

# Modelling the Structural Behaviour of R/C Walls exposed to Fire

## Modellazione del Comportamento Strutturale di Pareti in C.A. esposte ad Incendio

P. Bamonte, R. Felicetti, N. Kalaba, F. Lo Monte

*Department of Civil and Environmental Engineering, Politecnico di Milano, Milan, Italy*

**ABSTRACT:** This paper deals with the behaviour of reinforced concrete walls subjected to fire. The focus is modelling 1:1 scale test, carried out at the CSTB in Paris on solid walls ( $3.00 \times 1.20 \times 0.10 \text{ m}^3$ ) exposed to fire on one side, investigating the influence of constraint and load conditions. The main purpose is to highlight the role played by material properties, on both the thermal and mechanical problems, and that played by the second order effects. The results show how the accurate modelling of the thermal field can be performed neglecting the thermo-hygrometric transients only for high fire durations, that is, when the main phase changes are exhausted. At a structural level it is evident that increasing the external load, the second order effects become more significant, leading in some cases even to a reversal of the displacements trend. / Il presente lavoro tratta il tema del comportamento termo-meccanico di pareti in calcestruzzo armato in presenza di incendio. L'attenzione è posta sulla modellazione di alcune prove in scala al vero effettuate presso il CSTB di Parigi, con pareti piene ( $3.00 \times 1.20 \times 0.10 \text{ m}^3$ ) esposte ad incendio su un lato al variare dello sforzo di compressione applicato. Lo scopo principale è quello di evidenziare il ruolo delle proprietà del materiale, sia per la risoluzione del problema termico sia per quello meccanico, e degli effetti del secondo ordine. I risultati mostrano come la modellazione accurata del campo termico possa essere effettuata trascurando i transitori termo-igrometrici solo per elevate durate di incendio, ossia quando le principali transizioni di fase sono esaurite. A livello strutturale si evidenzia come, al variare del carico applicato, gli effetti del secondo ordine acquisiscano importanza crescente, portando in alcuni casi addirittura ad un'inversione dell'andamento degli spostamenti.

**KEYWORDS:** walls; high temperature; fire; transient strain; second order effects / pareti; alta temperatura; incendio; deformazioni transitorie; effetti del secondo ordine

### 1 INTRODUZIONE

Gli ultimi venti anni hanno visto una crescente attenzione della comunità scientifica e professionale, e anche dell'opinione pubblica, al rischio legato al fuoco e alle alte temperature negli edifici civili e industriali, per i possibili effetti negativi sulla sicurezza strutturale. Nella maggior parte dei casi, tuttavia, il danno strutturale a causa di un incendio è più o meno limitato, soprattutto nelle strutture in calcestruzzo e muratura, e l'incolumità degli occupanti è messa in pericolo più dal fumo nelle prime fasi di un incendio, quando le temperature sono ancora piuttosto basse, che dalla perdita di capacità portante degli elementi strutturali.

Concentrando l'attenzione sulla salvaguardia della vita umana, la compartimentazione, che viene ottenuta per mezzo di pareti resistenti al fuoco, è un argomento di grande importanza. Con riferimento agli elementi con funzione di compartimentazione, l'attenzione è tradizionalmente focalizzata sull'integrità (criterio E) e l'isolamento (criterio I). Tuttavia,

anche la stabilità (cioè resistenza o capacità portante, criterio R) è un requisito fondamentale, non solo per gli elementi portanti, ma anche per gli elementi non strutturali, dal momento che è, ovviamente, un prerequisito sia per l'isolamento che per l'integrità. Per citare il fattore più importante, l'apporto del peso proprio potrebbe diventare rilevante, a causa degli effetti del secondo ordine derivanti dalle significative deformazioni e curvature termiche originate dall'incendio (Mueller e Kurama, 2015).

Il presente lavoro tratta l'analisi termo-meccanica di tre pareti in cemento armato. I risultati numerici sono messi a confronto con i risultati sperimentali ottenuti su 3 pareti soggette a carico crescente ed esposte all'incendio standard ISO834. I dati sperimentali, ottenuti nel corso di una campagna sperimentale condotta al CSTB (Parigi, Francia), rappresentano un importante riferimento per la calibrazione di modelli numerici, e la messa a punto di linee guida progettuali appropriate sulla resistenza delle pareti in cemento armato esposte ad incendio in presenza di sollecitazioni meccaniche.

A questo scopo, nel seguito si riportano i parametri di ingresso principale, mentre i valori di spostamento sono omessi intenzionalmente.

## 2 CAMPAGNA SPERIMENTALE

L'obiettivo del programma sperimentale è stato quello di studiare il comportamento termomeccanico di pareti in calcestruzzo ordinario ( $f_c^{20} = 32$  MPa). Le prove sperimentali sono state eseguite su tre pareti di cemento armato a sezione rettangolare ( $1.20 \times 0.20$  m<sup>2</sup>) e altezza di 3.00 m.

Ogni parete è dotata di un'armatura costituita da una rete elettrosaldata (diametro  $\varnothing = 5.5$  mm, maglia  $11.9 \times 11.9$  mm<sup>2</sup>) posizionata a 5 cm dalla superficie esposta. Tutte le pareti sono state provate a circa 2 anni dal getto. Le proprietà termiche e meccaniche del calcestruzzo sono state determinate in dettaglio durante un precedente lavoro di ricerca (Mindeguia, 2009). La caratterizzazione "a caldo" del materiale di base è stata effettuata su provini cilindrici ( $\varnothing = 104$  mm,  $h = 300$  mm), indagati a temperature di riferimento di 120, 250, 400 e 600°C.

