

## ANÁLISIS TÉRMICO DE VIGAS DE CONCRETO REFORZADO SOMETIDAS A INCENDIO LOCALIZADO USANDO MODELOS FDC-FEM

### THERMAL ANALYSIS OF REINFORCED CONCRETE BEAMS SUBJECTED TO LOCALIZED FIRE USING CFD-FEM MODELS

Miguel Manco Rivera<sup>1</sup>  Miguel Celis Carbajal<sup>2</sup> 

Gustavo Guarniz Avalos<sup>1</sup> 

<sup>1</sup>Universidad Tecnológica de los Andes, Abancay – Perú

<sup>2</sup>Universidad Federal de Pernambuco, Recife – Brasil

<sup>3</sup>Universidad Tecnológica del Perú, Lima - Perú

#### Correspondencia:

Dr. Miguel Manco Rivera  
mmancor@utea.edu.pe

#### Como citar este artículo:

Manco, M., Celis, M., & Guarniz, G. (2024). Análisis térmico de vigas de concreto reforzado sometidas a incendio localizado usando modelos FDC-FEM. *Hatun Yachay Wasi*, 3(1), 10 - 24. <https://doi.org/10.57107/hyw.v3i1.53>

#### RESUMEN

La versatilidad y la alta capacidad de carga del concreto reforzado son las principales razones de su masivo empleo en diversas infraestructuras como edificios, puentes, entre otras. Fuera de las cargas normales de operación estas estructuras, pueden ser sometidas a cargas accidentales como las generadas por incendios localizados. La normativa actual ofrece algunas opciones de análisis de esta clase de fenómenos. Los modelos basados en la Fluidodinámica Computacional (FDC) son los más adecuados; sin embargo, dada su complejidad su uso es poco extendido, optándose por metodologías simplificadas. Este trabajo muestra una metodología que acopla modelos en FDC para la simulación del incendio y térmicos en el Elementos Finitos (EF), para la obtención del campo de temperaturas de una viga de concreto reforzado sometida a un escenario de incendio localizado. El análisis se realizó con un modelo unidireccional secuencialmente acoplado en el cual, después de extraer los coeficientes de transferencia de calor y las temperaturas de la superficie adiabática del modelo en FDC, se incluyen estos valores (previa manipulación mediante un programa en FORTRAN) en el modelo de EF, para obtener los campos de temperaturas. Con los resultados obtenidos se concluye como el empleo de esta metodología, permite estimar adecuadamente las temperaturas en la viga para el caso considerado, siendo posible utilizarlos en un posterior análisis termo-mecánico.

**Palabras clave** incendio localizado, fluidodinámica computacional (FDC), elementos finitos (EF)

#### ABSTRACT

The versatility and high load capacity of reinforced concrete are the main reasons for its massive use in various infrastructures such as buildings, bridges, among others. Outside of normal operating loads, these structures can be subjected to accidental loads such as those generated by localized fires. Current regulations offer some options for analyzing this type



of phenomena. Models based on Computational Fluid Dynamics (CFD) are the most suitable; However, given its complexity, its use is not widespread, opting for simplified methodologies. This work shows a methodology that couples CFD models for fire simulation and thermal models in Finite Elements (EF), to obtain the temperature field of a reinforced concrete beam subjected to a localized fire scenario. The analysis was carried out with a sequentially coupled unidirectional model in which, after extracting the heat transfer coefficients and adiabatic surface temperatures from the CFD model, these values are included (after manipulation using a FORTRAN program) in the EF model, to obtain the temperature fields. With the results obtained, it is concluded that the use of this methodology allows the temperatures in the beam to be adequately estimated for the case considered, making it possible to use them in a subsequent thermo-mechanical analysis.

**Keywords:** localized fire, computational fluid dynamics (CFD), finite elements (FE)

## INTRODUCCIÓN

Los diversos escenarios accidentales en estructuras de concreto reforzado, incluyen cargas sísmicas, cargas de viento, cargas térmicas, entre otras. La ocurrencia de un incendio implica la generación de gradientes de temperatura que alteran la respuesta mecánica/termo-mecánica de la estructura a las cargas normales de operación (European Committee for Standardization, 1992; European Committee for Standardization, 2002; European Committee for Standardization, 2005). Las diferencias entre las propiedades térmicas del concreto y de las barras y estribos de acero incrementan la complejidad de este tipo de análisis. De igual forma, la cantidad de humedad en el concreto también es un factor que afecta el análisis.

En (Alos et al., 2017; Balaji et al., 2016; Buttignol, 2022; Song et al., 2019) se muestran diferentes investigaciones realizadas en columnas de concreto reforzado en las cuales las propiedades térmicas, tanto del acero como del concreto son modeladas en base a la temperatura, permitiendo ver como varía el comportamiento en función de estas cargas térmicas. Los escenarios de incendio abarcan modelos simples y complejos mostrando las diferencias entre cada opción de modelado. Para el caso de la transferencia de informaciones entre

modelos FDC y FEM existen otros trabajos como Feenstra et al., 2018; Silva et al., 2016; Zhang et al., 2016; Zhou et al., 2023 en donde se describe ampliamente la manipulación necesaria entre datos de un modelo a otro, ya que normalmente las mallas no son coincidentes.

En este mismo contexto, se abordan otros estudios (Manco et al., 2013; Manco et al., 2020; Manco et al., 2021a; Manco et al., 2021b; Paya & Garlock, 2012; Ryu et al., 2021; Xu et al., 2021 & Zhang et al., 2013.) de diversas estructuras metálicas sometidas a diversos escenarios de incendio; así como, la transferencia de informaciones entre modelos FDC-FEM. El modelado de estas estructuras es relativamente más simple que en los casos mencionados en el párrafo anterior, debido a que se trabaja únicamente con un material. El análisis termo-mecánico de estructuras mixtas o simplemente de acero será más o menos confiable conforme el escenario de incendio sea mejor representado. Siendo necesario, además un mayor refinamiento de la malla para poder capturar fenómenos como la generación de bisagras plásticas, diversas fallas en el material, entre otros fenómenos. Los criterios de falla también deben incluirse para poder limitar adecuadamente los

análisis realizados, debiendo estos considerar los efectos de los gradientes térmicos existentes en cada caso evaluado.

