s,i}(0)} \frac{R T_{p,i}^2}{\dot{T}} \quad ; \quad A = \frac{e r_{p,i}}{Y_0} e^{E/RT_{p,i}}$$

Siendo T_p y r_p/Y_0 la temperatura y la velocidad de referencia respectivamente. El “HEATING_RATE” (ritmo de calentamiento ($\dot{T}$)) es el empleado en el análisis termogravimétrico realizado. Y el “PYROLYSIS_RANGE” es el ancho aproximado en grados centígrados o kelvin del pico resultante en la derivada de la curva TG (DTG).

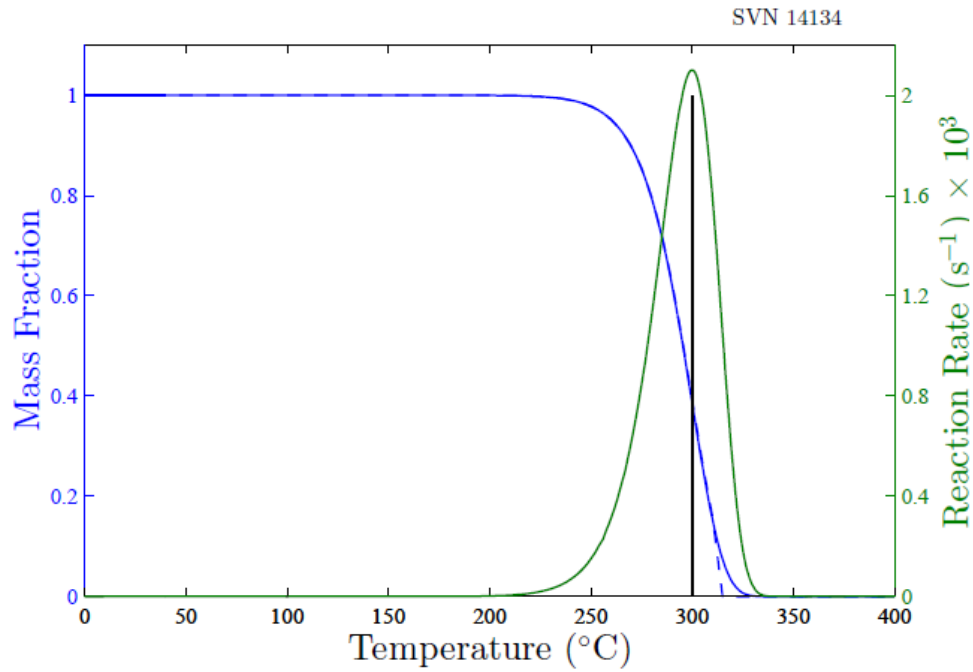


Fig. 82 Resultados de un ensayo hipotético de TGA. [45]

Con estos parámetros es posible estimar el pico de la velocidad de reacción, $r_{p,i}$, con el que se calcula la energía de activación y el factor preexponencial.

$$\frac{r_{p,i}}{Y_{s,i}(0)} = \frac{2\dot{T}}{\Delta T}(1 - v_{s,i})$$

Siendo $v_{s,i}$ el residuo sólido tras la reacción.

1.1.6 Propiedades térmicas

La conductividad y la capacidad calorífica volumétrica del sólido están definidas como:

$$k_s = \sum_{\alpha=1}^{N_m} X_{\alpha} k_{s,\alpha} \quad ; \quad \rho_s c_s = \sum_{\alpha=1}^{N_m} \rho_{s,\alpha} c_{s,\alpha}$$

Siendo N_m el número de materiales que forman al sólido. $\rho_{s,\alpha}$ es la componente de la densidad:

$$\rho_{s,\alpha} = \rho_s Y_{\alpha}$$

Siendo ρ_s la densidad del material compuesto y Y_α la fracción de masa del componente α . La densidad del sólido es la suma de las densidades de los componentes.

$$\rho_s = \sum_{\alpha=1}^{N_m} \rho_{s,\alpha}$$

Por su parte, X_α es la fracción volumétrica del componente α :

$$X_\alpha = \frac{\rho_{s,\alpha}}{\rho_s} / \sum_{\alpha'=1}^{N_m} \frac{\rho_{s,\alpha'}}{\rho_s}$$

1.2 Modelo de transferencia de calor

En cuanto a la transferencia térmica a través de la fase sólida, FDS considera a los sólidos como obstrucciones formadas por múltiples capas, cada una de las cuales puede estar compuesta por distintos materiales. Cada material, a su vez, puede sufrir diferentes reacciones de degradación térmica en la que se formará un residuo sólido, vapor de agua y/o un gas resultante de la descomposición, tal y como hemos visto previamente. El modelo considera la conducción de calor únicamente en la dirección normal a la superficie por la que le incide el flujo de calor o en la que se le introduzca como condición de contorno una temperatura.

La ecuación unidimensional de conducción de calor para la temperatura de la fase sólida ($T_s(x,t)$) empleada por el modelo FDS es la siguiente:

$$\rho_s c_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} + \dot{q}_s'''$$

donde ρ_s , c_s y k_s son la densidad, calor específico y conductividad en la superficie, respectivamente. X es la profundidad. La fuente de calor, $\dot{q}_s'''$, está formado por las reacciones químicas y por la absorción de radiación.

1.2.1 Resolución del modelo numérico

El modelo numérico realiza el cálculo unidimensional de la transferencia de calor a través de cada celda de la malla definida por el usuario. El sólido asociado a cada celda puede consistir en múltiples capas de un material. En este caso cada una de las capas definidas se dividirá en celdas no uniformes, agrupadas en la cara frontal y trasera. El tamaño de estas celdas auxiliares viene definido por la ecuación:

$$\delta x < S_s \sqrt{\frac{k_s}{\rho_s c_s}}$$

Siendo S_s el parámetro “cell size factor” definido por el usuario. Los límites de las celdas se encuentran en los puntos x_i . La temperatura en el centro de la celda i -ésima se denota $T_{s,i}$. La conductividad térmica del sólido (dependiente de la temperatura) en el centro de la celda i -ésima se denota $k_{s,i}$. Las temperaturas se actualizan en tiempo usando un esquema implícito Crank-Nicolson:

$$\begin{aligned} \frac{T_{s,i}^{n+1} - T_{s,i}^n}{\delta t} = & \frac{1}{2(\rho_s c_s)_i \delta x_i} \left(k_{s,i+\frac{1}{2}} \frac{T_{s,i+1}^n - T_{s,i}^n}{\delta x_{s,i+\frac{1}{2}}} - k_{s,i-\frac{1}{2}} \frac{T_{s,i}^n - T_{s,i-1}^n}{\delta x_{s,i-\frac{1}{2}}} + k_{s,i+\frac{1}{2}} \frac{T_{s,i+1}^{n+1} - T_{s,i}^{n+1}}{\delta x_{i+\frac{1}{2}}} \right. \\ & \left. - k_{s,i-\frac{1}{2}} \frac{T_{s,i}^{n+1} - T_{s,i-1}^{n+1}}{\delta x_{i-\frac{1}{2}}} \right) + \frac{\dot{q}_s'''}{\rho_s c_s} \end{aligned}$$

δx_i es el ancho de cada celda, siendo $\delta x_{i+\frac{1}{2}}$ la distancia del centro de la celda i al centro de la celda $i+1$. Las propiedades del material ρ_s , c_s , k_s y $\dot{q}_s'''$ son actualizadas de manera explícita mediante el uso de la información de la temperatura obtenida del tiempo de paso n .

La condición de contorno de la cara expuesta es:

$$k_s \frac{\partial T_s}{\partial x}(0, t) = \dot{q}_c'' + \dot{q}_r''$$

La condición de contorno de la radiación, $\dot{q}_r''$, no se emplea si se resuelve la radiación interna del sólido.

En la cara no expuesta, se pueden considerar dos condiciones de contorno. En primer lugar, se puede considerar la cara no expuesta abierta al ambiente o a otra parte del dominio computacional. Otra opción es asumir la cara trasera como perfectamente aislada, para lo que se emplearía la condición de contorno adiabática.

$$k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = 0$$

Discretizando la condición de contorno para introducirla en el modelo queda:

$$-k_{s,1} \frac{T_{s,1}^{n+1} - T_{s,0}^{n+1}}{\delta x_{\frac{1}{2}}} = \dot{q}_c''^{(n+1)} + \dot{q}_r''^{(n+1)}$$

El flujo convectivo en el siguiente paso temporal viene definido por:

$$\dot{q}_c''^{(n+1)} = h \left(T_g - 0.5 \left(T_{s,\frac{1}{2}}^n - T_{s,\frac{1}{2}}^{n+1} \right) \right)$$

Y el flujo radiativo se aproxima a una forma lineal:

$$\dot{q}_r''^{(n+1)} \approx \dot{q}_r''^n - 4\varepsilon\sigma T_{s,\frac{1}{2}}^n{}^3 \left(T_{s,\frac{1}{2}}^{n+1} - T_{s,\frac{1}{2}}^n \right)$$

Siendo la temperatura de la pared

$$T_w \equiv T_{s,\frac{1}{2}} = (T_{s,0} + T_{s,1})/2$$

El tamaño y número de las celdas de la fase sólida pueden cambiar a lo largo de los cálculos debido a la transformación en gas del material sólido. El tamaño de cada celda se reduce de tal manera que la densidad de cada celda permanece igual a la densidad original.

1.3 Limitaciones del software FDS

El empleo del software FDS está limitado a aplicaciones de flujos de baja-velocidad con especial énfasis en el transporte de humos y calor derivados de un incendio. Esta asunción deja de tener validez en ciertas aplicaciones especiales de enfoques cercanos a la velocidad del sonido, como pueden ser las explosiones, y detonaciones.

El mallado ortoédrico que emplea FDS, permite una mayor eficiencia en la resolución de las ecuaciones, sin embargo, puede suponer una limitación en cuanto a la representación de las geometrías que se deseen simular.

El software fue originalmente diseñado para analizar incendios de “escala industrial”, que puede ser empleado en los casos en los que se especifica la velocidad de cesión de calor y el principal propósito de la simulación es obtener el transporte de calor y productos generados. En estos casos, la precisión del modelo es muy alta, pudiendo predecir flujos de velocidad y temperaturas con un grado de error de entre el 5% y el 20% frente a mediciones experimentales. Sin embargo, para escenarios de incendio en los que la velocidad de cesión de calor es predicha (en lugar de prescrita) la incertidumbre del modelo puede ser mayor. Esto se debe a que las propiedades de los materiales y combustibles que intervienen en la combustión son frecuentemente desconocidos o existen importantes dificultades para obtener sus parámetros reales. Además, el proceso físico de combustión, la transferencia de calor por radiación y conducción, como ocurre en todo modelo, es una compleja “simplificación” del fenómeno real.

La mayoría de las aplicaciones FDS utilizan un modelo de combustión de fracción de mezcla. El modelo asume que esta combustión está controlada por la mezcla, y que la reacción del combustible y el oxígeno es infinitamente rápida, a pesar de la temperatura.