Le pareti oggetto delle prove sperimentali sono state poste verticalmente in un forno ed esposte su un lato su tutta la larghezza e l'altezza della parete all'incendio standard ISO 834 per 2 ore. Ogni parete è dotata di tre serie di termocoppie posizionate di diverse altezze. In ogni serie, le termocoppie sono state posizionate a 10, 20, 30, 40, 50, 60, 100 e 150 mm dalla superficie esposta. Dieci trasduttori di spostamento (LVDT) sono stati posizionati a 5 cm dal bordo su due allineamenti lungo tutta l'altezza della parete, al fine di misurare gli spostamenti fuori piano. Quattro sensori di rotazione sono stati posizionati sui provini al fine di misurare la rotazione al piede e in sommità. Due ulteriori trasduttori di spostamento sono stati posizionati sul ripartitore di carico al piede per monitorare gli spostamenti in direzione longitu-

dinale. Al piede delle pareti caricate è stato applicato un carico di compressione prima dell'esposizione all'incendio e poi mantenuto costante per tutta la prova. Le tre pareti sono state caricate rispettivamente a 0, 100 e 1100 kN. Per tutte e tre le pareti sono stati adottati gli opportuni accorgimenti per impedire spostamenti al piede e in sommità, consentendo le rotazioni.

In Figura 1 sono mostrate la geometria delle pareti e le condizioni al contorno. Una descrizione accurata e ulteriori dettagli sulle prove sperimentali sono disponibili in Mihah et al. (2016).

## 3 MODELLAZIONE NUMERICA

### 3.1 Introduzione

Le analisi numeriche sono state effettuate tramite il codice commerciale per l'analisi agli elementi finiti ABAQUS 6.10-1.

Considerando il set-up sperimentale, per ogni campione è stata modellata solo una metà, tenendo conto della simmetria (di geometria, carico e vincoli) rispetto all'asse verticale. Le condizioni al contorno imposte (Fig. 2) sono state scelte in modo da riflettere adeguatamente la disposizione strutturale dei tre campioni e le condizioni di simmetria.

I tre campioni sono stati modellati per mezzo di elementi a piastra sottile con integrazione ridotta (S4R5), e cinque gradi di libertà per ogni nodo (la rotazione ortogonale al piano dell'elemento non è considerata). Il modello di ogni parete è stato discretizzato mediante elementi quadrati (lato = 5 cm), per un totale di 720 elementi e 793 nodi. Al fine di rappresentare adeguatamente la variazione degli sforzi e delle deformazioni nello spessore delle pareti, ogni elemento è costituito da 10 strati, ottenuti con 11 punti di sezione. A 5 cm dalla superficie esposta all'incendio, sono stati aggiunti elementi a membra-

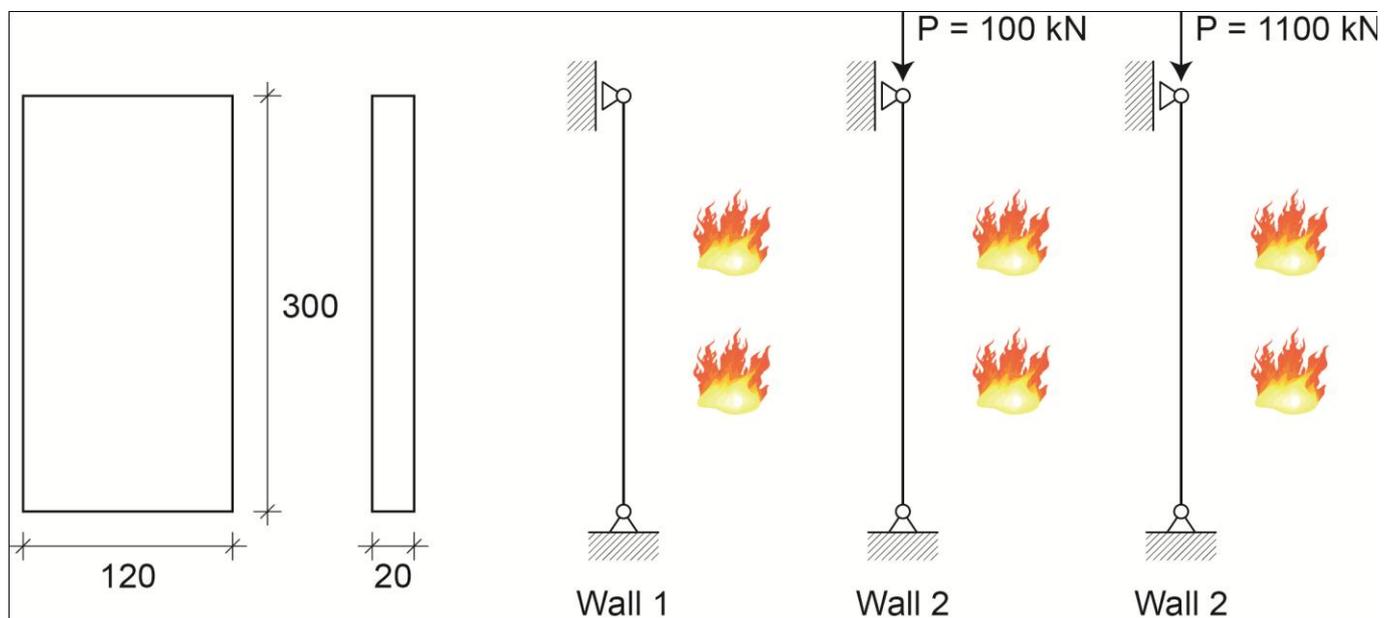


Figure 1. Restraint and load conditions, and geometry of the 3 walls. / Condizioni di vincolo e di carico, e geometria delle 3 pareti.

na collegati rigidamente ai corrispondenti punti degli elementi principali a piastra, al fine di modellare la rete elettrosaldata.

Le temperature imposte nei vari strati del modello sono state desunte direttamente dai risultati sperimentali. Per gli strati in cui non erano disponibili valori sperimentali si è proceduto ad un'extrapolazione dei dati sperimentali attraverso un'analisi termica in regime monodimensionale.

Il peso proprio dei provini è stato immesso come una forza di volume, determinata dal codice di calcolo in base a una densità di  $2500 \text{ kg/m}^3$ .