Este artículo busca presentar de forma simple los pasos necesarios para la realización de la simulación de un incendio localizado en una viga de concreto reforzado. A pesar de la geometría relativamente simple del caso evaluado los pasos para el análisis de estructuras más complejas serían los mismos. El estudio limita a la parte térmica del problema evaluado, dejando el análisis termo-mecánico,

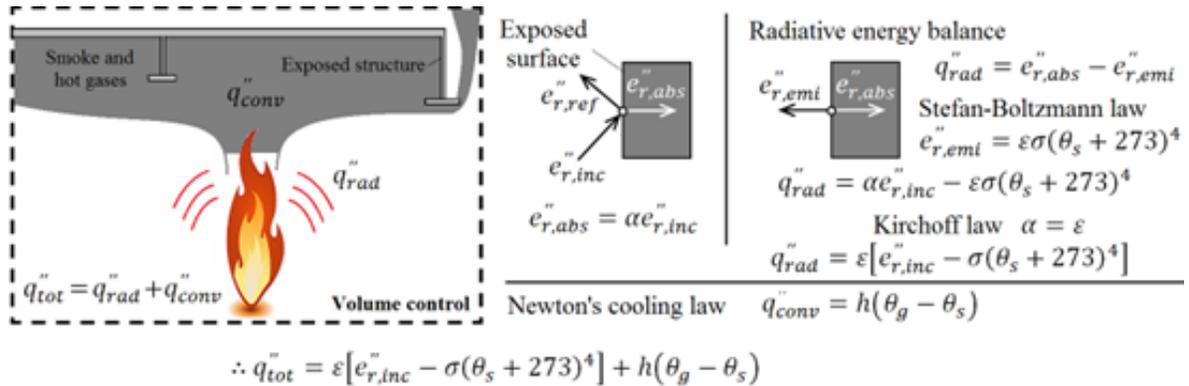
para un siguiente estudio debido a las dificultades explicadas en el párrafo anterior.

**Interacción Incendio-Estructura**

La Figura 1 muestra la transferencia de energía térmica de la llama y de los gases calientes hacia las superficies expuestas de la estructura a través de los flujos de calor por radiación y convección, respectivamente. Por tanto, el flujo de calor total del incendio hacia la estructura ( $q''_{tot}$  [kW / m<sup>2</sup>]) se puede expresar mediante la Ecuación 1:

**FIGURA 1**

*Ilustración del cálculo del flujo de calor total entre el incendio (llama y gases calientes) y la estructura*



$$q''_{tot} = q''_{rad} + q''_{conv} = \varepsilon_s \left[ q''_{inc} - \phi \sigma (\theta_s + 273)^4 \right] + h_{conv} (\theta_g - \theta_s) \quad (1)$$

donde  $q''_{rad}$  [kW / m<sup>2</sup>] es el flujo de calor total por radiación,  $q''_{conv}$  [kW / m<sup>2</sup>] es el flujo de calor por convección,  $q''_{abs} = \alpha_s q''_{inc}$  [kW / m<sup>2</sup>] es el flujo de calor absorbido,  $q''_{inc}$  [kW / m<sup>2</sup>] es el flujo de calor incidente,  $q''_{emi} = \varepsilon_s \sigma \theta_s^4$  [kW / m<sup>2</sup>] es el flujo de calor emitido,  $\varepsilon_s$  [-] es la emisividad de la superficie,  $\alpha_s$  [-] es la absorptividad de la superficie,  $\phi$  [-] es el factor de visualización,  $\sigma = 5.6710^{-11}$  [kW / m<sup>2</sup> \* K<sup>4</sup>] es la constante de Stefan-Boltzmann,  $\theta_s$  es la temperatura de la superficie [°C],  $h_{conv}$  [kW / m<sup>2</sup> - K] es el

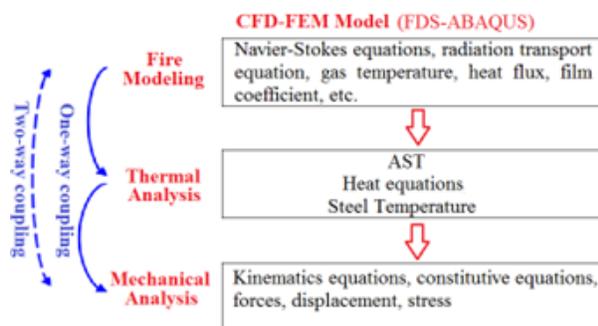
coeficiente de transferencia de calor por convección y  $\theta_g$  [°C] es la temperatura del gas.

La resolución del problema fluido-termo-mecánico, que implica simular un incendio, se aborda en tres etapas. Inicialmente, un modelo fluidodinámico simula la interacción incendio estructura, calculando los flujos de calor sobre las superficies expuestas de la estructura. A continuación, un modelo térmico aplica estos flujos de calor a la estructura para calcular los campos de temperatura

a lo largo del tiempo. Finalmente, el modelo termomecánico aplica este campo térmico como una carga adicional a las operacionales previamente aplicadas. Cuando este análisis se realiza para cada paso de tiempo, es decir se simula el incendio, se calcula el campo térmico y se obtienen las cargas mecánicas, actualizando la geometría del modelo, el análisis se denomina bidireccional secuencialmente acoplado (*two-way coupling*). Por otro lado, si el modelado del incendio se realiza para todo el intervalo de interés sin actualizar la geometría, el análisis se denomina unidireccional secuencialmente acoplado (*one-way coupling*), tal como se muestra en la Figura 2. Es evidente que un análisis bidireccional es más preciso; sin embargo, su costo computacional es considerablemente más elevado. Por esta razón, y pese a la pérdida de precisión, generalmente se opta por la metodología unidireccional (European Committee for Standard, 1992; European Committee for Standard, 2002; European Committee for Standard, 2005; Hurley et al., 2016; Silva et al., 2016; Zhang et al., 2016).

**FIGURA 2**

*Pasos en el análisis termomecánico de fluidos*



### Modelo CFD-FEM

Este trabajo empleará un modelo unidireccional para evaluar un incendio localizado en una viga de concreto reforzado. La simulación del incendio se realiza empleando un modelo desarrollado en el software libre Fire Dynamics Simulator – FDS (Mc

Grattan et al., 2013a, 2013b) desarrollado por el *National Institute of Standards and Technology (NIST/USA)*. Este software ha sido ampliamente validado por diversas instituciones y ofrece una opción práctica para este tipo de estudios. El FDS está basado en la fluidodinámica computacional – FDC, siendo capaz de obtener coeficientes de convección, flujos de calor, temperaturas de los gases, entre otras, tras resolver las ecuaciones de Navier-Stokes, transporte de radiación, entre otras en el dominio considerado a lo largo del tiempo de interés. Para garantizar convergencia de los resultados, es necesario que la razón entre la longitud característica de la célula hexaédrica de la malla del modelo y el *characteristic fire diameter* (Wasson et al., 2016), calculado según ecuación (2), sea al menos 16.

$$D^* = \left( \frac{HRR}{\rho_\infty c_p \theta_\infty \sqrt{g}} \right)^{2/5} \quad (2)$$

donde:  $\rho_\infty$  es la densidad del aire,  $c_p$  es el coeficiente de calor específico a presión constante del aire,  $\theta_\infty$  es la temperatura ambiente y  $g$  es la aceleración de la gravedad.