La transferencia de calor por radiación se incluye en el modelo mediante la solución de la ecuación de la transmisión por radiación para un gas gris que no se dispersa, y en algunos casos limitados empleando un modelo de banda ancha. La ecuación se resuelve utilizando una técnica similar a la de los métodos de volúmenes finitos (*Finite Volume Method*, FVM) lo que hace que este modelo tenga ciertas limitaciones.

2. MODELO COMPUTACIONAL

Tomando como base el software de simulación computacional FDS para resolver las ecuaciones de gobierno de la fluidodinámica y de la transferencia de calor, se han considerado una serie de hipótesis basadas en los resultados experimentales obtenidos y analizados en los apartados anteriores, que han permitido definir el modelo para considerar la caída de las placas de yeso laminado debido a las temperaturas a las que se le somete durante los ensayos.

El modelo computacional de predicción de la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación definido en la tesis se basa principalmente en dos consideraciones para predecir la respuesta de distintos tipos de sistemas de yeso laminado ante los ensayos normativos de resistencia al fuego. En primer lugar, se va a considerar la deshidratación del yeso a través del calor específico aparente, y por otra parte, se va a considerar el cartón de las placas de yeso laminado como factor clave para la resistencia mecánica del sistema [95].

2.1 Propiedades térmicas del yeso

Cada una de las placas de yeso laminado que van a conformar los sistemas simulados con el modelo de predicción del tiempo de fallo del sistema, consta de una placa de yeso envuelta con dos capas de cartón. Dado el pequeño espesor de las capas de cartón, éste no se va a considerar en el cálculo de la transferencia térmica a través del sistema. Por esta razón se ha considerado exclusivamente las propiedades térmicas del yeso (conductividad, calor específico efectivo y densidad).

Tal y como se analizó en el Capítulo 3, los distintos tipos de yeso tienen los mismos procesos de descomposición. En primer lugar, entre los 80 °C y los 216 °C tienen lugar las deshidrataciones del yeso. Estas reacciones son cruciales en la resistencia al fuego de los sistemas de yeso laminado, ya que para tener lugar la deshidratación el agua contenida en el yeso absorbe una gran cantidad de calor que retrasa el paso de calor a través del sistema. Las deshidrataciones del yeso llevan consigo unas pérdidas de masa (agua contenida en el yeso) de en torno al 16.4 – 17.4 %.

Seguidamente está la reacción por la cual se produce una transición entre un material sólido que puede rehidratarse fácilmente a un yeso anhídrido que no puede rehidratarse mediante la absorción de agua. Esta reacción lleva asociada una pequeña liberación de energía sin que se produzca ninguna pérdida de masa por parte del yeso. Por encima de los 500 °C se producen dos pequeñas reacciones endotérmicas en las cuales se absorbe una pequeña cantidad de calor.

Las energías de los distintos procesos de descomposición del yeso se consideran en el modelo mediante el calor específico efectivo. Se define el calor específico como la cantidad de calor que hay que suministrar a la unidad de masa de una sustancia para elevar su temperatura en una unidad. Sin embargo, esto es únicamente válido para el material cuando no está envuelto en ninguna reacción, ya que en éstas se genera o absorbe calor debido a la reacción del material. Para tener en cuenta el calor liberado o absorbido en las reacciones se emplea el calor específico efectivo.

De este modo no se incluye ningún valor de energía en FDS a través de la orden "HEAT_OF_REACTION (01)". La pérdida de masa considerada en el modelo va a ser la propia del proceso de deshidratación, y se define en FDS mediante "NU_RESIDUE (01)" para indicar la cantidad de yeso que queda tras la deshidratación y "NU_WATER (01)" para indicar al modelo la cantidad de agua pérdida.

Los parámetros cinéticos, energía de activación, y factor preexponencial, se han introducido en el modelo FDS mediante la definición de varios parámetros que se pueden obtener fácilmente del análisis de un único ensayo TGA, tal y como se explicó previamente en este capítulo. Estos parámetros son la "REFERENCE_TEMPERATURE", el "HEATING_RATE" y el "PYROLYSIS_RANGE".

El coeficiente de absorción ("ABSORPTION_COEFFICIENT") y la emisividad ("EMISSIVITY") permiten definir la cantidad y profundidad de calor que entra en el sólido y las pérdidas por radiación. El coeficiente de absorción (1/m) permite a la radiación penetrar y absorberse en el material. En el caso de nuestro modelo, dada la limitación de FDS para transmitir calor entre dos sólidos separados por una cámara de aire, estando uno de ellos expuesto al flujo de calor y el otro no, se ha considerado un "ABSORPTION_COEFFICIENT" de $9E+10$ para las capas expuestas y de 60 para las no expuestas con una amplia cámara de aire (mayor que 50cm), lo que permite una mayor absorción en las segundas.

La conductividad se ha obtenido de manera experimental en un rango de temperaturas de entre 30 y 250 °C, sin embargo, no se disponen de resultados para temperaturas más elevadas. Los valores de conductividad a temperaturas elevadas se han estimado en base a la bibliografía [29], [30], [32], [31], [20], [34], [28], [35] y al análisis de los ensayos experimentales de resistencia al fuego.

Los valores introducidos en el coeficiente de conductividad a altas temperaturas permiten predecir no solo la transferencia térmica por conducción a través del sólido, sino que también permite predecir los efectos de la radiación y de la ablación. Las conductividades consideradas en el modelo, son las obtenidas directamente a través de los ensayos experimentales con el añadido de los valores finales para la consideración de la ablación y de la radiación térmica. Esta va a depender del tipo de sistema y del número de placas, tal y como se recoge en la Tabla 12.

La Figura 83 muestra la comparativa entre las conductividades consideradas en el modelo computacional con las recogidas en las fuentes bibliográficas.

Tabiques				Trasdosados			
Número de placas	800°C		1000°C	Número de placas	800°C		1000°C
	Yeso N	Yeso F	Yesos N y F		Yeso N	Yeso F	Yeso N y F
1	0.3	0.3	1	2	0.2	0.2	0.6
2	0.26	0.25	0.85	4 o más	0.23	0.12	0.6
3	0.23	0.23	0.85				
4	0.23	0.23	0.85				

Tabla 12 Valores de conductividad térmica por encima de los 250 °C.

El aumento de la conductividad a elevadas temperaturas permite considerar la ablación y la formación de grietas, ya que aumentando la conductividad aumenta la transferencia térmica a través de las placas, del mismo modo que también aumenta la transferencia de calor cuando se produce el desprendimiento de las placas y por tanto disminuye el espesor de las mismas.

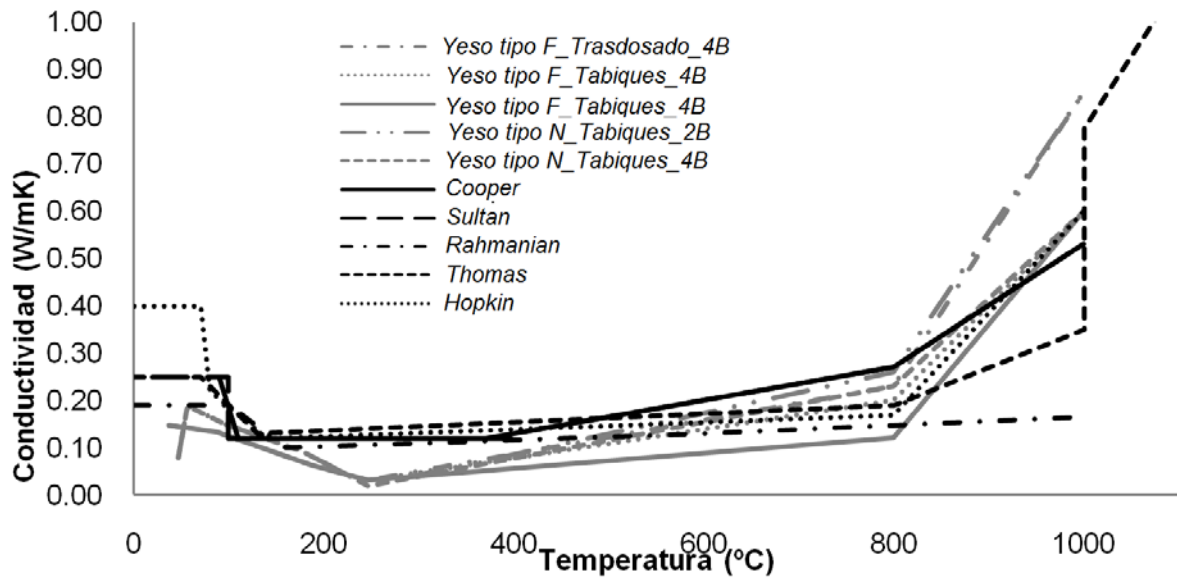


Fig. 83 Comparación de las conductividades térmicas propuestas por el modelo con los valores de las referencias.
 [95]

2.2 Resistencia mecánica del sistema

Es ampliamente sabido que el cartón es el responsable de la resistencia a flexión de las placas de yeso laminado. Esto permite cortar fácilmente las placas de yeso laminado con un cúter tal y como se indica en las guías [134]. Así mismo, esto puede observarse en los análisis de resistencia a flexión de los paneles de yeso como se obtienen distintos valores de resistencia atendiendo a la dirección de la muestra sometida al ensayo [135]. Siendo el yeso es un material homogéneo, esta variación en la resistencia se asocia a la resistencia del cartón, el cual varía su resistencia en función de la dirección de fabricación. Este efecto es debido a la dirección de las fibras que componen el cartón. Así mismo, en [136] se indica que la resistencia mecánica de las placas de yeso laminado se debe principalmente al cartón. Por su parte en [5], Cramer indica que la resistencia de las placas de yeso laminado se debe principalmente al cartón, ya que como se sabe los cartones tienen mayor resistencia en la dirección de fabricación que en la dirección transversal, mientras que ese efecto no se recoge en las placas de yeso. Así mismo, indican que no es infrecuente que en ensayos de resistencia a flexión de placas de yeso laminado a bajas temperaturas se fisure el núcleo de yeso, pero que se mantenga la integridad del sistema debido al cartón.

Considerando pues que el cartón es el elemento fundamental para la resistencia mecánica de las placas, el modelo definido en la tesis se basa en la hipótesis de caída de placas en base a la degradación térmica del yeso. En base a los resultados experimentales obtenidos del análisis termogravimétrico de las muestras del cartón de las placas de yeso laminado, se ha establecido un rango de entre 300 °C y 360 °C, el cual el cartón se degrada independientemente de la disponibilidad de aire. Es a partir de esta temperatura que el modelo computacional considera la caída de trozos de placa.

El modelo computacional definido en la tesis considera un sistema de $50 \times 50 \text{ mm}^2$. Se considera este tamaño y no el tamaño del sistema real ya debido a que únicamente es necesario resolver las ecuaciones de transferencia térmica, dado que los esfuerzos mecánicos sobre el sistema se incluyen a través de la hipótesis de caída de las placas. Para considerar la caída de placas en el modelo desarrollado, se realiza la definición de la placa de yeso laminado mediante elementos de 1 cm^2 de área (Figura 84), los cuales están programados con la función de control “&CRTL” para desaparecer cuando la cara no expuesta alcance la temperatura de degradación del cartón.