I carichi distribuiti applicati alla sommità delle pareti 2 e 3 sono stati inseriti come pressione uniformemente distribuita. L'analisi numerica è stata suddivisa in due fasi: (1) applicazione dei carichi statici (peso proprio e pressione distribuita in sommità, ove presente); (2) riscaldamento introdotto definendo le temperature in corrispondenza dei vari strati. Dato il valore limitato dei carichi applicati, nella prima fase non si tiene conto degli effetti del 2° ordine. Al contrario, nella seconda fase, dove sono attesi grandi deformazioni e spostamenti, è stata presa in considerazione la non linearità geometrica.

### 3.2 Comportamento termico

Le analisi termiche sono basate su un modello puramente conduttivo, regolato dall'equazione differenziale di Fourier che regola i processi di trasmissione del calore. In generale, le sorgenti e i pozzi di calore dovuti alla vaporizzazione dell'acqua e ad altre trasformazioni chimico-fisiche non sono esplicitamente considerati, ma implicitamente messi in conto nel calore specifico.

In alcune analisi preliminari, il calore latente dovuto all'evaporazione dell'acqua è stato introdotto esplicitamente nel modello, unitamente alle proprietà termiche del calcestruzzo secco, con differenze nel

campo termico del tutto trascurabili.

Il problema è stato considerato come un transitorio monodimensionale lungo lo spessore delle pareti, senza alcuna influenza dei bordi degli elementi. In mancanza di informazioni dettagliate sulle condizioni di trasferimento di calore nel forno utilizzato per le prove sperimentali, sia convezione che irraggiamento sono stati applicati sulla superficie esposta al fuoco (emissività  $\epsilon_m = 0.7$ , coefficiente di convezione  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{°C}$ ). Sul lato non esposto, è stato adottato un coefficiente di convezione ridotto, secondo le prescrizioni dell'EN 1992-1-2 ( $\alpha_c = 9 \text{ W/m}^2\text{°C}$ ).

Le analisi termiche sono state eseguite sia utilizzando un codice di calcolo commerciale (ABAQUS 6.10-1) sia formulando le equazioni differenziali in forma di differenze finite. I due approcci portano a risultati identici.

### 3.3 Comportamento meccanico

Le proprietà meccaniche utilizzati per le analisi termomeccaniche sono state determinate sulla base dei dati sperimentali ottenuti nel corso delle prove di caratterizzazione dei materiali effettuate a margine delle prove al fuoco sulle pareti.

Considerando il problema in esame, una questione di fondamentale importanza è il comportamento tenso-deformativo del calcestruzzo soggetto a compressione. Com'è prassi nei problemi riguardanti il comportamento termo-meccanico di elementi strutturali, si applica il principio di sovrapposizione, con la deformazione totale espressa come somma di quattro componenti di deformazione:

$$\epsilon_{\text{tot}} = \epsilon_{\text{th}} + \epsilon_m + \epsilon_{\text{tts}} + \epsilon_{\text{cr}} + \epsilon_{\text{pl}} \quad (1)$$

dove  $\epsilon_{\text{th}}$  è la dilatazione termica libera,  $\epsilon_m$  è la deformazione meccanica (legata alle variazioni dello sforzo applicato),  $\epsilon_{\text{tts}}$  è la deformazione termica transitoria (dovuta alla variazione di temperatura),  $\epsilon_{\text{cr}}$  è

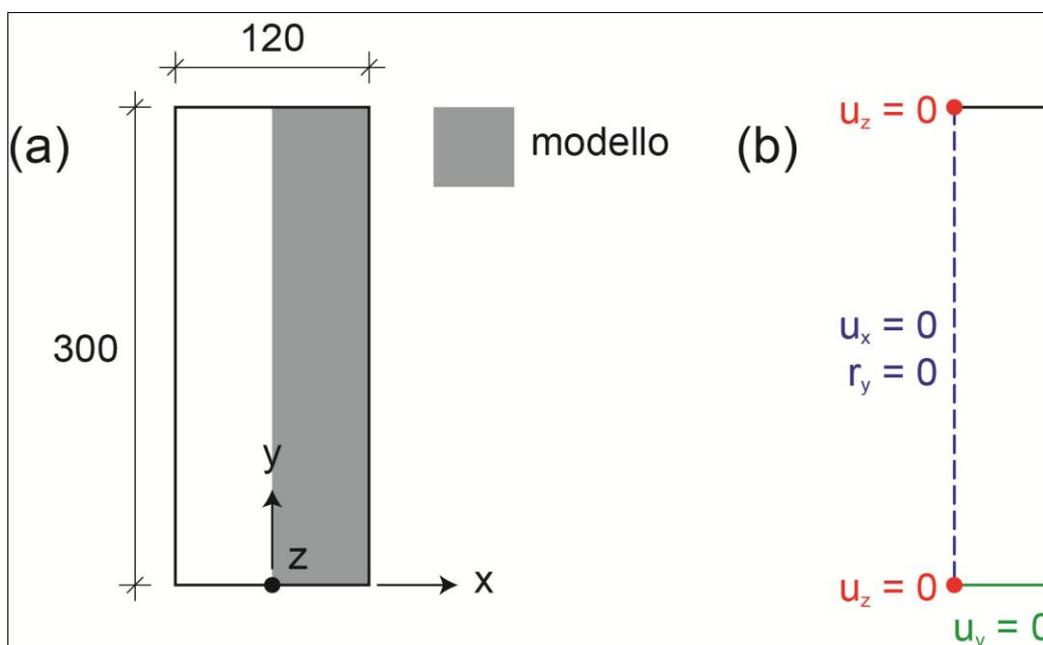


Figure 2. Numerical model implemented and boundary conditions. / Modello numerico implementato e condizioni al contorno.

la deformazione viscosa (funzione del tempo e della temperatura) e  $\varepsilon_{pl}$  è la deformazione plastica.