El FDS resuelve la ecuación (1) empleando el concepto de la *Adiabatic Surface Temperature* -  $\theta_{AST}$  [°C], propuesta por (Sjöström et al., 2012; Wickström et al., 2011; Wickström et al., 2018; Wickström et al., 2019). Esta metodología propone substituir hipotéticamente la superficie expuesta por una superficie ideal, caracterizada como un aislante perfecto. Con base a esta hipótesis, y luego de hacer la manipulación matemática adecuada, la ecuación (1) puede reescribirse como:

$$\dot{q}_{tot}^* = \varepsilon_s \sigma \left[ (\theta_{AST} + 273)^4 - (\theta_s + 273)^4 \right] + h_{conv} (\theta_{AST} - \theta_s) \quad (3)$$

Los valores de  $\theta_{AST}$  y  $h_{conv}$  son registrados

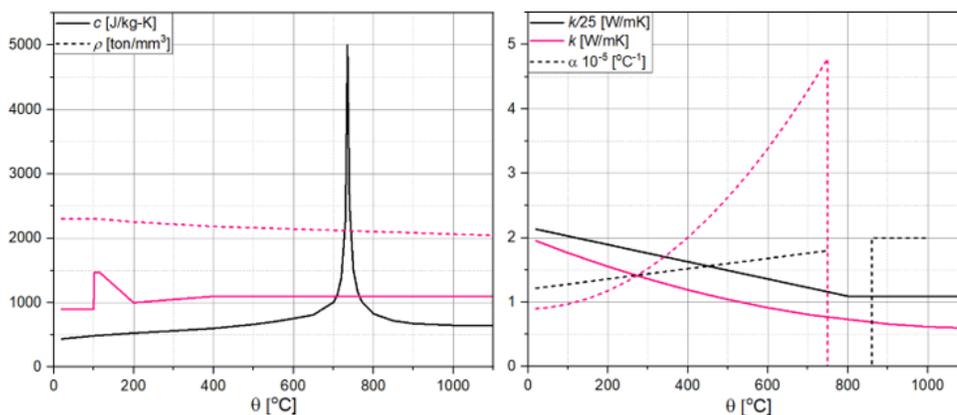
en cada paso de tiempo mediante sensores virtuales localizados en la superficie expuesta de la estructura. Estos valores permiten calcular los flujos de calor que serán considerados en el modelo térmico para estimar el campo de temperaturas. A pesar de las ventajas en el análisis de incendio en el FDS, no es común emplearlo para el análisis térmico ya que apenas tiene implementado un modelo de análisis de transferencia de calor en 1D. En este trabajo el análisis térmico se realiza empleando el software ABAQUS (Simulia, 2012), siendo necesario utilizar una interfase programada en FORTRAN como se describió en Manco et al., 2021. Dado que los modelos térmico y termo-mecánico no necesariamente deben poseer las mismas mallas, es posible emplear un número menor de sensores. A fin de capturar la aparición de rotulas plásticas o fracturas en la viga el modelo termo-mecánico es en general siempre más denso.

El análisis térmico debe resolver la ecuación de gobierno del proceso de transferencia de calor, dada por la ley de Fourier mostrada en la ecuación (4):

$$\rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \quad (4)$$

### FIGURA 3

Calor específico y conductividad térmica del hormigón y del acero al carbono en función de la temperatura



Nota: European Committee for Standardization, 1992; European Committee for Standardization, 2005.

donde  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] es la masa específica,  $c$  [J/kg-K] es el calor específico y  $k$  [W/mK] es la conductividad térmica del concreto o acero, según corresponda. Las propiedades térmicas del concreto (línea rosa) y del acero (línea negra) en función de la temperatura siguen las recomendaciones dadas en (European Committee for Standardization, 1992; European Committee for Standardization, 2005) y se muestran en la Figura 3.

Para resolver la ecuación (4) mediante el método de los elementos finitos es necesario escribirla en su forma matricial, obteniendo:

$$[C] \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\} + [K_T] \{\theta\} = \{R_T\} \quad (5)$$

donde  $[C]$  es la matriz de capacitancia,  $[K_T] = [K] + [H]$  es la matriz de conductividad total,  $[K]$  es la matriz de conductividad,  $[H]$  es la matriz de convección en el contorno,  $\{R_T\} = \{R_B\} + \{R_h\}$  es el vector de flujo de calor nodal total,  $\{R_B\}$  es el vector de flujo de calor y  $\{R_h\}$  es el vector de convección en el contorno.

Adicionalmente, se debe linealizar la Ecuación (3) para poder utilizarla como condición de contorno ya que no es posible resolver un sistema de ecuaciones de cuarta orden [30–33].

$$q_{tot}^* = (h_{rad} + h_{conv})(\theta_{AST} - \theta_s) = h_{tot}^{AST} (\theta_{AST} - \theta_s) \quad (6)$$

donde

$$h_{rad} = \varepsilon_s \sigma [(\theta_{AST} + 273)^2 + (\theta_s + 273)^2] / ([\theta_{AST} + 273.15] + [\theta_s + 273.15])$$

es el coeficiente adiabático de transferencia de calor por radiación y  $h_{tot}^{AST}$  es el coeficiente adiabático total de transferencia de calor.

Finalmente, mediante la aplicación del esquema de integración directa, mostrado en la ecuación (7) el modelo térmico obtiene el campo de temperatura para el instante de tiempo  $n + 1$  ( $\{\theta\}_{n+1}$ ) a partir de las informaciones del instante de tiempo  $n$  ( $\{\theta\}_n$ ):

$$\left( \frac{1}{\Delta t} [C] + \beta [K_r] \right) \{\theta\}_{n+1} = \left( \frac{1}{\Delta t} [C] - (1 - \beta) [K_r] \right) \{\theta\}_n + (1 - \beta) \{R_r\}_n + \beta \{R_r\}_{n+1}$$

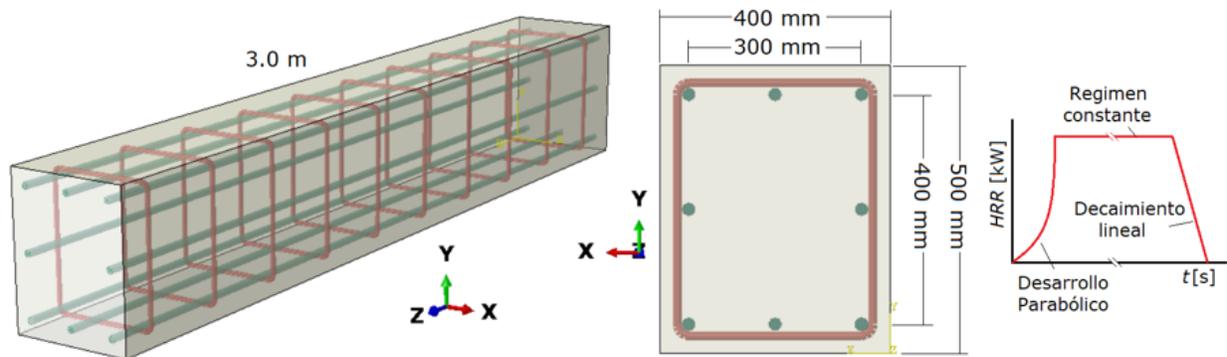
donde  $\Delta t$  es el intervalo de tiempo y  $\beta$  es el factor temporal de integración.