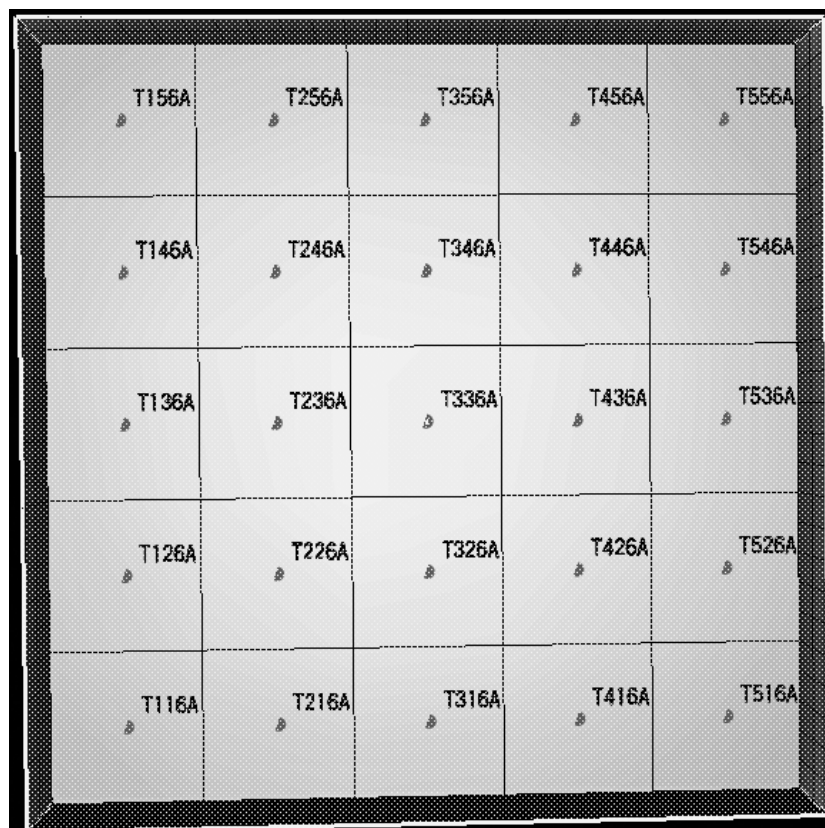


Fig. 84 Sección de una placa con las diferentes subsecciones cuadradas de las que se forma.

2.3 Otras consideraciones en el modelo FDS

El tamaño de celda considerado en el modelo es de 5 mm para la zona del gas y 2.5 mm para los sólidos. Estos 2.5 mm son el tamaño medio empleado por el modelo FDS en la resolución de la ecuación unidireccional de conducción en la fase sólida. Para definir este valor se emplea en el modelo el parámetro “CELL_SIZE_FACTOR = 0.5” que reduce el tamaño de celda empleado para los sólidos a un 50% del definido para los gases.

La temperatura del horno se incluye mediante una superficie a la temperatura normalizada y a una distancia de las placas de yeso expuestas, antes y después de la caída de las placas. De este modo, aseguramos que las caras expuestas del sistema modelado estén a la temperatura deseada.

Para establecer las condiciones de contorno de la cara no expuesta del sólido se emplea el parámetro “BACKING = ‘EXPOSED’”, el cual indica al modelo que tenga en cuenta la fase gas en ambas caras del sólido. La emisividad del sistema se ha considerado 0.88 [54].

VALIDACIÓN DEL MODELO COMPUTACIONAL DE LA RESISTENCIA AL FUEGO DE ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN.

CAPÍTULO 7: VALIDACIÓN DEL MODELO COMPUTACIONAL DE LA RESISTENCIA AL FUEGO DE ELEMENTOS DE COMPARTIMENTACIÓN

La validación de un modelo de simulación computacional es un proceso para determinar la adecuación de dicho modelo al fenómeno físico que se pretende modelar. Típicamente, la validación implica comparar los resultados del modelo con una medición experimental del fenómeno. Las diferencias que no se pueden explicar en términos de errores numéricos en el modelo o incertidumbre en las mediciones se atribuyen a las suposiciones y simplificaciones del modelo físico.

En el presente capítulo se recoge la validación del modelo computacional frente a los ensayos normativos de resistencia al fuego analizados en el Capítulo 5.

1. CRITERIO DE VALIDACIÓN DEL MODELO

De cara a validar el modelo computacional desarrollado, se han realizado las simulaciones de los ensayos normativos de resistencia al fuego definidos y analizados en el Capítulo 5. Dado que el objetivo del modelo es el análisis de la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación basados en paneles de yeso laminado, se ha realizado la comparación y la medición del error obtenido por el modelo en la predicción del tiempo de fallo del sistema. Este es el tiempo en el cual la temperatura en un punto de la cara no expuesta supera los 180 °C sobre la temperatura ambiente (temperatura normalizada). Se ha obtenido tanto el error absoluto como relativo de este tiempo. Así mismo, se incluye en la validación la comparación de las curvas de la temperatura modelada y real de la cara no expuesta.

2. ENSAYO 1

La Figura 85 muestra la validación del modelo en el ensayo 1. Se puede observar como el modelo obtiene una buena aproximación del tiempo de fallo del sistema, sin embargo, observamos cómo el modelo sobreestima la temperatura en la cara no expuesta durante todo el ensayo. Se puede deducir de la curva modelada como durante los primeros 4000 s se está produciendo la deshidratación de las placas expuestas, y debido a la temperatura que les llega a las placas no expuestas se comienza a producir la deshidratación, sin embargo, en la cara no expuesta se alcanzan valores de temperaturas de en torno a los 60 °C.

Seguidamente se produce un aumento brusco de la temperatura, debido al fallo de las placas expuestas. Seguidamente, se acaban de deshidratar las placas de yeso laminado entre 100 °C y 130 °C, para dar lugar al fallo del sistema.

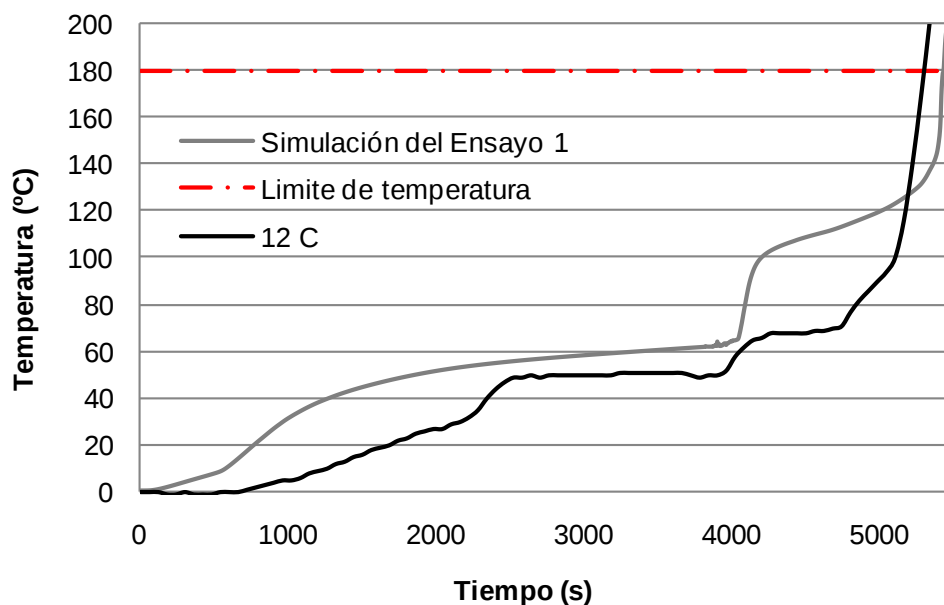


Fig. 85 Validación del modelo computacional para el ensayo 1.

En la Tabla 13 se pueden ver los errores relativos y absolutos obtenidos en el modelo para la predicción del tiempo de fallo del sistema. Vemos que el error del tiempo de fallo es solamente del 1.69 %, obteniéndose un tiempo de fallo experimental de 5340 s y un tiempo de fallo en el modelo de 5430 s.

Ensayo 1	Tiempo de fallo (s)
Tiempo experimental (s)	5340
Tiempo Simulado (s)	5430
Error absoluto (s)	90
Error relativo (%)	1.69

Tabla 13 Errores relativos y absolutos del tiempo de fallo en el ensayo 1.

3. ENSAYO 2

En el caso del ensayo dos no se disponía de cámara de aire en el interior del sistema de compartimentación al consistir en un trasdosado. La Figura 86 muestra la validación del modelo frente a los resultados experimentales. Observamos como la cámara termográfica recoge un fallo del sistema previo a la predicción del modelo. El tiempo predicho por el modelo se corresponde con el tiempo de fallo recogido por los termopares empleados en el ensayo experimental (21F).

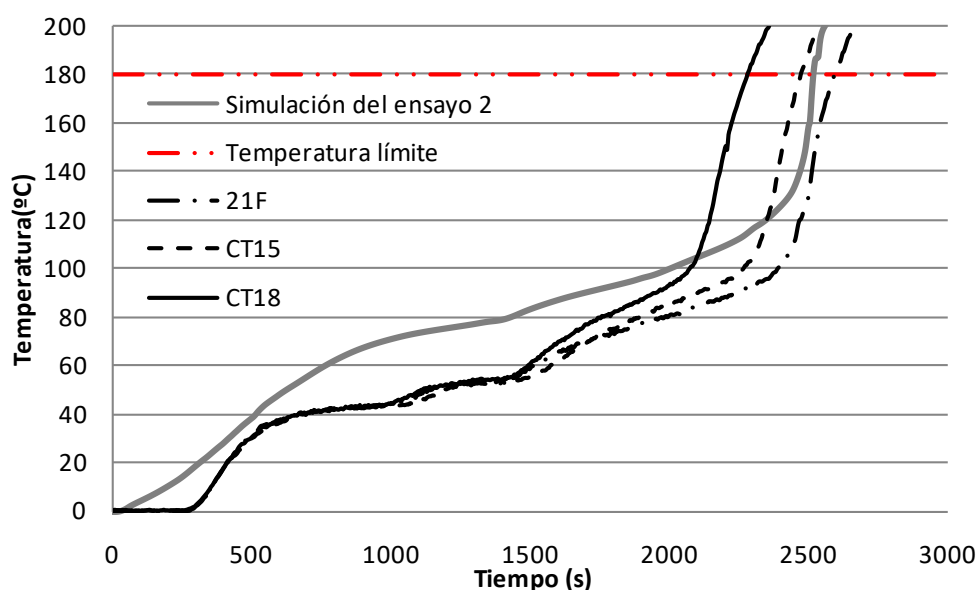


Fig. 86 Validación del modelo computacional para el ensayo 2.

En la Tabla 14 se recogen los errores absoluto y relativo del tiempo de fallo del sistema considerado en el ensayo 2. Observamos como el error relativo de la predicción del tiempo de fallo es del 10.4%. El modelo predice una duración del sistema de 2517 s. Sin embargo, en el ensayo el sistema resiste 237 s menos.

Ensayo 2	Tiempo de fallo (s)
Tiempo experimental (s)	2280
Tiempo Simulado (s)	2517
Error absoluto (s)	-237
Error relativo (%)	10.4

Tabla 14 Errores relativos y absolutos de la temperatura y tiempo de fallo en el ensayo 2.