La deformazione termica libera è stata desunta direttamente dai risultati sperimentali, per temperature inferiori a 600°C (Fig. 3a). Per temperature oltre 700°C, si è assunto un valore di picco costante di 13000  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Tale ipotesi è in accordo con molti risultati sperimentali disponibili in letteratura [3] e con le disposizioni della UNI EN 1992-1-2 (2005).

La deformazione transitoria è stata determinata a partire da alcune prove sperimentali su provini caricati da livelli di sforzo costante e successivamente riscaldati. Più specificamente, la deformazione totale misurata durante le prove transitorie per due livelli di sforzo ( $\sigma = 0.2-0.4 f_c^{20}$ , Fig. 3a).

La deformazione meccanica è definita a partire dalle leggi costitutive ad alta temperatura; in buona sostanza, si basa su valori sperimentali del modulo di elasticità (Fig. 3b). La deformazione totale può, dunque, essere espressa mediante la seguente equazione:

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{th} + \varepsilon_m + \varepsilon_{tts} + \varepsilon_{cr} \quad (2)$$

Per i livelli di sollecitazione considerati, la deformazione meccanica istantanea può essere considerata funzione lineare dello sforzo, attraverso il modulo elastico  $E_c^T$  ( $\varepsilon_m = \sigma/E_c^T$ ). La somma delle deformazioni transitoria e viscosa è anch'essa linearmente dipendente dallo sforzo ( $\varepsilon_{tts} + \varepsilon_{cr} = \sigma/E_{c,tts+cr}^T + \varepsilon_{cr}^T$ ). La deformazione  $\varepsilon_\sigma = \varepsilon_m + \varepsilon_{tts} + \varepsilon_{cr}$  può, quindi, essere espressa direttamente in funzione dello sforzo:

$$\begin{aligned} \varepsilon_\sigma &= \varepsilon_{tot} - \varepsilon_{th} - \varepsilon_{pl} = \sigma/E_c^T + \sigma/E_{c,tr+cr}^T = \\ &= \sigma \cdot (1/E_c^T + 1/E_{c,tr+cr}^T) = \sigma/E_{c,imp}^T \end{aligned} \quad (3)$$

dove  $E_{c,imp}^T$  è una rigidità che tiene conto implicitamente della variazione del modulo di elasticità con

la temperatura, e delle componenti di deformazione transitoria e viscosa. Il valore ottenuto è stato utilizzato nel modello di riferimento della analisi numeriche per mettere in conto la deformabilità del calcestruzzo.

La deformazione viscosa, già implicitamente inclusa nella deformazione transitoria, può essere opportunamente scorporata tenendo conto dei risultati sperimentali riportati in [1]: le curve sperimentali sono state interpolate per mezzo di una curva logaritmica, sulla base della rigidità implicita  $E_{c,imp}^T$  definita nell'Eq. (3):

$$\varepsilon_{cr} = \sigma/(E_{c,imp}^T) \cdot k \cdot \log(t/18 + 1) \quad (4)$$

dove  $t$  è il tempo di prova espresso in minuti.

I valori del modulo di elasticità implicito utilizzato nelle analisi nel modello di riferimento sono mostrati in Fig. 3b (curva tratteggiata). Come nel caso della deformazione termica libera, si evidenzia un soddisfacente accordo con il modulo di elasticità implicito ottenuto a partire dalle leggi sforzo-deformazione di cui alla EN 1992-1-2 per calcestruzzo ad aggregati silicei.

Il comportamento del calcestruzzo a trazione nel ramo pre-picco è considerato elastico lineare, utilizzando gli stessi valori di modulo di elasticità implicito utilizzati in compressione. Il valore di riferimento della resistenza a trazione a temperatura ambiente  $f_{ct}^{20}$ , in assenza di dati sperimentali, è assunto pari a 1/10 della resistenza a compressione a 20°C:

$$f_{ct}^{20} = f_c^{20}/10 = 32.27/10 = 3.23 \text{ MPa} \quad (5)$$

Si osservi come il valore della resistenza a trazione ottenuto mediante l'Eq. (5) sia in buon accordo con il valore ottenuto utilizzando l'espressione fornita