#### Caso de Estudio

El objetivo del presente estudio es mostrar los pasos necesarios para la implementación de los modelos en FDS versión 6.2 (Mc Grattan et al., 2013a, 2013b) necesarios, para el análisis de vigas de concreto reforzado en situación de incendio localizado. Dado que estas vigas tienen un amplio uso en diversos tipos de estructuras, se selecciona la viga de sección rectangular (0.5x0.4 m) típica (Fig. 4). Las barras y los estribos de refuerzo poseen diámetros de 12 mm y 8 mm, respectivamente. Esta viga de 3 m de longitud se considera localizada a una altura de 2.5 m desde el nivel del piso a su parte inferior. El escenario de incendio considera la quema de propano en una poza de 1 m de diámetro localizada en el piso a la mitad de la longitud de la viga. El escenario de incendio considera la curva de Tasa de liberación de Calor o *Heat Release Rate* – HRR, (Fig. 4) con un valor en su régimen constante de 800 kW. Dicha curva cuenta con una etapa de desarrollo parabólico del incendio de dos minutos, seguida de un régimen constante que dura unos 27 minutos, para decaer linealmente durante los últimos 16 minutos del incendio considerado.

**FIGURA 4**

*Descripción del modelo y curva HRR*



La Figura 5 muestra el modelo en FDS el cual considera un ancho de 4 m, una profundidad de 3 m y una altura de 3 m. Este modelo consta de 72x54x54 elementos hexaédricos en las direcciones x,y,z , respectivamente, con un total de 209952 elementos. Sobre la superficie de la viga se colocaron una serie de sensores virtuales que son capaces de captar y almacenar a lo largo del tiempo de análisis los valores de  $\theta_{AST}$  y de  $h_{tot}^{AST}$  . Su análisis demoró un total de 62 h en un computador equipado con un procesador Intel® Core™ i7-3820 con 3,60 GHz y 16 GB de memoria RAM.

Para el análisis térmico se empleó un modelo de elementos finitos desarrollado en el software ABAQUS (Simulia, 2012). Este cambio de programa, se debe a que el FDS considera un modelo lineal (1D) para el análisis de transferencia de calor; mientras que el modelo de EF considera un modelo 3D. El modelo térmico considera apenas el modelado de la viga que se discretiza utilizando 4x5x30 elementos hexaédricos del tipo DC3D8 para la viga de concreto, mientras que la barra y el estribo de refuerzo se modelan empleando elementos tipo *wire* DC1D2. La barra y el estribo se modelan empleando la técnica de elementos embebidos dentro de la columna de concreto, esto es, se consideran apenas los ejes centroidales, informando al programa las propiedades térmicas, en función de la temperatura, del acero (Fig. 3) y su sección transversal. El programa realiza de forma automática el retiro del material de concreto y la conexión entre el concreto y el acero para todos los fines prácticos. Esta técnica permite evitar el tedioso modelado de las barras y estribos y el retiro necesario del concreto en el volumen que estos ocupan.

La Figura 4 muestra el modelo térmico considera, sin la malla para una mejor visualización, pero con las

barras y estribos renderizados, esto es, el programa muestra los volúmenes reales considerados para estos elementos, a partir de la data previamente introducida al modelo. Una vez procesados los valores de  $\theta$  y de  $h$  se introducen en las superficies expuestas de los elementos correspondientes y el programa realiza el cálculo del campo térmico en aproximadamente dos minutos.

## RESULTADOS Y DISCUSIÓN

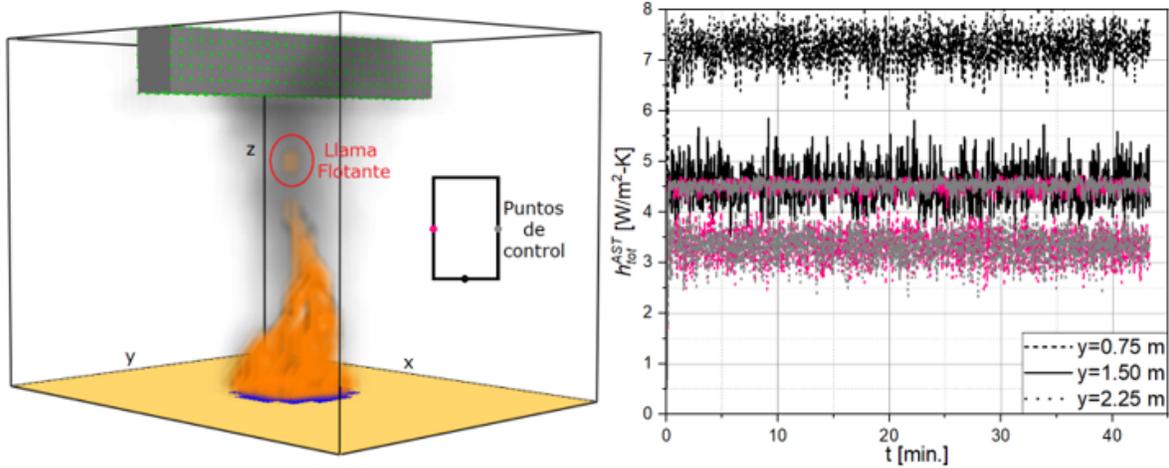
### Simulación del Incendio

La Figura 5 muestra para el instante t=12 minutos la forma de la llama y la distribución de los gases calientes; así como, la distribución de los coeficientes de transferencia de calor para los puntos ubicados en y=0.75, 1.5 y 2.25 m de acuerdo con el diagrama mostrado. La llama, en general, se compone de una región constante, una intermitente y una región flotante. La primera mantiene en general la altura y forma; mientras que la región intermitente se genera debido a los cambios de presión que se dan al resolver el problema fluidodinámico.