4. ENSAYO 3

El sistema de compartimentación seleccionado para el ensayo 3 consiste en 4 placas de yeso laminado tipo F, estando agrupadas de dos en dos y separadas por una cámara de aire de 92 mm. En la Figura 87 se muestra la validación de los resultados. Tal y como se puede observar, el modelo realiza un buen ajuste de la curva de temperaturas en la cara no expuesta. Hasta aproximadamente los 6000 s, se está produciendo la deshidratación de las placas expuestas, lo cual disminuye el calor que llega a las placas no expuestas. Estas a su vez están deshidratándose a menores temperaturas, por lo que la temperatura normalizada en la cara no expuesta es de menos de 40 °C. Cuando se completa la deshidratación de las placas expuestas se observa un aumento en la temperatura de la cara no expuesta, que finaliza su deshidratación a los 80 °C normalizados.

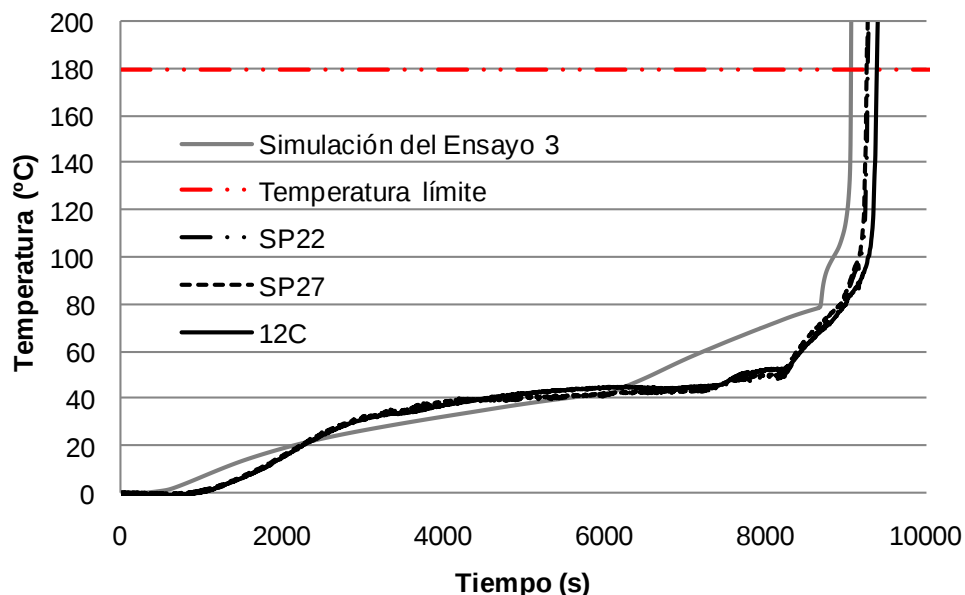


Fig. 87 Validación del modelo computacional para el ensayo 3.

La Tabla 15 muestra los errores absoluto y relativo del tiempo de fallo del sistema. El tiempo de fallo se predice con un error del -2.13%, lo que se corresponde con 197 s de adelanto en la predicción del modelo computacional.

Ensayo 3	Tiempo de fallo (s)
Tiempo experimental (s)	9250
Tiempo Simulado (s)	9053
Error absoluto (s)	-197
Error relativo (%)	-2.13

Tabla 15 Errores relativos y absolutos de la temperatura y tiempo de fallo en el ensayo 3.

5. ENSAYO 4

La Figura 88 muestra la validación del modelo considerando un sistema formado por cuatro placas de yeso laminado tipo F. Se puede observar como el modelo predice un fallo anterior al del sistema, sin embargo, el fallo predicho está de cara de la seguridad.

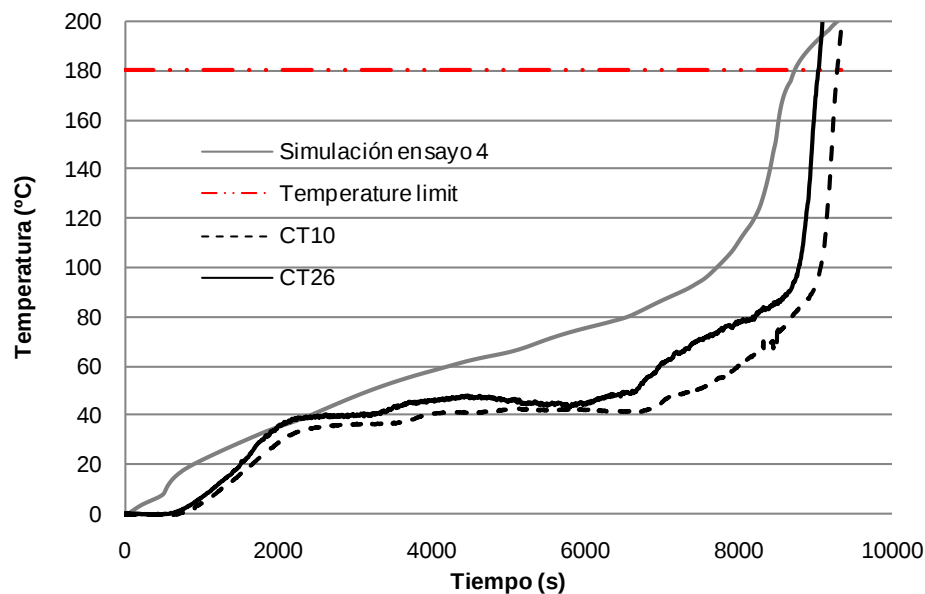


Fig. 88 Validación del modelo computacional para el ensayo 4.

En la Tabla 16 se muestran los errores absoluto y relativo del tiempo de fallo. Vemos que el error relativo del tiempo de fallo es del 3.64 %. El modelo predice el fallo a los 8716 s, mientras que en el ensayo experimental tiene lugar a los 9045 s.

Ensayo 4	Tiempo de fallo (s)
Tiempo experimental (s)	9045
Tiempo Simulado (s)	8716
Error absoluto (s)	329
Error relativo (%)	3.64

Tabla 16 Errores relativos y absolutos de la temperatura y tiempo de fallo en el ensayo 4.

6. CONCLUSIONES DEL MODELADO

Las simulaciones del modelo de trasdosados tienen una peor aproximación a las temperaturas registradas en los ensayos experimentales. Esto se debe a que nuestro modelo ha sido validado usando la hipótesis de la ablación a la temperatura de degradación del cartón y este factor es el más relevante en el fallo de los sistemas tipo tabiques. En el caso de trasdosados, el fallo sólo se determina por la conductividad de las placas. En este caso, debemos considerar las limitaciones que el modelo FDS tiene para simular la transferencia de calor por conductividad a través de obstrucciones paralelas que están en contacto mediante las láminas de cartón.

Sin embargo, en los ensayos normativos de resistencia al fuego, el parámetro más importante es el tiempo de fallo, el cual va a determinar la resistencia del sistema. Atendiendo a los resultados del modelo en la predicción de este parámetro, los errores obtenidos son inferiores al 10.4 % en el peor de los casos.

CONCLUSIONS

CAPÍTULO 8: CONCLUSIONS

The main objective of this thesis is the definition of a predictive model to estimate the fire resistance of gypsum plasterboard systems. A novel experimental methodology based on the definition, behaviour and analysis of tests at different experimental scales have been developed during this thesis. First of all, in order to characterize the thermal properties and decomposition behaviour of the different elements that compose the gypsum plasterboard systems, several STA and LFA tests have been performed. Then, a new methodology was defined, and several tests have been executed to study the behaviour of the gypsum plasterboard systems by performing cone calorimeter tests. Other methodology has been developed to obtain the actual failure time in the standard fire resistance tests. Finally, the model proposed has been validated versus the results of four standard fire resistance tests.

This thesis was focused on a specific type of compartmentation system due to the impossibility of analyse all the range of compartmentation systems available actually. In this sense, the gypsum plasterboard compartmentation systems were selected due to its fire resistance characteristics, and its widely use.

In order to analyse the fire resistance behaviour of a compartmentation system, the first point of interest is to analyse the thermal response of each element that compose the complete system. The simultaneous thermal analysis apparatus (STA) allows the simultaneous application of thermogravimetry (TG) and differential scanning calorimetry (DSC) to a sample, and it allows to analyse the thermal decomposition with temperature of the materials. The test conditions are identical for the TG and DSC signals (same atmosphere, gas flow rate, vapour pressure of the sample, heating rate, thermal contact between the sample and the sensor, radiation effect, etc.).

I have analysed two kinds of gypsums (type A and F), the cellulose contained in the gypsums plasterboards, and two kinds of rockwool. The two types of gypsums have been tested under two different heating rates (10 and 20 K/min) in order to establish a mean value of the different decomposition processes temperature.

As the atmosphere does not affect the decomposition of the gypsum, only tests under air atmosphere have been performed. The sample mass and the gas flow rate have been selected according to the standards [76] [75] [74].

The cellulose was analyzed under air and nitrogen atmospheres. I selected the value of the sample mass and gas flow rate according to the standards. The study of the nitrogen atmosphere was relevant because of the lack of air in the layer between the plasterboards, and between plasterboards and the insulation. The heating rate selected was 10 K/min, which is a typical value to study decomposition processes. To study the rockwool, it was selected the same boundary parameters that in the case of the cellulose, but only in the air atmosphere.

Laser flash analysis tests (LFA) have been also performed for the gypsum in order to obtain its thermal conductivity as a function of temperature. The LFA measures the thermal diffusivity and calculates the thermal conductivity with the density and specific heat.

Thanks to these tests, it was obtained the thermal conductivity, the density and the effective specific heat as a function of temperature of the gypsums. It was also analysed the thermal decomposition reactions of the gypsum, the cellulose and the rockwool. STA curves show that gypsum dehydration is the endothermic reaction responsible of the good behaviour in fires of the gypsum plasterboards. That is because the endothermic dehydration reactions absorb a large quantity of heat to take place. STA results show that at temperatures around 360 °C, there is a third exothermic reaction in the gypsum that implies a transition between a material that is easy to rehydrate by forming hemihydrates to another material that is difficult to rehydrate by absorbing water.

Taking into account the cellulose analysis, it can be appreciated that the most mass loss of the cellulose takes place at the same temperature under nitrogen and air atmosphere. This mass loss is approximately the 60 % of the initial mass, and occurs in a temperature range of between 300 °C to 375 °C. This range of temperatures also corresponds with the temperatures at which the third exothermic reaction of the gypsum takes place. The work of Rahmanian [111] shows bending test results in which, it can be observed that failure load of type F and A gypsum plasterboards without cellulose decreases after dehydration, and then decreases even more after the transition reaction. I have considered the hypothesis that the cellulose is the component that provides mechanical resistance against deflection.

This hypothesis is supported by the difference in the flexural strength of gypsum plasterboard considering bearing edges perpendicular or parallel to length reported by manufacturers, and also by our STA cellulose study and by the literature [5]. As a result, it is considered the hypothesis that, at this range of temperature, gypsum plasterboards could begin to fall.