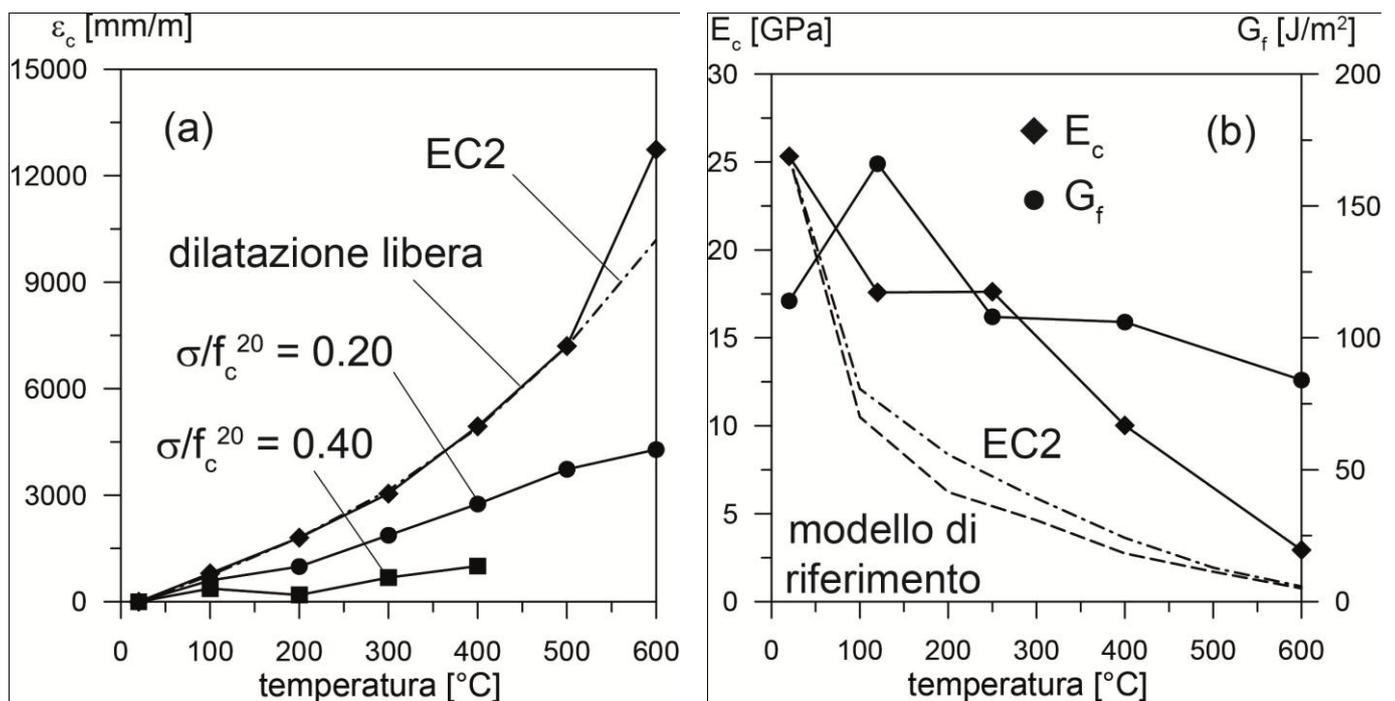


Figure 3. (a) Free thermal dilation and thermal dilation under constant stress level, as functions of the temperature, (b) decay of implicit elastic modulus ( $E_{c,imp}^T$ ) as implemented in the model and according to EC2, together with elastic modulus ( $E_c$ ) and fracture energy ( $G_f$ ) variations. / (a) Dilatazione termica libera e dilatazione termica per valori di sforzo costante in funzione della temperatura, decadimento del modulo elastico implicito ( $E_{c,imp}^T$ ) come implementato nel modello e secondo l'EC2, insieme alla variazione del modulo elastico ( $E_c$ ) e dell'energia di frattura ( $G_f$ ).

ta in nel Model Code 2010. Per quel che concerne il decadimento della resistenza a trazione in funzione della temperatura, esso è stato assunto pari al decadimento normalizzato del modulo di elasticità (Fig. 3b): come documentato in letteratura (Bamonte e Felicetti, 2012), la resistenza a trazione mostra un decadimento lineare in funzione del danno termico valutato in base al decadimento del modulo di elasticità ( $D = E_c^T / E_c^{20}$ ).

Il comportamento nella fase post-picco è modellata tramite un comportamento a frattura coesiva, sulla base di un legame bilineare sforzo-apertura di fessura con valori determinati dalla resistenza a trazione e dall'energia di frattura (entrambe funzione della temperatura). Per ciascun valore di temperatura, i valori caratteristici della legge sforzo-apertura di fessura sono scelti in modo tale che l'area sottesa alla curva sia uguale all'energia di frattura (Fig. 3b). I valori di sforzo e i corrispondenti valori di apertura di fessura utilizzati nelle analisi sono forniti in Tabella 1.

Infine, il comportamento della rete elettrosaldata d'armatura in acciaio è stato considerato elastico-perfettamente plastico, con caratteristiche dipendenti dalla temperatura secondo le prescrizioni di cui alla EN 1992-1-2.

#### 4 RISULTATI E CONFRONTI

I risultati delle analisi termiche sono mostrati in Figura 4<sup>a,b</sup>. Si nota come, se si eccettuano i primissimi minuti di incendio, vi sia una sopravvalutazione sistematica delle temperature sulla superficie esposta (Fig. 4a). Tale sopravvalutazione si ripercuote nei valori di temperatura sullo spessore della parete, anch'essi sistematicamente superiori ai valori sperimentali.

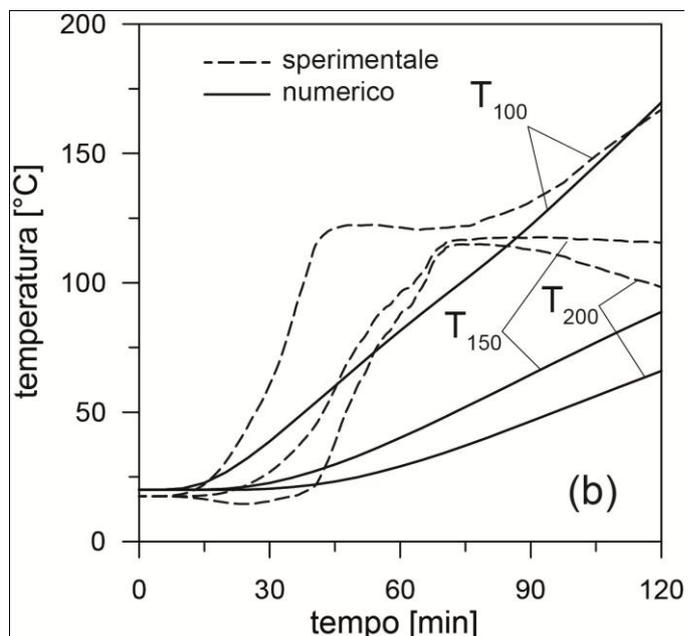
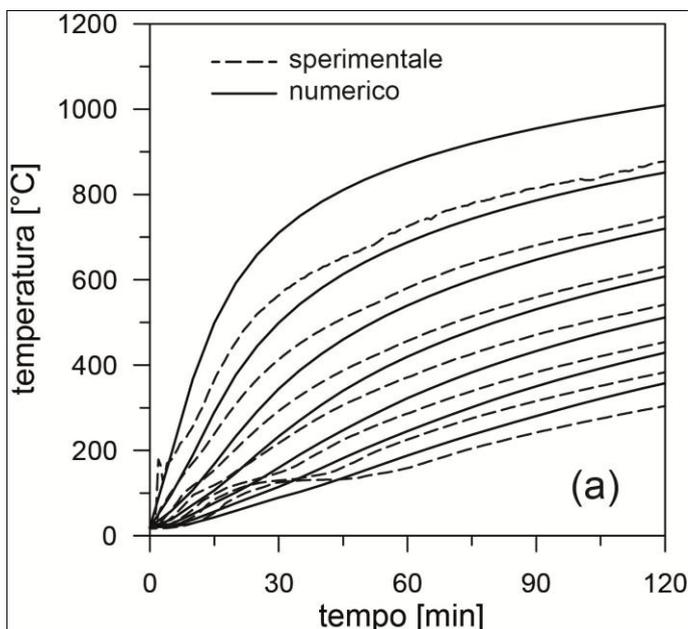


Figure 4. Comparison between numerical and experimental temperatures: (a) whole range of temperature, and (b) temperature range 0-200°C / Confronto tra temperature sperimentali a numeriche: (a) intero range, e (b) temperature comprese tra 0 e 200°C.