La región flotante se debe a pequeños desprendimientos de partes de la llama por las diferencias de densidad que se dan debidos a los cambios de presión antes mencionados. A pesar de que el caso de estudio considera como condición de contorno la superficie superior abierta, permitiendo el escape de los gases calientes, estos pueden bloquear parcialmente el flujo de calor por radiación de la llama a la superficie expuesta de la viga. En lo que respecta a los coeficientes de transferencia de calor totales  $h_{tot}^{AST}$  se puede apreciar que en la región media de la viga ( $y = 1.5$  m), el valor medio es de  $4.5 [kW / m^2 - K]$  mientras que en los extremos en la región inferior su valor medio es de  $7.25 [kW / m^2 - K]$  y en los laterales en ambos extremos su valor medio es de  $3.3 [kW / m^2 - K]$ .

**FIGURA 5**

Llama flotante y gases calientes en el modelo en FDS para  $t=12$  minutos y distribución temporal de los coeficientes totales de transferencia de calor.

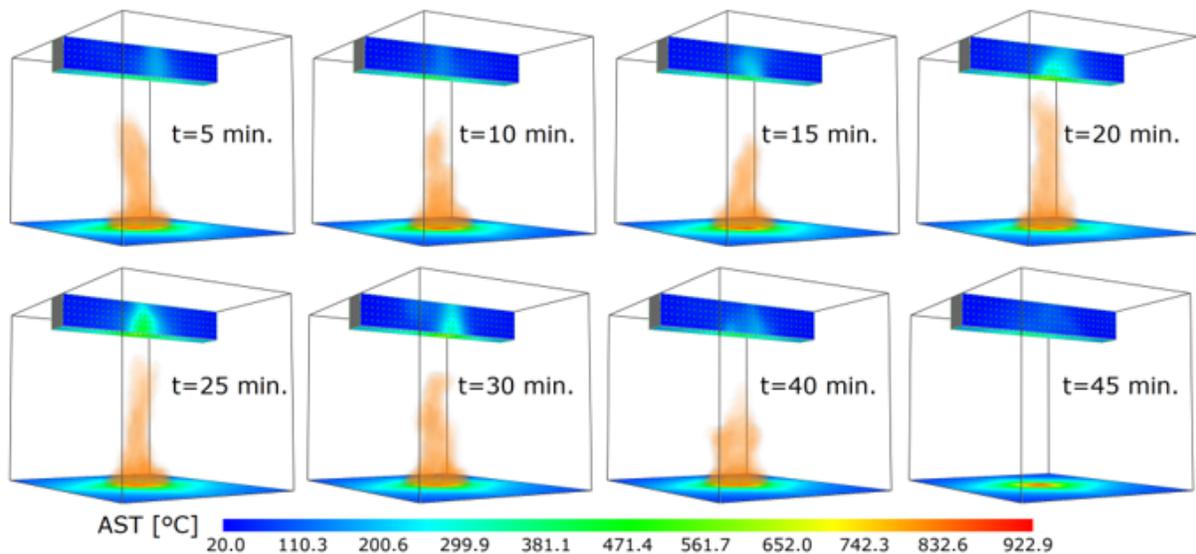


La Figura 6 muestra el campo de temperaturas  $\theta_{AST}$  para distintos instantes de tiempo así como la forma de la llama. A fin de facilitar la visualización de este campo de temperaturas no se muestra la distribución de los gases calientes en esta figura. Las máximas temperaturas se encuentran en la región donde está la poza, tal como se puede apreciar

en el instante de 45 minutos, en el que la llama se extinguió. En la viga, tal como se esperaba las máximas temperaturas se encuentran en la región directamente encima de la llama, en la que se alcanzan temperaturas del orden de  $\theta_{AST} = 420$  [°C].

**FIGURA 6**

Campos de Temperatura de la Superficie Adiabática y forma de la llama para diferentes instantes de tiempo.



En relación con la llama, se aprecia que a pesar de que la mayoría de los instantes presentados se encuentran dentro de la región de comportamiento estable de la HRR, la forma no es constante. La llama apenas representa la parte visible del proceso de quema del combustible y su forma, altura e inclinación está fuertemente influenciada por las condiciones de contorno, entre las que se encuentran las aberturas en el comportamiento (que afectan la distribución de la presión en su interior), velocidad del viento, entre otros.

### Análisis Térmico

Una vez concluida la simulación del incendio por el modelo en FDS los valores de  $\theta_{AST}$  y de  $h_{tot}^{AST}$ , capturados por los sensores virtuales son procesados y posteriormente introducidos en el modelo térmico de elementos finitos. El escenario de incendio, descrito anteriormente, se calcula en aproximadamente 2 minutos. La Figura 7 muestra para el instante en donde la máxima temperatura es alcanzada (aproximadamente en  $t=30$  minutos) el campo de temperaturas en la viga y los elementos

de refuerzo de esta. Tal como se esperaba, la región directamente encima de la llama en la parte inferior presenta las mayores temperaturas, concentrándose en los bordes debido a que en esta región los gases calientes interactúan con la región inferior y lateral de la viga, predominando por tanto el proceso de transferencia de calor por convección. En esta figura los elementos de refuerzos se muestran renderizados, esto es se muestra su superficie real y no solo su eje centroidal dado que fueron modelados con la técnica de elementos embebidos. Finalmente, también se muestra el perfil de temperaturas adimensional para  $t=30$  minutos, de la línea 1-1 en el borde inferior de la viga, la línea 2-2 coincidente con el eje de la barra inferior derecha de la viga y la línea 3-3 en el centro de la cara inferior de la viga. A partir de este perfil adimensional de temperaturas podemos apreciar como la mayor conductividad térmica del acero genera un perfil adimensional con menores gradientes entre el centro de la barra y sus extremos.

### FIGURA 7

*Campo de temperatura en la viga y los refuerzos (elementos embebidos) en el instante de máxima temperatura ( $t=30$  minutos)*