Then, it has been developed a novel methodology based on a modified sample holder that allows to perform cone calorimeter test for samples of compartmentation systems. This methodology and sample holder allow to evaluate the system response at different heats flux, the fire reaction of the system and the heat transfer through the system. This methodology and sample holder have been published as a Patent [117]. It allows to test a sample of a compartment system, allowing to include several layers, an air cavity, and also, it allows to measure the heat distribution in the unexposed face, and the temperature in each layer by using a thermography camera and thermocouples.

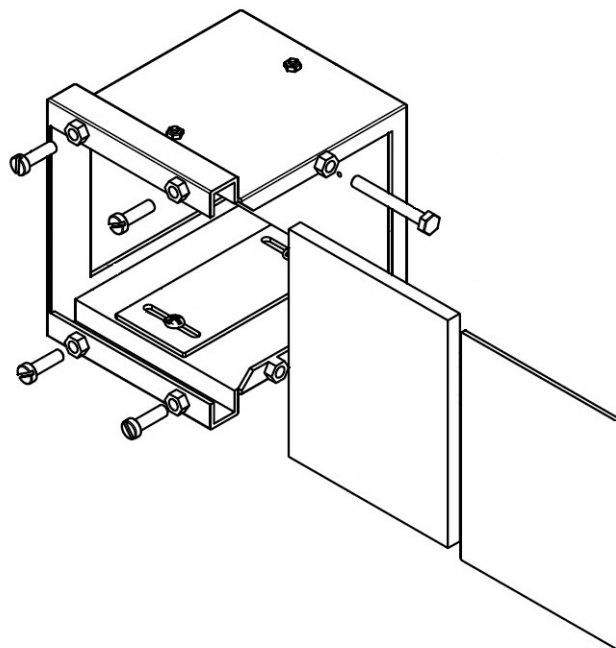


Fig. 89 Sample holder developed in the thesis.

Due to the size of the samples section tested in the cone calorimeter, the slenderness of the sample is small enough to not consider mechanical stresses. This makes that the temperature measured in the unexposed face is only related with the heat transfer, and not with the ablation, creation of fissures or the boards fall off.

From cone calorimeter tests, we have observed the effect of the gypsum dehydration processes on the unexposed face. It can be appreciated how these reactions absorb the heat that comes to the sample, avoiding the heat to pass through the sample. It can also be observed that the temperature after dehydration process tends to an exponential curve.

Another methodology has been developed to analyse the standard fire resistance tests. It has been defined the use of a thermography camera. The use of these kind of cameras allows to measure the temperature distribution in the unexposed face of the compartment system, and so, it is possible to obtain the real time at which the system fails, independently of the thermocouples positions.

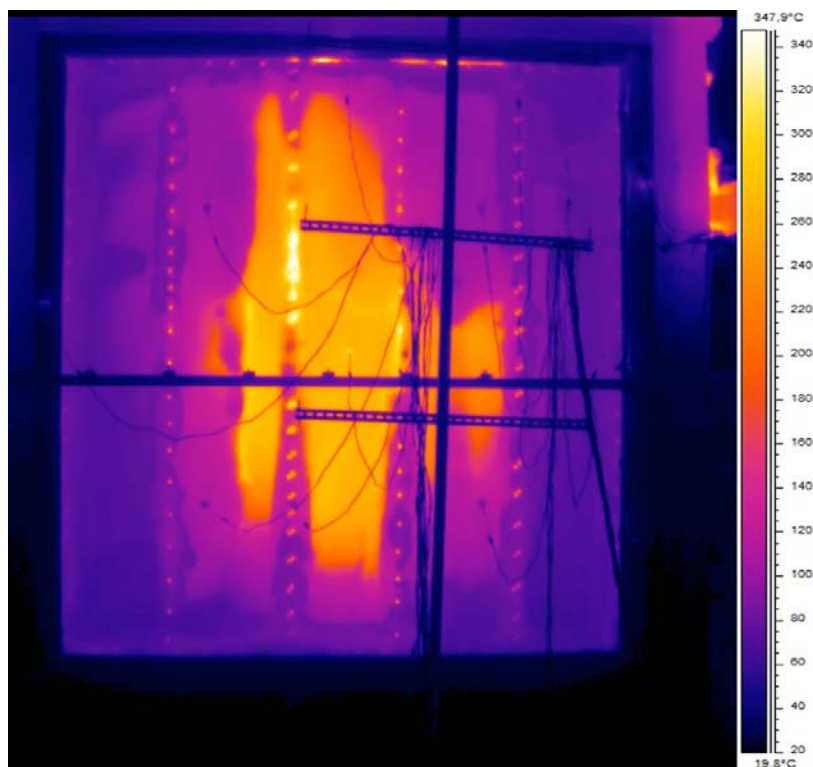


Fig. 90 Temperature distribution during a standard fire resistance tests.

Comparing the unexposed face temperature curves trends of the standard fire resistance tests versus the ones measure in the bench scale tests in which non mechanical stress is considered, it can be known which increase of temperature detected on the standard tests are related with the heat transfer through the system.

Finally, a numerical model was defined by using the Fire Dynamics Simulator (FDS) to predict the fire resistance of compartmentation systems by calculating the failure time [95]. The model considers the parameters determined experimentally in the small-scale tests. STA and LFA tests provide the thermal conductivity, the density, the effective specific heat, and, for a given reaction, the relative amounts of products (i.e. water), the reference temperature at which the reaction takes place, and the temperature range of the reaction. The model considers the hypothesis that the cardboard is the one that provides the mechanical resistance of the plasterboards, so the plasterboards will be able to fall when cellulose is thermally decomposed. The gypsum plasterboards systems failure model based on cardboard behaviour has been validated by modelling the performed standard full-scale fire resistance tests.

	Experimental failure time (s)	Prediction of the failure time (s)	Relative error (%)
Test 1	5340	5430	1.69
Test 2	2280	2517	10.40
Test 3	9250	9053	-2.13
Test 4	9045	8330	7.90

Tabla 17 Failure time validation of the model.

As Table 17 shows with the comparison of the failure time, good results have been obtained from the validation of the model. Relative errors lower than 10.4% has been obtained.

CONCLUSIONES

El principal objetivo de esta tesis doctoral es la definición de un modelo predictivo capaz de estimar la resistencia al fuego de sistemas de compartimentación formados por paneles de yeso laminado. Una novedosa metodología experimental basada en la definición, realización y análisis de ensayos a distintas escalas es presentada en la tesis. En primer lugar, de cara a caracterizar las propiedades térmicas y la descomposición de los diferentes elementos que están presentes en los sistemas de compartimentación de yeso laminado, se han realizado los ensayos de STA y LFA. Seguidamente, se definió una nueva metodología, y se han realizado varios ensayos para analizar y predecir el comportamiento de los sistemas de yeso laminado a través de los ensayos de cono calorimétrico. Otra metodología ha sido propuesta para obtener el valor real del tiempo de fallo de los ensayos normativos de resistencia al fuego. Finalmente, el modelo propuesto ha sido validado frente a los resultados experimentales de cuatro ensayos normativos de resistencia al fuego.

El trabajo realizado en la presente tesis, se ha focalizado en un único tipo de sistema de compartimentación debido a la imposibilidad de analizar todos los tipos de sistemas de compartimentación existentes. Debido a esto, los sistemas basados en placas de yeso laminado han sido seleccionados debido a su buena resistencia al fuego y su amplio uso en las soluciones constructivas.

De cara a analizar la resistencia al fuego de un sistema de compartimentación, el primer punto de interés es analizar la respuesta térmica de cada uno de los elementos que conforman el sistema de compartimentación. El equipo de análisis térmico simultáneo (STA) permite realizar el análisis simultáneo de la termogravimetría (TG) y de la calorimetría diferencial de barrido (DSC) a la misma muestra en un único ensayo, permitiendo medir la descomposición térmica de los materiales bajo el mismo programa de temperaturas. Las condiciones de contorno en los análisis TG y DSC son las mismas (misma atmósfera, velocidad del flujo de gas, presión del vapor de la muestra, ritmo de calentamiento, contacto térmico entre la muestra y el sensor, efecto de la radiación, etc.)

Se han analizado dos tipos de yesos (tipo A y tipo F), el cartón contenido en las placas de yeso laminado y dos tipos de lanas de roca. Los dos tipos de yeso han sido ensayados bajo dos ritmos de calentamiento distintos (10 y 20 K/min) para poder establecer un valor medio de las temperaturas de los distintos procesos de descomposición térmica. Dado que la atmósfera no afecta a los procesos de descomposición del yeso, únicamente se han realizado ensayos con la atmósfera de aire. La masa de las muestras y la velocidad del flujo de aire han sido seleccionadas siguiendo las normativas [76] [75] [74].

El cartón ha sido ensayado bajo las atmósferas de aire y de nitrógeno. El estudio bajo la atmósfera de nitrógeno es de gran importancia debido a la falta de aire en la capa situada entre las distintas placas de yeso laminado, o entre las placas y el aislamiento. El ritmo de calentamiento seleccionado fue 10 K/min, el cual es un valor típico para el estudio de la descomposición térmica. Se han seleccionado los valores de la masa y de la velocidad del flujo de gas considerando los valores definidos en las normativas. Para estudiar las lanas de roca se han seleccionado los mismos parámetros de entrada que en los ensayos del cartón con la atmósfera de aire.

El análisis del láser flash, LFA, ha sido realizado en las muestras de yeso para obtener su coeficiente de conductividad térmica en función de la temperatura. El LFA mide la difusividad térmica y calcula la conductividad mediante el empleo del calor específico y de la densidad, los cuales se han obtenido con los análisis de STA.

Con estos ensayos a pequeña escala se han podido obtener las propiedades térmicas de la conductividad, el calor específico efectivo y la densidad en función de la temperatura, así como, las reacciones de descomposición térmica de los yesos, del cartón y de la lana de roca. Las curvas del STA muestran que la deshidratación del yeso es la reacción endotérmica responsable del buen comportamiento ante el fuego de las placas de yeso laminado. Esto es debido a que esta reacción absorbe una gran cantidad de calor para tener lugar, limitando por tanto el paso de calor através del yeso.

Los resultados del STA también muestran que a temperaturas de alrededor de 360 °C, se produce una tercera reacción exotérmica en el yeso, la cual supone una transición de un yeso fácil de rehidratar a un nuevo estado incapaz de reabsorber agua.

La mayor parte de la pérdida de masa del cartón tiene lugar en el mismo rango de temperaturas para la atmósfera de nitrógeno y de aire. Esta pérdida de masa es de aproximadamente el 60 % de la masa inicial, y tiene lugar entre 300 °C y 375 °C. Este rango de temperaturas se corresponde también con la reacción exotérmica que tiene lugar en el yeso y que le vuelve insoluble.

El trabajo de Rahmanian [111] muestra los resultados de una serie de ensayos de resistencia a flexión, en los que se observa que la carga de rotura en las placas de yeso tipo A y F sin cartón disminuye tras la deshidratación del yeso, y vuelve a disminuir tras la reacción de transición tras la cual el yeso se convierte en insoluble.