E' lecito supporre che tale sopravvalutazione sia legata ad un valore troppo elevato del coefficiente di convezione e del coefficiente di irraggiamento, per le possibili differenze tra un incendio reale ed un incendio da laboratorio.

Osservando invece l'andamento di temperatura all'interno dello spessore, si nota come le differenze tra le temperature di punti adiacenti siano colte in maniera soddisfacente, a testimonianza del fatto che il fenomeno conduttivo è stato simulato in maniera corretta. Per quel che riguarda le temperature negli strati più freddi ( $z > 100$  mm), la differenza tra temperature sperimentali e valori ottenuti dal modello è decisamente più marcata.

Tale discrepanza è dovuta per lo più all'andamento pressoché costante delle temperature sperimentali per valori intorno ai 100°C, quando il calore latente di evaporazione dell'acqua porta ad una stabilizzazione del campo termico sino all'esaurimento della transizione di fase. Come si è detto in precedenza, tali fenomeni sono stati messi in conto indirettamente nel modello, attraverso il calore specifico: tale modo di procedere non consente, tuttavia, di tenere conto dei gradienti di umidità all'interno del calcestruzzo indotti dal riscaldamento.

Per quel che riguarda gli spostamenti fuori piano delle tre pareti, è bene premettere alcune considerazioni di carattere generale.

I tre contributi principali ai suddetti spostamenti, ovvero la dilatazione termica, il danneggiamento del materiale e gli effetti del secondo ordine, hanno effetti di segno opposto (Figura 5):

- la dilatazione termica, che risulta più elevata negli strati più caldi, comporta lo spostamento delle pareti verso la sorgente di calore;
- il danneggiamento, che si traduce in una elevata deformabilità degli strati più caldi, comporta l'insorgere di un contributo flettente del carico (che,

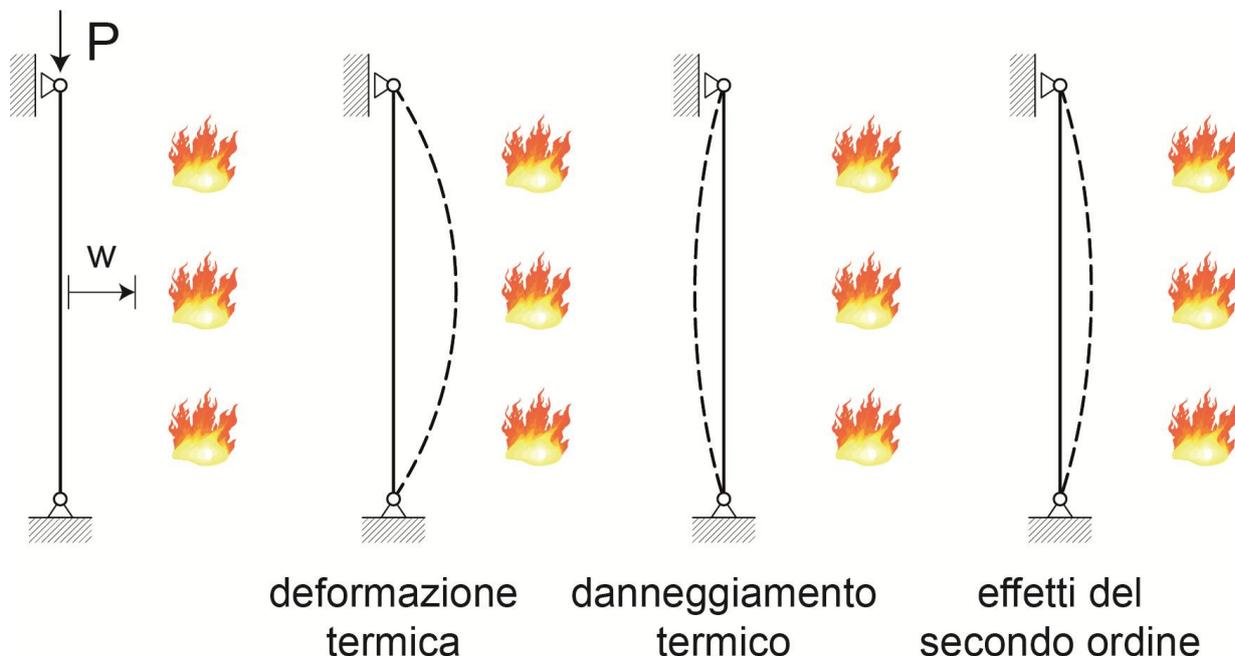


Figure 5. Deformation contributions to the total displacements. / Contributi di deformazione agli spostamenti totali.

come si è detto in precedenza, è centrato), in ragione del fatto che gli strati maggiormente danneggiati sono soggetti, a parità di deformazione, a sforzi più bassi rispetto agli strati “freddi”;

- gli effetti del secondo ordine amplificano l’effetto prevalente tra i due citati in precedenza (generalmente la dilatazione termica).