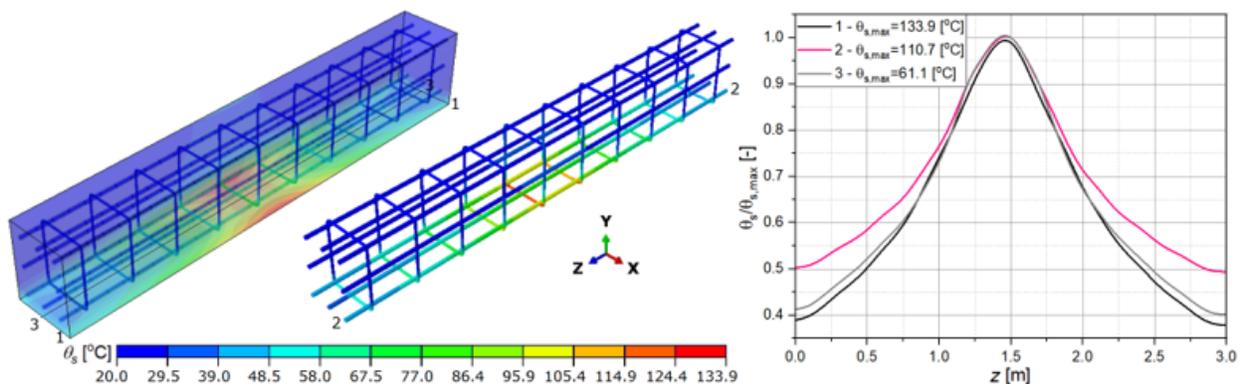
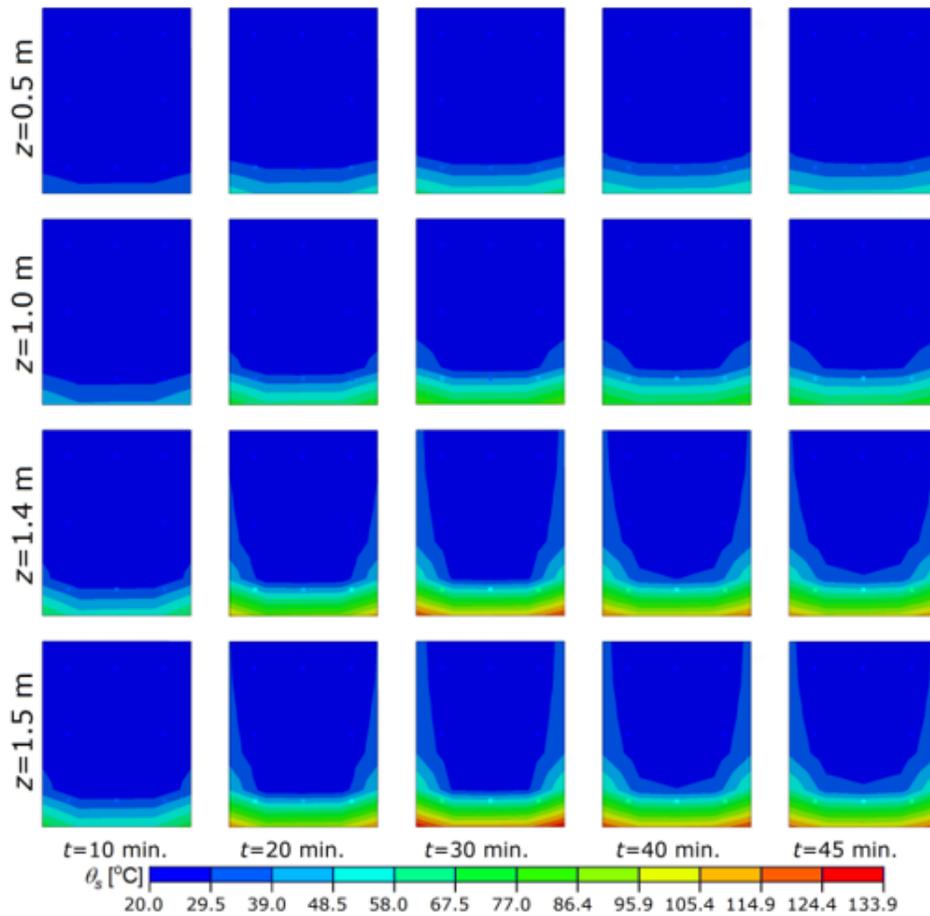


FIGURA 8

*Campo de temperatura para diferentes secciones de la viga*



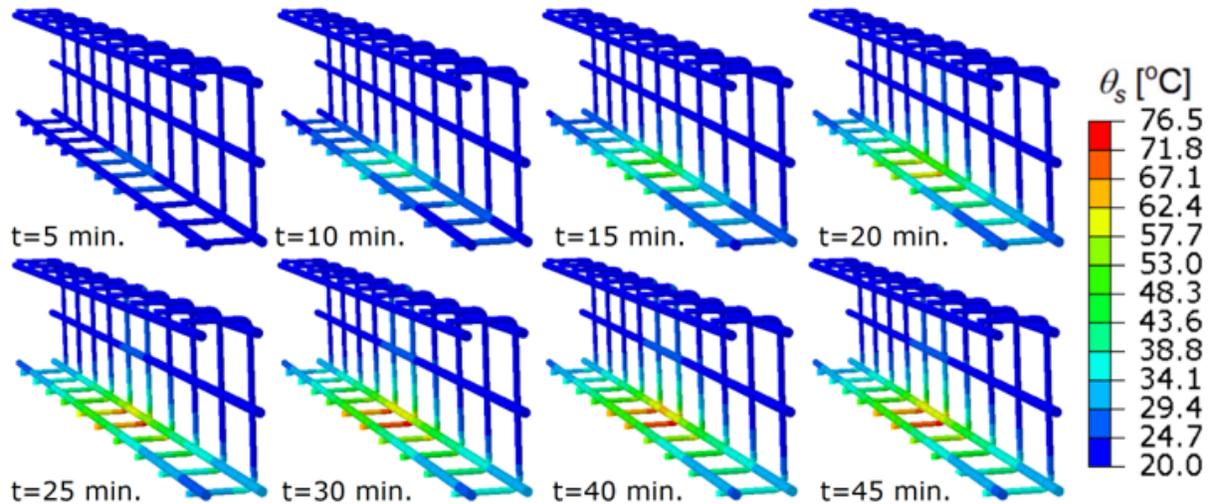
La Figura 8 muestra la distribución de las temperaturas en el concreto para secciones transversales localizadas en  $z=0.5, 1.0, 1.4$  y  $1.5\text{ m}$  para diferentes instantes de tiempo. Los puntos celestes representan la ubicación de las barras de refuerzo. La distribución de temperaturas en la región inferior muestra que el proceso de transferencia de calor por radiación es predominante en esta región a pesar de ser parcialmente bloqueados por los gases de combustión. En  $z=0.5\text{ m}$  se aprecia el incremento de temperatura casi uniforme en la parte inferior de la viga a diferencia de las demás secciones, debido a que los gases calientes escapan al ambiente y no existe un proceso de transferencia de calor por convección en esta región. En las regiones cercanas al centro de la viga ( $z=1.4$  y  $1.5\text{ m}$ ) la presencia de los gases calientes genera incrementos de

temperatura perceptibles en las regiones laterales de la viga. Para  $z=1.5\text{ m}$  en  $t=30$  minutos se hace evidente la concentración de las temperaturas más elevadas en las esquinas inferiores de la viga ya que la presencia de los gases calientes en la región lateral incrementa el flujo de calor por convección en esta región. En caso de que las condiciones de contorno fueran diferentes como, por ejemplo, ante la presencia de un techo, este bloquearía el libre flujo de los gases calientes modificando el perfil de temperaturas obtenido. De igual forma si se realizara el análisis con un modelo simple como la curva de incendio ISO-834 (European Committee for Standardization, 1992; Quintiere et al., 2006; Zhang et al., 2016), en donde se considera la misma temperatura en las tres caras expuestas de la viga, los resultados serían significativamente diferentes.