Como resultado del análisis de los ensayos STA y de la bibliografía se ha considerado la hipótesis de que el cartón es el componente que resiste mecánicamente contra la flexión. Esta consideración se apoya, por una parte, en la diferencia entre la resistencia a flexión de las placas de yeso laminado si son ensayadas longitudinal o transversalmente, y en los estudios realizados por Cramer [5]. Como resultado de los ensayos que he realizado en STA, junto con el análisis bibliográfico, se ha considerado la hipótesis de que en el rango indicado las placas de yeso laminado comienzan a caerse.

Seguidamente, se desarrolló una metodología, que basándose en un portamuestras modificado permite realizar ensayos de cono calorimétrico para muestras de sistemas de compartimentación. Esta metodología y portamuestras desarrollado permite evaluar la respuesta térmica de los sistemas de compartimentación a distintos flujos de calor, su respuesta al fuego y la transferencia de calor a través suyo.

Esta metodología y portamuestras se publicó como una patente [117]. Este portamuestras permite ensayar una muestra de un sistema de compartimentación, permitiendo incluir varias capas, una cavidad de aire en el interior, así como medir la distribución de temperaturas en la cara no expuesta mediante el uso de una cámara termográfica y la temperatura en las distintas capas del sistema ensayado mediante cables de termopares.

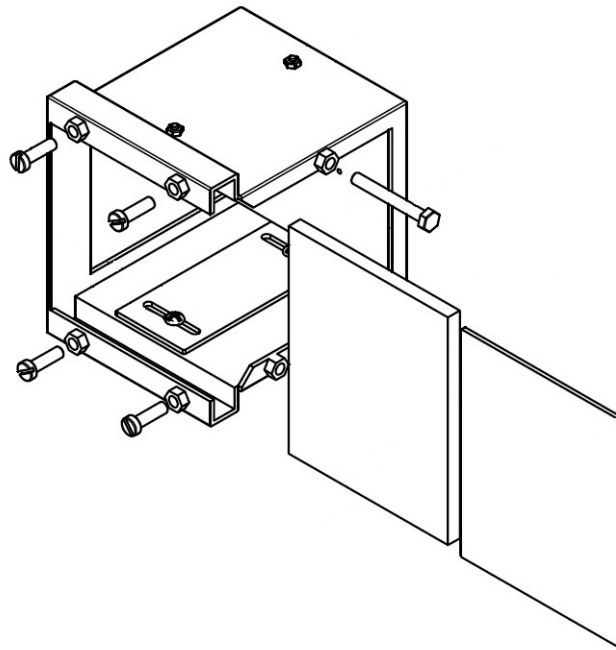


Fig. 91 Portamuestras construido en esta tesis.

Debido al tamaño reducido de la sección de las muestras ensayadas en el cono calorimétrico, la esbeltez es suficientemente pequeña como para que no le afecten las tensiones mecánicas. Esto hace que las medidas de las temperaturas se deban únicamente a la transferencia de calor y no a la ablación, creación de fisuras o a la caída de las placas.

De los ensayos en el cono calorimétrico se ha podido observar el efecto de la deshidratación del yeso en la cara no expuesta. Se observa como esta reacción absorbe el calor que le llega a la muestra disminuyendo su paso a través del sistema. También se ha observado el aumento casi exponencial de la temperatura en la cara no expuesta una vez el yeso se ha deshidratado completamente.

Se ha desarrollado una metodología para analizar los ensayos estándar de resistencia al fuego mediante el uso de una cámara termográfica. El uso de este tipo de cámaras permite medir la distribución de las temperaturas en la cara no expuesta del sistema de compartimentación ensayado, por lo que es posible obtener el tiempo real de fallo del sistema, independientemente de las posiciones de los termopares.

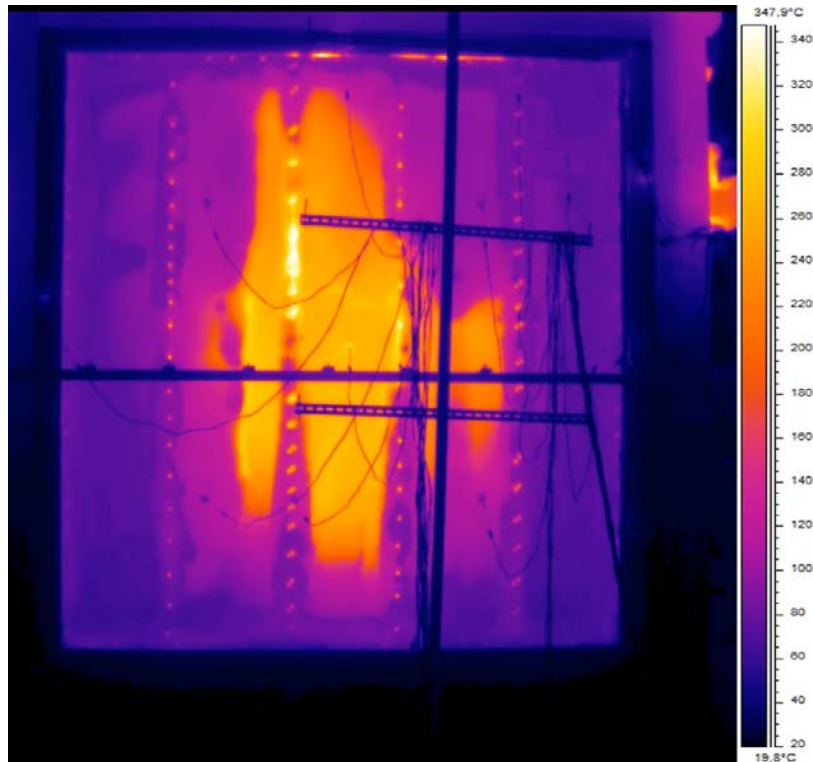


Fig. 92 Distribución de la temperature durante un ensayo normalizado de resistencia al fuego.

Comparando la tendencia de las curvas de temperatura en la cara no expuesta de los ensayos estándar de resistencia al fuego con las medidas en los ensayos en el cono calorimétrico realizados en el laboratorio, en las que no se considera la tensión mecánica, podemos conocer cuales de los aumentos de la temperatura en la cara no expuesta detectado en las pruebas estándar está relacionado con la transferencia de calor a través del sistema.

Finalmente, se realizó la definición del modelo de simulación computacional FDS para predecir la resistencia al fuego de los sistemas de compartimentación mediante el cálculo del tiempo de fallo [95]. El modelo considera los parámetros determinados experimentalmente en las pruebas a pequeña escala. Los ensayos de STA y el LFA me proporcionaron la conductividad, la densidad, el calor específico efectivo, y, para una reacción dada, las cantidades relativas de productos obtenidos en las reacciones (como la cantidad de agua en la deshidratación), la temperatura de referencia a la que tienen lugar las reacciones y el rango de temperaturas de las reacciones. El modelo considera la hipótesis de que el cartón es el que proporciona la resistencia mecánica de las placas de yeso, por lo que éstas podrán caerse únicamente cuando el cartón se descomponga térmicamente.

El modelo computacional de fallo de los sistemas de placas de yeso laminado basado en el comportamiento del cartón ha sido validado mediante el modelado de cuatro ensayos estándar de resistencia al fuego.

	Tiempo de fallo experimental (s)	Tiempo de fallo simulado (s)	Error relativo (%)
Ensayo 1	5340	5430	1.69
Ensayo 2	2280	2517	10.40
Ensayo 3	9250	9053	-2.13
Ensayo 4	9045	8716	3.64

Tabla 18 Validación del modelo con el tiempo de fallo.

Como muestra la Tabla 18 con la comparación del tiempo de fallo, se han obtenido buenos resultados en la validación del modelo. Se han obtenido errores relativos inferiores al 10,4%.

FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN.

CAPÍTULO 9: FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

A raíz de los resultados de los trabajos realizados durante la presente tesis doctoral, así como la profundización del estudio dentro del campo del comportamiento de los sistemas de compartimentación de yeso laminado, se ha dado pie a la sugerencia de diferentes líneas de investigación a seguir en futuros trabajos, las cuales ayudarán a contribuir aún más dentro de este campo del conocimiento.

En las estancias predoctorales realizadas durante el desarrollo de la tesis, además de ser de gran importancia para el desarrollo de la misma, han permitido el manejo de otras herramientas de modelado de la fluidodinámica computacional como ANSYS, así como un modelo propio programando las ecuaciones de transferencia térmica en Matlab. Estos modelos aplicados a distintos tipos de sistemas permiten obtener los valores del R-Value (modelo en ANSYS) y predecir la transferencia de calor a través de sistemas protegidos con pinturas intumescentes.

Debido a la amplia variedad de sistemas de compartimentación existentes y el distinto comportamiento térmico y mecánico de los elementos que los componen, se ha focalizado la tesis en los sistemas constructivos de yeso laminado. Como líneas futuras de investigación se prevé el desarrollo de un modelo propio programado en Matlab para simular la resistencia al fuego de distintos tipos de sistemas de compartimentación. En este modelo se incluirá un modelo de degradación del carbonizado generado en las pinturas intumescentes.

Otra línea de interés para trabajos futuros es el estudio e incorporación en el modelo de materiales aislantes que a determinadas temperaturas entran en ignición generando gases tóxicos. El uso de flamelets en el modelo propio permitirá realizar la predicción de los gases generados.

Se prevé el empleo y adaptación de los ensayos a media escala realizados en la presente tesis al cálculo de la eficiencia energética de edificios mediante la estimación del R-Value.

BIBLIOGRAFÍA

1. UNE-EN 1363-1 Fire resistance tests. Part 1: general requirements. ; 2015.
2. UNE-EN 1364-1 Fire resistance tests for non-loadbearing elements—part 1: walls. ; 2000.
3. UNE-EN 1364-2 Fire resistance tests for non-loadbearing elements—part 2: ceilings. ; 2000.
4. MAPFRE F. Víctimas de incendios en España 2014. ; 2015.
5. Cramer SM, Friday OM, White RH, Sriprutkiat G. Mechanical properties of gypsum board at elevated temperatures. In Fire and materials 2003: 8th International Conference; January 2003; San Francisco, CA, USA. London : Interscience Communication Limited. p. 33-42.
6. Richardson K. History of Fire Protection Engineering. Quincy, MA, National Fire Protection Association; 2003.
7. Babrauskas V, Williamson RB. The historical basis of fire resistance testing - Part II. Fire Technology. 1978.
8. Böhme. Mittheilungen, K. Tech. Versuchsanstalt. Berlin;; 1891.
9. Maluk C, Bisby L. 120 years of structural fire testing: Moving away from the status quo. In Invited plenary presentation at the 2nd Fire Engineering Conference; 25-26 October 2012; Valencia, Spain.
10. Kendall J. Fire Prevention and Fire Protection as Applied to Building Construction – A handbook of Theory and Practice NY: John Wiley & Sons; 1912.
11. Woolson IH. Columbia University Introduces an Educational Innovation. <http://chroniclingamerica.loc.gov/lccn/sn83030214/1904-09-18/ed-1/seq-30/>. New York Tribune; September 18 1904.
12. Sachs EO. Suggested Standards of Fire Resistance. In Report on Proceedings of the International Fire Prevention Congress; July 6-11 1903; London, England. p. 243-248.
13. Welch C. The Need for a Uniform Method of Testing the Fire Resistance of Building Materials, with Discussion. In Report on Proceedings of the International Fire Prevention Congress; July 6-11 1903; London, England. p. pp. 249-252.
14. NFPA , Construction RotCoFR. Proceedings of the National Fire Protection Association Annual Meetings. US;; 1917-1930. Report No.: <http://www.nfpa.org>.
15. ASTM E119-16a Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials. www.astm.org. West Conshohocken, PA: ASTM International; 2016.
16. Sackett A. Process of Mixing Cement, Plaster. United States Patent Office; 9 Mayo 1899. Report No.: Patent No 624,687.
17. McLaggan MS. Novel fire testing frameworks for Phase Change Materials and hemp-lime insulation. Thesis dissertation. University of Edimburgh; 2016.
18. Mehaffey JR, Cuerrier P, Carisse GA. A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire. Fire and Materials. 1994; 18:297–305.
19. Sultan MA. A model for predicting heat transfer through non-insulated unloaded steel-stud gypsum board wall assemblies exposed to fire. Fire Technology. 1996; 32(3):239–259.
20. Wakili KG, Hugi E, Wullschlegel L, Frank TH. Gypsum board in fire modelling and experimental validation. Journal of Fire Sciences. 2007; 25(3):267–282.
21. Manzello SL, Gann RG, Kukuck SR, Lenhert DB. Influence of gypsum board type (X or C) on real fire performance of partition assemblies. Fire and Materials. 2007; 31:425–442.
22. Alvear D, Capote J, al. e. Modelado y Simulación Computacional de Incendios en la Edificación: Editorial Díaz de Santos; 2007.