Nelle Figure 6-8 sono mostrati i confronti, in termini di massimo spostamento fuori piano, tra le prove e il modello numerico. Per maggiore chiarezza, si procederà ad esaminare singolarmente le tre pareti. In tutti i confronti sono stati considerati, oltre al modello di riferimento (descritto in precedenza e indicato con M1) altri modelli, caratterizzati dalla rimo-

zione di una delle ipotesi di base, al fine di studiarne l’effetto sulla risposta strutturale:

- M2: non si tiene conto degli effetti del secondo ordine;
- M3: il materiale è elastico lineare, con comportamento simmetrico (non si tiene conto della fessurazione);
- M4: il modulo elastico è desunto direttamente dalle prove sperimentali, effettuate in condizioni stazionarie; non vengono dunque prese in considerazione le componenti di deformazione aggiuntive (transitoria e viscosa), di cui si è detto in precedenza (si implementa  $E_c^T$  e non  $E_{c,imp}^T$ ).

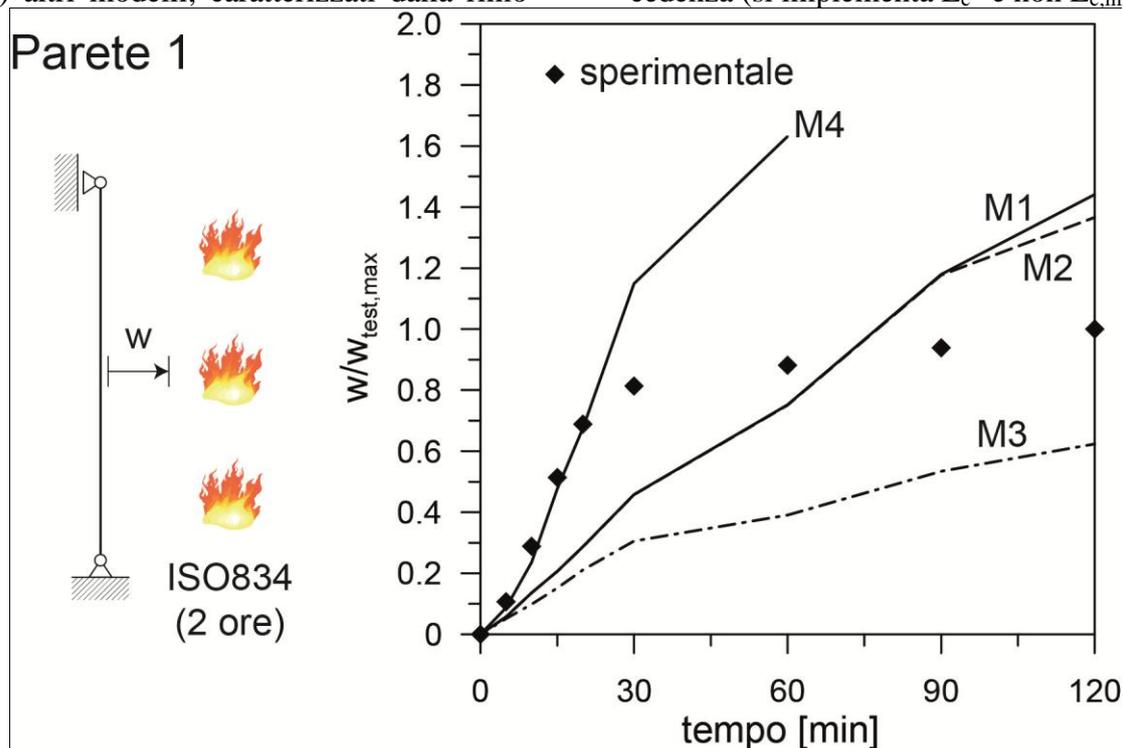


Figure 6. Wall 1: comparison between numerical and experimental out-of-plane displacements,  $w$ , according to 4 implemented models. / Parete 1: Confronto numerico-sperimentale in termini di spostamento fuori piano,  $w$ , secondo 4 diversi modelli implementati.

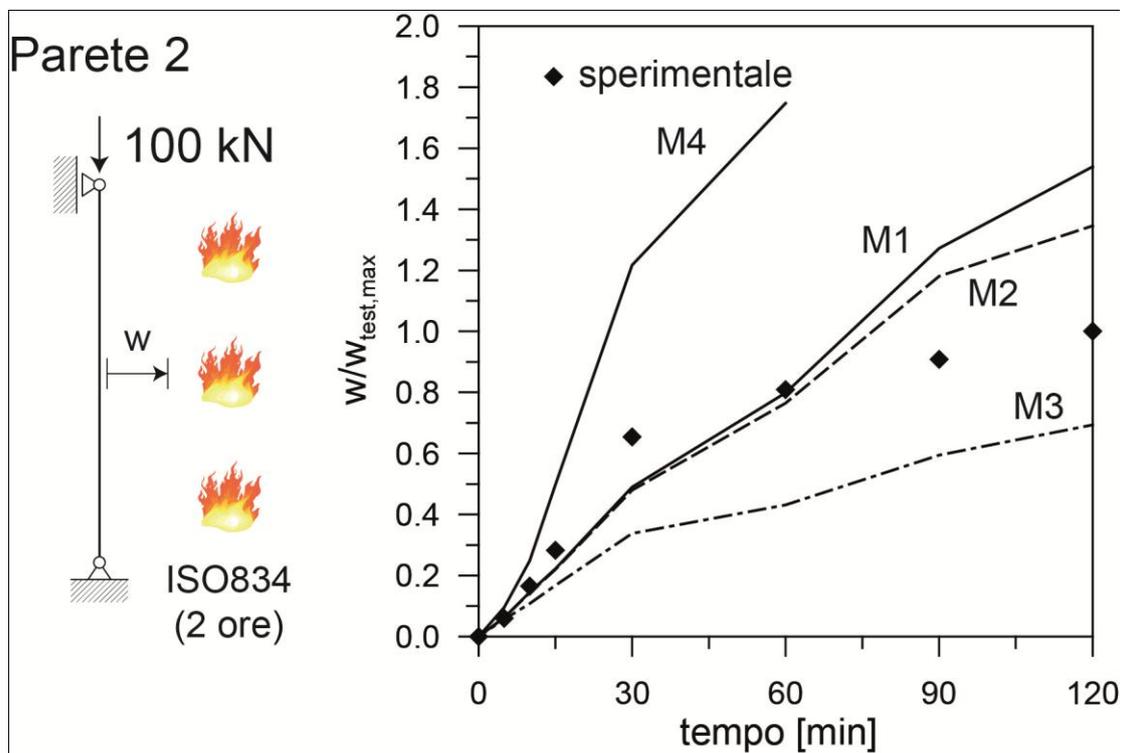


Figure 7. Wall 2: comparison between numerical and experimental out-of-plane displacements,  $w$ , according to 4 implemented models. / Parete 2: Confronto numerico-sperimentale in termini di spostamento fuori piano,  $w$ , secondo 4 diversi modelli implementati