La Figura 9 muestra el campo de temperatura de los elementos de refuerzo (barras y estribos) para diferentes instantes de tiempo. Las temperaturas mayores en la región inferior se justifican por el mayor flujo de calor por radiación en la región inferior de la viga. De igual forma, la mayor conductividad del acero es responsable de los menores gradientes de temperatura en las barras de refuerzo en la región inferior respecto al concreto en la misma región.

**FIGURA 9**

*Campo de temperatura para los refuerzos de acero de la viga para diferentes instantes de tiempo*



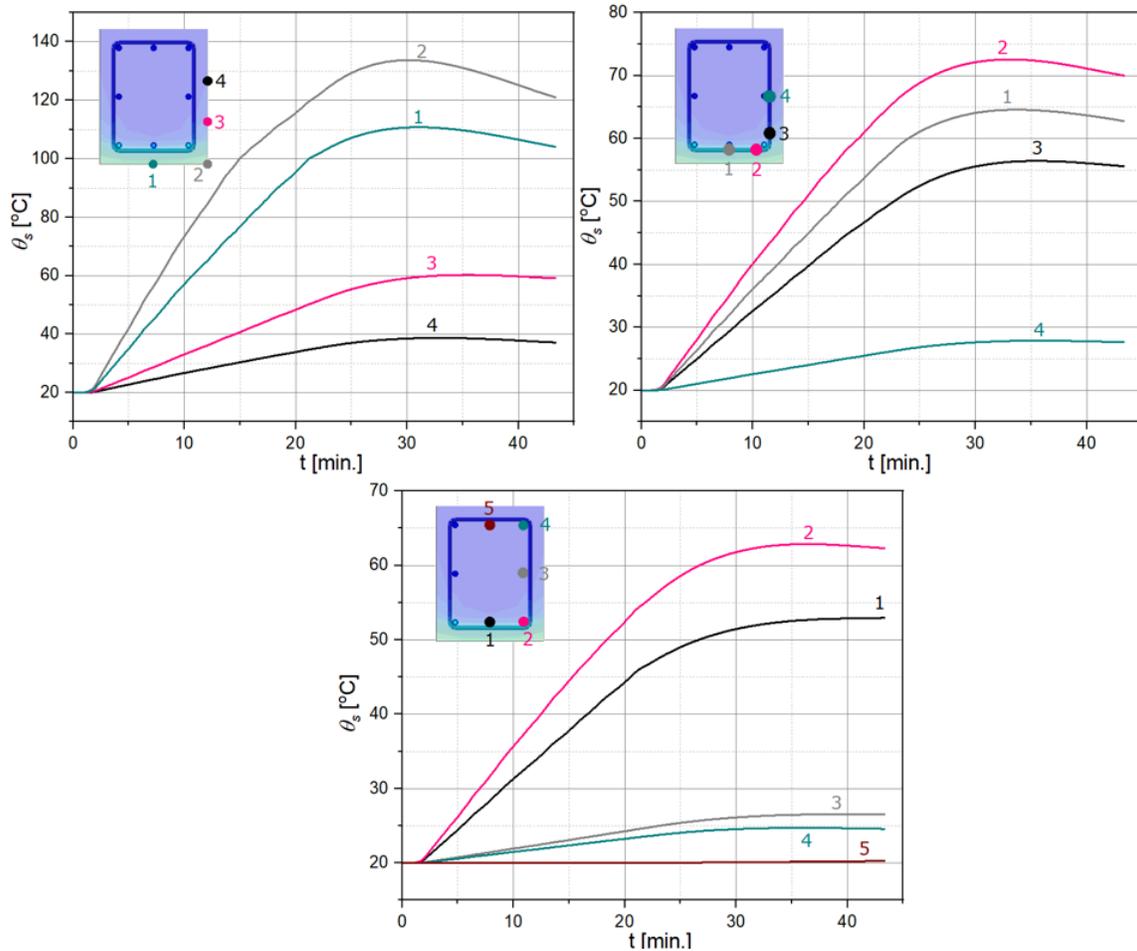
La Figura 10 muestra la evolución temporal de la temperatura en diversos puntos de control en la viga de concreto, los estribos y las barras de acero, respectivamente para la sección ubicada en  $z=1.5$  m. Para el caso de la viga de concreto se muestra la evolución de los cuatro puntos de control mostrados observando que la temperatura máxima ocurre en aproximadamente 30 minutos, seguida del proceso de enfriamiento.

Para el caso del estribo también se muestran cuatro puntos de control, haciéndose evidente que las temperaturas máximas se producen en un instante posterior debido a la demora en el proceso de transferencia de calor entre el concreto y el estribo. Finalmente, para la barra en la esquina inferior, la temperatura máxima se da en un tiempo de 35

minutos aproximadamente. Ya para las demás barras se va dando el retardo en alcanzar su temperatura máxima debido a la influencia en su posición y a la demora en el proceso de transferencia de calor entre el concreto y el acero.

FIGURA 10

Evolución de la temperatura para los refuerzos de acero de la viga para diferentes instantes de tiempo



## CONCLUSIONES

- El empleo de modelos CFD-FEM para el análisis térmico de estructuras de concreto reforzado en situación de incendio localizado, representa adecuadamente el fenómeno estudiado.
- La necesidad de emplear materiales con diferentes propiedades térmicas incrementa la complejidad del estudio; así como, el uso de materiales embebidos en otros, para facilitar la implementación del modelo a estudiar. Sin embargo, es necesario entender la complejidad de los cálculos realizados y la potencia computacional requerida y el tiempo necesario para su realización.
- La limitación del estudio a la parte térmica, se debe comprender que cuanto mejor sea la representación del campo de térmico, más óptima será la evaluación del comportamiento termo-mecánico de la estructura. Este tipo de análisis en general se limita a la evaluación de siniestros reales, optándose por metodologías simples, para el análisis de los escenarios de incendio en la etapa de diseño de las estructuras.