23. Capote J, Alvear D, Abreu O, Lazaro M, Puente E. Pyrolysis Characterization of a Linear Low Density Polyethylene. In 10th Intern. IAFSS Symp. of The International Association for Fire Safety Science; June 19-24, 2011; College Park, Maryland.
24. Capote J, Alvear D, Abreu O, Lázaro M, Puente E. Modelling Pyrolysis of a Medium Density Polyethylene. *International Review of Chemical Engineering*. 2010; 2(7:884-890).
25. Webster R, Lázaro M, Alvear D, Capote J, Trouvé A. Limitations in current parameter estimation techniques for pyrolysis Modeling. In *International Sem. on Fire and Explosion Hazards*; April 11-16, 2010; Leeds.
26. Ryan JV. Study of gypsum plasters exposed to fire. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. 1962; 66C(4:373-387).
27. Lawson JR. An Evaluation of Fire Properties of Generic Gypsum Board Products. NBSIR 77-1265, National Bureau of Standards. 1977.
28. Thomas G. Thermal Properties of Gypsum Plasterboard at High Temperatures. *Fire and Materials*. 2002; 26:37-45.
29. Harmathy T. Properties of building materials—Section 1. In *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. Boston: Dinunno PJ, Beyler CL, Custer RL, Walton WD, Watts JM (eds). National Fire Protection Association; 1988; 388–391.
30. Andersson L. JB. Analytical fire design with gypsum—a theoretical and experimental study Lund: IFSD87-MG001. Institute of Fire Safety Design; 1987.
31. Park SH, Manzello SL, Bentz DP, Mizukami T. Determining thermal properties of gypsum board at elevated temperatures. *Fire Materials*. 2010 34:237–250.
32. Benichou N, Sultan MA, Maccallum C, Hum J. Thermal properties of wood, gypsum and insulation at elevated temperatures. IR-710. Ottawa: National Research Council Canada; 2001.
33. Schleifer V. Zum Verhalten von raumabschliessenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall. Ph.D. Thesis ETH No. 18156, Zurich: ETH. ; 2009.
34. Thomas G. Modelling thermal performance of gypsum plasterboard-lined light timber frame walls using SAFIR and TASEF. *Fire and Materials*. 2010;(DOI: 10.1002/fam.1026.).
35. Hopkin DJ, Lennon T, El-Rimawi J, Silberschmidt VV. A numerical study of gypsum plasterboard behaviour under standard and natural fire conditions. *Fire & Materials*. 2012; 36:107–126.
36. Goncalves T, Clancy P, Poynter W. Mechanical Properties of Fire Rated Gypsum Board Australia: Victoria University of Technology; 1996.
37. Shepel SV, Ghazi Wakili K, Hugi E. Vapor Convection in Gypsum Plasterboard Exposed to Fire: Numerical Simulation and Validation. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications An International Journal of Computation and Methodology*. 2010; 57(12).
38. McGrattan K. Fire Dynamics Simulator (version 5) – Technical Reference Guide, Volume 3. Validation: National Institute of Standards and Technology, - NIST 1018-5; 2009.
39. Takeda H, MJR. Wall2D: A Model for Predicting Heat Transfer through Wood-Stud Walls Exposed to Fire. 1998; 22:133–140.
40. Kolaitis D, Founti M. Development of a solid reaction kinetics gypsum dehydration model appropriate for CFD simulation of gypsum plasterboard wall assemblies exposed to fire. *Fire Safety Journal*. 2013; 58:151–159.
41. Manie J, KWP. DIANA - Finite Element Analysis User's Manual release 9.6. TNO Building and Construction Research; 2015.

42. Gernay JMFT. User's manual for SAFIR 2016c a computer program for analysis of structures subjected to fire. Liege, Belgium: University of Liege, Institute Du Genie Civil.
43. Keerthan P, Mahendran M. Numerical studies of gypsum plasterboard panels under standard fire conditions. *Fire Safety Journal*. 2012; 53-105-119.
44. Jones BH. Performance of Gypsum Plasterboard Assemblies Exposed to Real Building Fires. Christchurch, New Zealand ; 2001.
45. Mcgrattan K, Hostikka S, McDermott R, Floyd J, Weinschenk C, Overholt K. Fire dynamics simulator user's guide. NIST special publication. 1019, Sixth Edition; 2015.
46. Mcgrattan K, Hostikka S, McDermott R, Floyd J, Weinschenk C, Overholt K. Fire dynamics simulator technical reference guide. NIST special publication. 1018-1, Sixth Edition; 2015.
47. Thanasoulas ID, Vardakoulias IK, Kolaitis DI, Gantes CJ, Founti MA. Thermal and Mechanical Computational Study of Load-Bearing Cold-Formed Steel Drywall Systems Exposed to Fire. *Fire Technology*. 2016; 52(6:2071–2092).
48. ANSYS 15.0 User's Guide. ANSYS Inc. Canonsburg; 2013.
49. ADINA System 8.5 Release Notes. ADINA R&D Inc. Watertown; 2008.
50. Gallagher PK. Handbook of thermal analysis and calorimetry. Volume 1. Principles and practice.: Elsevier; 1998.
51. Brown ME. Introduction to thermal analysis. Techniques and applications.: Chapman and Hall; 2001.
52. Honda K. On a thermobalance. *Sci. Rep. Tohoku Univ*. 1915; 4(97-103).
53. Ewing GW. Chemical Instrumentation. 1972; 49(10).
54. Guichard. Bulletin de la Societe chimique de France. 1923; 33(258).
55. Gabbott P. Principles and applications of thermal analysis: Blackwell Publishing; 2008.
56. Zhang LM, Zhao X, Ji JJ, Dai YJ. TG-DTG as an Effective Method for the Characterization of Rutin Extracted from the Buds of Sophora Japonica L. 2009; 95(3:917-922).
57. Dollimore D, Evans TA, Lee YF, Pee GP, Wilburn. FW. The significance of the onset and final temperatures in the kinetic analysis of TG curves. 1992; 196(2:255-265).
58. Lee YF, Dollimore D. The identification of the reaction mechanism in rising temperature kinetic studies based on the shape of the DTG curve. *Thermochimica Acta*. 1998; 323(1-2).
59. Chen H, Liu N, Zhao W. Critical Study on the Identification of Reaction Mechanism by the Shape of TG/DTG Curves. *Solid State Sciences*. 2010; 12(455-460).
60. Maitra S, Bandyopadhyay. N. Application of Non-Arrhenius Method for Analyzing the Decomposition Kinetic of SrCO₃ and BaCO₃. *J. Am. Ceram. Soc*. 2008; 91(1: 337-341).
61. Chen H, Liu N. Application of Non-Arrhenius Equations in Interpreting Calcium Carbonate Decomposition Kinetics: Revisited. *J. Am. Ceram. Soc*. 2010; 93(2:548-553).
62. Watson ES, O'Neill MJ, Justin J, Brenne N. A Differential Scanning Calorimeter for Quantitative Differential Thermal Analysis. *Anal. Chem*. 1964; 36(1233).
63. Neill MJO. The Analysis of a Temperature-Controlled Scanning Calorimeter. *Anal. Chem*. 1964; 36(1238).
64. O'Neill. MJ. Measurement of Specific Heat Functions by Differential Scanning Calorimetry. *ANALYTICAL CHEMISTRY*. 1966; 38(10-1331).
65. Ozawa T, Kanari K. Heat capacity measurements by dynamic differential Scanning Calorimetry. *ThermochimicaActa*. 1996; 288(39-51).

66. UNE-EN ISO 11357-4:2014 Calorimetría diferencial de barrido (DSC). Parte 4: Determinación de la capacidad térmica específica..
67. ASTM E1269, Standard Method for determining specific heat capacity by Differential scanning calorimetry. West Conshohocken, PA.; 2007. Report No.: DOI: 10.1520/E1269-05.
68. UNE-EN ISO 11357-5 Plásticos. Calorimetría diferencial de barrido (DSC). Parte 3: Determinación de las temperaturas y los tiempos característicos de la curva de reacción, la entalpía de la reacción y el grado de conversión. ; 2015.
69. Höhne GWH, Hemminger WF, Flammersheim HJ. Differential Scanning Calorimetry. Second Edition.: Springer; 2003.
70. Richardson MJ. Thermal analysis, in: Comprehensive Polymer Science, Vol. 1, Polymer Characterization Oxford: Booth C., Price C., Pergamon Press; 1989.
71. UNE-EN ISO 11357-3 Plásticos. Calorimetría diferencial de barrido (DSC). Parte 3: Determinación de la temperatura y de la entalpía de fusión y de cristalización. AENOR; 2013.
72. ASTM E793-06 Standard Test Method for Enthalpies of Fusion and Crystallization by Differential Scanning Calorimetry. ; 2012.
73. UNE-EN ISO 11357-2 Plásticos. Calorimetría diferencial de barrido (DSC). Parte 2: Determinación de la temperatura de transición vítrea y de la altura del escalón de transición vítrea. AENOR; 2015.
74. EN ISO 11357-1:2016 Plastics - Differential Scanning Calorimetry (DSC) - Part 1: General principles. (ISO 11357-1:2016)..
75. EN ISO 11358-1:2015 Plastics - Thermogravimetry (TG) of Polymers - Part 1: General principles (ISO 11358-1:2014)..
76. ASTM E1131-08 Standard Test Method for Compositional Analysis by Thermogravimetry. West Conshohocken, PA.; ASTM International. Report No.: 20072014.
77. Matala A. Methods and applications of pyrolysis modelling for polymeric materials. Thesis for the degree of Doctor of Science, VTT SCIENCE 44. ; 2013.
78. Zong R,WZ,LN,HY a LG. Thermal degradation kinetics of Polyethylene and Silane-crosslinked Polyethylene. ; 98(3: 1172–1179).
79. Alvear D, Abreu O, Lázaro M, Puente E, Lázaro D. Modeling Pyrolysis of a Thermoplastic Using an Optimization Process of Simultaneous Thermal Analyzer Simula. In Proceedings of the Seventh International Seminar Fire and Explosion Hazards; 5-10 May 2013; Providence, RI, USA.
80. Lázaro D, Puente E, Lázaro M, Alvear D. Characterization of polyethylene decomposition reactions using the TG curve. International Review of Chemical Engineering (I.RE.CH.E.). 2014; 6(1).
81. Jiménez A,IA,TL a KJM. Kinetic modeling of the thermal degradation of stabilized PVC plastisols. 2000; 61:483-491.
82. Marquis DM,GE,CA,RT,RF. Existence and uniqueness of solutions of a differential equation system modeling the thermal decomposition of polymer materials. 2013; 160:818–829.
83. Marquis DM,PM,GE a CJC. Modelling decomposition and fire behaviour of small samples of a glass-fibre-reinforced polyester/balsa-cored sandwich material. 2013; 37:413–439.
84. Blazevska-Gilev J, Spaseska D. Formal kinetic analysis of PVC thermal degradation. Journal of the University of Chemical Technology and Metallurgy. 2010; 45(3:251-254).