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Alos, J., Paya, I., Hospitaler, A., & Rinaudo, P. (2017). Valencia bridge fire tests: Experimental study of a composite bridge under fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 138, 538–54. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.08.008>.
- Balaji A., Luquman, K., Nagarajan, P., & Madhavan, T. (2016). Studies on the behavior of Reinforced Concrete Short Column subjected to fire. *Alexandria Engineering Journal*, 55, 475–86. <https://doi.org/10.1016/j.aej.2015.12.022>
- Buttignol, T. (2022). Analytical and numerical analyses of RC beams exposed to fire adopting a LITS trilinear constitutive law for concrete. *Case Studies in Construction Materials*, 17: e01619. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2022.e01619>.
- European Committee for Standardization (1992). EN 1992-1-2: Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. <https://www.phd.eng.br/wp-content/uploads/2015/12/en.1992.1.2.2004.pdf>
- European Committee for Standardization. (2002). EN 1991-1-2: Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire. British Standards Institution. <https://www.phd.eng.br/wp-content/uploads/2015/12/en.1991.1.2.2002.pdf>
- European Committee for Standardization. (2005). EN 1993-1-2: Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. British Standards Institution. <https://library.um.edu.mo/dissertation/b21618677.pdf>
- Feenstra, J., Hofmeyer, H., Van Herpen, R., & Mahendran M. (2018). Automated two-way coupling of CFD fire simulations to thermomechanical FE analyses at the overall structural level. *Fire Saf J*, 96:165–75. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.11.007>.
- Hurley, M., Gottuk, D., Hall, J., Harada, K., Kuligowski, E., Puchovsky, M., et al. SFPE handbook of fire protection engineering, fifth edition. 2016. <https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0>.
- Manco, M., Vaz, M., Cyrino, J., Landesmann, A. (2013). Behavior of stiffened panels exposed to fire. In: Romanoff J, Guedes Soares C, editors. *Analysis and Design of Marine Structures*, CRC Press; 101–8. <https://doi.org/10.1201/b15120-16>.
- Manco, M., Vaz, M., Cyrino, J., & Landesmann, A. (2018). Ellipsoidal Solid Flame Model for Structures Under Localized Fire. *Fire Technology*, 54:1505–1532. <https://doi.org/10.1007/s10694-018-0750-y>.
- Manco, M., Vaz, M., Cyrino, J., Landesmann, A. (2020). Evaluation of localized pool fire models to predict the thermal field in offshore topside structures. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 42:613. <https://doi.org/10.1007/s40430-020-02694-8>.
- Manco, M., Vaz, M., Cyrino J., & Landesmann A. (2021a). Thermomechanical performance of offshore topside steel structure exposed to localised fire conditions. *Marine Structures*, 76:102924. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2020.102924>.
- Manco, M., Vaz, M., Cyrino, J., & Landesmann

- A. (2021b). A study on the use of fireproof protection in offshore topside steel structures subject to localised fires. *Marine Systems & Ocean Technology*, 16, 55 – 68 (2021). <https://doi.org/10.1007/s40868-021-00102-x>
- McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Weinschenk, C., & Overholt, K. (2013). Fire Dynamics Simulator, Technical Reference Guide, vol 1: Mathematical Model <https://nvlpubs.nist.gov/nistpubs/SpecialPublications/NIST.SP.1018e6.pdf>
- McGrattan, K., Hostikka, S., McDermott, R., Floyd, J., Weinschenk, C., & Overholt, K. (2013). Fire Dynamics Simulator, User's Guide. <https://doi.org/http://dx.doi.org/10.6028/NIST.SP.1019>.
- Payá, I., & Garlock, M. (2012). A numerical investigation on the fire response of a steel girder bridge. *Journal of Constructional Steel Research*, 75:93–103. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.03.012>.
- Quintiere, J. (2006). Fundamentals of Fire Phenomena. <https://doi.org/10.1002/0470091150>.
- Ryu, M., He, K., Lee, D., Park, S., Thomas, G., & Paik, J. (2021). Finite element modeling for the progressive collapse analysis of steel stiffened-plate structures in fires. *Thin-Walled Structures*, 159, 107262. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.107262>.
- Silva, J., Landesmann, A., & Ribeiro, F. (2016). Fire-thermomechanical interface model for performance-based analysis of structures exposed to fire. *Fire Safety Journal*, 83:66–78. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2016.04.007>.
- Simulia, D (2012). Abaqus 6.12 documentation. Providence, Rhode Island, US 2012:6. <https://doi.org/10.1097/TP.0b013e31822ca79b>
- Sjöström, J., Byström, A., Lange, D., & Wickström, U. (2012). *Thermal exposure to a steel column from localized fires*. SP Technical Research Institute of Sweden [https://www.researchgate.net/publication/259357457\\_Thermal\\_exposure\\_to\\_a\\_steel\\_column\\_from\\_localized\\_fires](https://www.researchgate.net/publication/259357457_Thermal_exposure_to_a_steel_column_from_localized_fires)
- Song, Y., Fu, C., Liang, S., Yin, A., & Dang, L. (2019). Fire Resistance Investigation of Simple Supported RC Beams with Varying Reinforcement Configurations. *Advances in Civil Engineering*, 8625360. <https://doi.org/10.1155/2019/8625360>.
- Wasson, R., Nahid, M., Lattimer, B., & Diller, T. (2016). Influence of a Ceiling on Fire Plume Velocity and Temperature. *Fire Technology*, 52, 1863–1886. <https://doi.org/10.1007/s10694-015-0529-3>.
- Wickström, U. (2011). The adiabatic surface temperature and the plate thermometer. *Fire Safety Science*, 10, 1001–11. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.10-1001>.
- Wickström, U., Hunt, S., Lattimer, B., Barnett, J., & Beyler, C. (2018). Technical comment-Ten fundamental principles on defining and expressing thermal exposure as boundary conditions in fire safety engineering. *Fire Mater*, 42, 985–988. <https://doi.org/10.1002/fam.2660>.
- Wickström, U., Anderson, J., & Sjöström, J. (2019). Measuring incident heat flux and adiabatic surface temperature with plate thermometers

in ambient and high temperatures. *Fire Mater* 43, 51–56. <https://doi.org/10.1002/fam.2667>.

Xu, Q., Li, G., & Wang, Y. (2021). A simplified method for calculating non-uniform temperature distributions in thin-walled steel members protected by intumescent coatings under localized fires. *Thin-Walled Structures*, 162, 107580. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107580>.

Zhang, C., Li, G., & Usmani, A. (2013). Simulating the behaviour of restrained steel beams to flame impingement from localized fires. *Journal of Constructional Steel Research*, 83, 156–65. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.02.001>

Zhang, C., Silva, J., Weinschenk, C., Kamikawa, D., & Hasemi, Y. (2016). Simulation Methodology for Coupled Fire-Structure Analysis: Modelling Localized Fire Tests on a Steel Column. *Fire Technology*, 52, 239–62. <https://doi.org/10.1007/s10694-015-0495-9>.

Zhang, C., Zhang, Z., & Li, G. (2016). Simple vs. sophisticated fire models to predict performance of SHS column in localized fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 120, 62–9. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.12.026>.

Zhou, J., Zhou, X., Cong, B., & Wang, W. (2023). Comparison of different CFD-FEM coupling methods in advanced structural fire analysis. *International Journal of Thermal Sciences*, 193, 108465. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2023.108465>.