85. M. Beneš VPGMAAKKGWDEVB. Lifetime simulation and thermal characterization of PVC cable insulation materials. 2005; 82:761–768.
86. Marcilla AaBM. Thermogravimetric kinetic study of poly (vinyl chloride) pyrolysis. Polym. Degrad. Stab. 1995; 3910(95:219–229).
87. Miranda R,PH,RC,DHaVC. Vacuum pyrolysis of PVC I: Kinetic study. 1999; 66(1:107–125).
88. Peterson JD, Vyazovkin S, Wight CA. Kinetics of the Thermal and Thermo-Oxidative Degradation of Polystyrene, Polyethylene and Poly(propylene). Macromol. Chem. Phys. 2001; 202:775–784.
89. Matuschek G, Milanov N, Kettrup A. Thermoanalytical investigations for the recycling of PVC. Thermochim. Acta. 2000; 361(1–2:77–84).
90. Beneš M, Milanov N, Matuschek G, Kettrup A, Plaček V, Balek V. Thermal degradation of PVC cable insulation studied by simultaneous TG-FTIR and TG-EGA methods. J. Therm. Anal. Calorim. 2004; 78:621–630.
91. Wolfinger MG, Rath J, Krammer G, Barontini F, Cozzani V. Influence of the emissivity of the sample on differential scanning calorimetry measurements. Thermochemica Acta. 2001; 372:11-18.
92. Stoliarov SI,WRN. Determination of the heats of gasification of polymers using differential scanning calorimetry. Polymer Degradation and Stability. 2008; 93:422-427.
93. UNE-EN 520:2005+A1:2010 Placas de yeso laminado. Definiciones, especificaciones y métodos de ensayo..
94. Korte ACJ,BHJH. Calculation of thermal conductivity of gypsum plasterboards at ambient and elevated temperature. Fire Materials. 2010; 34: 55–75.
95. Lázaro D, Puente E, Lázaro M, Lázaro PG, Peña J. Thermal modelling of gypsum plasterboard assemblies exposed to standard fire tests. Fire Materials. 2016; 40: 568–585.
96. Wullschlegel L, Wakili KG. Numerical parameter study of the thermal behaviour of a gypsum plaster board at fire temperatures. Fire Materials. 2008; 32: 103–119.
97. ISO834-8:2002 Fire-resistance tests -- Elements of building construction -- Part 8: Specific requirements for non-loadbearing vertical separating elements..
98. Rahmanian I, Wang Y. Thermal Conductivity of Gypsum at High Temperatures A Combined Experimental and Numerical Approach. Acta Polytechnica. 2009; 49((1): 16-20).
99. Pérez-Moreno SM, Gazquez MJ, Barneto AG, Bolivar JP. Thermal characterization of new fire-insulating materials from industrial inorganic TiO₂ wastes. Thermochimica Acta. 2013; 552:114– 122.
- 100 Randall J. An Evaluation of Fire Properties of Generic Gypsum Board Products. NBSIR . 77-1265; 1977.
- 101 Chamekh MLO, Taibi M, Aride J, Boukhari A. Caracterización fisicoquímica del yeso natural de Mauritania. Materiales de construcción. 1998; 48(250).
- 102 Gauna ARd. La determinación del contenido en yeso hemihidrato en los cementos por análisis térmico. Materiales de Construcción. 1973; 152(pp 5-25).
- 103 Melinge Y, Lanos C, Nguyen KS, Daiguebonne C, Guillou O, Freslon S. One-Dimensional- Time Study of the Dehydration of Plasterboards Under Standard Fire Condition (ISO 834): Thermo-Chemical Analysis. Journal of fire sciences. 2011; 29(4: 299-316).

- 104 Yu QL, Brouwers HJH. Thermal properties and microstructure of gypsum board and its . dehydration products: A theoretical and experimental investigation. *Fire Materials*. 2012; 36: 575–589.
- 105 Kolarkar P, Mahendran M. Experimental studies of gypsum plasterboards and composite . panels under fire conditions. *Fire Materials*. 2012; 38((1): 13–35).
- 106 Ghazi Wakili K, Hugi E. Four types of gypsum plaster boards and their thermo-physical . properties under fire condition. *Journal of Fire Sciences*. 2009; 27((1):27-43).
- 107 McKinnon MB, Stoliarov SI, Witkowski A. Development of a pyrolysis model for . corrugated cardboard. *Combustion and Flame*. 2013; 160:2595–2607.
- 108 Agarwal G, Liu G, Lattimer B. Pyrolysis and Oxidation of Cardboard. In IAFSS Fire safety . science-draft proceedings of the eleventh international symposium; 2014.
- 109 Semmes MR, Liu X, Mckinnon MB, Stoliarov SI, Witkowski A. A Model for Oxidative . Pyrolysis of Corrugated Cardboard. In IAFSS Fire safety science-proceedings of the eleventh international symposium; 2014; DOI: 10.3801/IAFSS.FSS.11-111. p. 111-123.
- 110 David C, Salvador S, Dirion JL, Quintard M. Determination of a reaction scheme for . cardboard thermal degradation using thermal gravimetric analysis. *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*. 2003; 67:307-323.
- 111 Rahmanian I. Thermal and mechanical properties of gypsum boards and their influences on . fire resistance of gypsum board based systems. Thesis. University of Manchester; 2011.
- 112 Saint-Gobain G. HhinoBoard. [Online]. Available from: . http://www.gyproc.co.za/media/68703/rhinoboard_for_walls.pdf.
- 113 Association G. Gypsum board typical mechanical and physical properties (GA-235-10). . [Online].; 2010. Available from: <http://www.americangypsum.com/sites/default/files/documents/GA-235%20Gypsum%20Board%20Typical%20Mechanical%20and%20Physical%20Properties.pdf>.
- 114 ASTM C1396 / C1396M -14a Standard Specification for Gypsum Board. ASTM . International, West Conshohocken, PA, , www.astm.org; 2014.
- 115 Parker WJ, Jenkins RJ, Butler CP, Abbott GL. Method of Determining Thermal Diffusivity, . Heat Capacity and Thermal Conductivity. *Journal of Applied Physics*. 1969; 32 (9)(doi:10.1063/1.1728417).
- 116 Cape JA, Lehman GW. Temperature and Finite Pulse-Time Effects in the Flash Method for . Measuring Thermal Diffusivity. *Journal of Applied Physics*. 1963; 34,(7):1909.
- 117 Alvear D, Lázaro D, Lázaro PG, Puente E, inventors; Portamuestras y método para la . realización de ensayos de fuego de elementos multicapa. España patent ES-2551030_B2. 2016 Mar 30.
- 118 Gunalan S, Kolarkar P, Mahendran M. Experimental study of load bearing cold-formed . steel wall systems under fire conditions. *Thin-Walled Structures*. 2013; 65:72–92.
- 119 International Standard. ISO5660-1 Reaction to fire tests. Heat release, smoke production . and mass loss rate. Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method). ; 2002.
- 120 Babrauskas V. Development of the cone calorimeter- A bench-scale heat release rate . apparatus based on oxygen consumption. National Bureau of Standards Center for Fire Research, NBSIR 82-2611; 1982.
- 121 Schemel CF, Simeoni A, Biteau H, Rivera JD, Torero JL. A calorimetric study of wildland . fuels, Experimental Thermal and Fluid Science. In ; 2008: Fifth mediterranean combustion symposium. V32, (7):1381-1389.

- 122 Brown JE, Braun E, Twilley WH. Cone Calorimeter Evaluation of the Flammability of . Composite Materials. U.S. Department of Commerce; 1988. Report No.: NBSIR 88-3733.
- 123 Kashiwagi T. The Use of Calorimetry for Fire Materials Research. In Proceedings on Fire . Calorimetry; 1995; Gaithersburg,MD.
- 124 Babrauskas V, Grayson SJ. Heat Release in Fires: E & FN SPON.; 1995.
- 125 ASTM E1354 Calorimeter, Standard Test Method for Heat and Visible Smoke Release . Rates for Materials and Products Using an Oxygen Consumption..
- 126 Twilley WH, Babrauskas V. User's guide for the cone calorimeter. NBS special Publication . 745. ; 1988.
- 127 Schartel B, Hull TR. Development of fire-retarded materials—Interpretation of cone . calorimeter data. Fire Materials. 2007; 31:327–354.
- 128 Elliot PJ, Whiteley RH. A cone calorimeter test for the measurement of flammability . properties of insulated wire. Polymer Degradation and Stability. 1999; 64(3:577–584).
- 129 UNE-EN 13501-2:2009+A1:2010 Clasificación en función del comportamiento frente al . fuego de los productos de construcción y elementos para la edificación. Parte 2..
- 130 Kodur VKR, Harmathy TZ. Properties of building materials.,SFPE handbook of fire . protection engineering, 4th Ed: P.J. DiNenno, ed., National Fire Protection Association, Quincy,Mass; 2008.
- 131 Forney GP. “User's Guide for Smokeview Version 5 – A Tool for Visualizing Fire . Dynamics Simulation Data”. ; 2008.
- 132 Stokes GG. On the theories of the internal friction of fluids in motion, and of the equilibrium . and motion of elastic solids. Fellow of Pembroke College; 1845.
- 133 Howell JR, Siegel R. Thermal Radiation Heat Transfer New York: Taylor & Francis; 4th . edition, 2002.
- 134 [Online]. Available from: http://www.gyproc.co.za/media/68703/rhinoboard_for_walls.pdf.
- 135 Gypsum Association. Gypsum board typical mechanical and physical properties. [Online]. . Available from: <http://www.pabcogypsum.com/sites/default/files/GA-235-10.pdf>.
- 136 de Villanueva L, Lasheras F, del Rio M, Hernández-Olivares F. Modelo matemático del . comportamiento mecánico en flexión del cartón-yeso. Informes de la Construcción. 1994; 45(430).