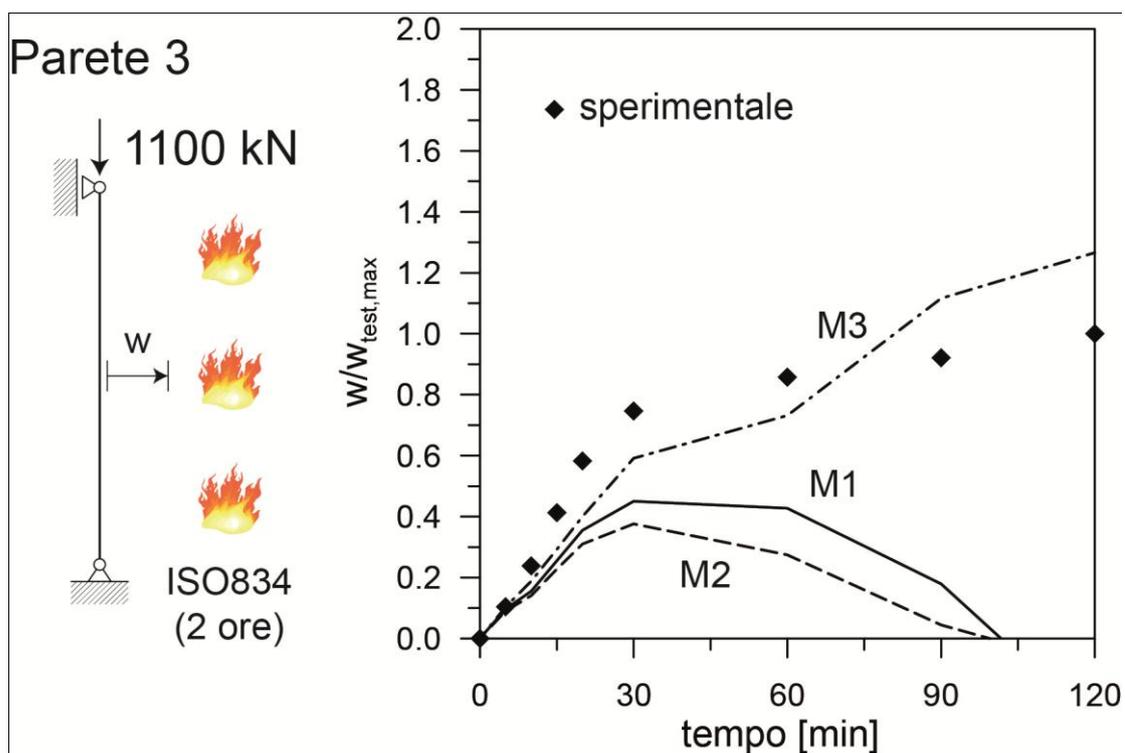


Figure 8. Wall 3: comparison between numerical and experimental out-of-plane displacements,  $w$ , according to 4 implemented models. / Parete 3: Confronto numerico-sperimentale in termini di spostamento fuori piano,  $w$ , secondo 4 diversi modelli implementati

Nella Parete 1 (non caricata, Fig. 6) si nota come l'accordo tra il modello di riferimento e i dati sperimentali sia non soddisfacente. In dettaglio, i dati sperimentali mostrano un repentino aumento dello spostamento nei primi 30 minuti, seguito da un incremento decisamente meno pronunciato nei successivi 90 minuti; al contrario, il modello di riferimento (M1) mostra un aumento pressochè costante per tutta la durata della prova. Dall'osservazione della curva relativa al modello M2, si evidenzia come gli effetti del secondo ordine (dovuti al solo peso proprio) ab-

biano un ruolo marginale, chiaramente visibile solo negli ultimi 30 minuti. La curva M3 comporta spostamenti decisamente minori ai valori sperimentali, a testimoniare il contributo della fessurazione. Il modello M4, infine, mostra un accordo pressochè perfetto nei primi 30 minuti; successivamente, gli spostamenti assumono valori decisamente più elevati dei valori sperimentali.

Nel caso della Parete 2 (pre-carico  $\approx 0.4$  MPa, Fig. 7), il comportamento medio è colto in maniera soddisfacente dal modello di riferimento (M1), ma

permane l'andamento marcatamente "lineare", molto probabilmente a causa dell'utilizzo delle temperature sperimentali come input nel modello.

Nel caso della Parete 3 (pre-carico  $\approx 4.6$  MPa, Fig. 8) il modello che coglie meglio l'andamento sperimentale è M3, dove non si tiene in conto della fessurazione e si considera il comportamento elastico, con modulo dipendente dalla temperatura. Probabilmente, infatti, con un pre-carico di 4.6 MPa, gli sforzi nelle zone poco riscaldate (quelle dove si verificano le trazioni) non superano la resistenza a trazione del materiale. Contrariamente si ha fessurazione con il modello di riferimento (M1) a causa di una sottostima della resistenza a trazione.

## 5 CONCLUSIONI

The comparisons between experimental and numerical results concerning the fire behavior of three R/C walls show that evaluating concrete deformability in fire is still a rather difficult task, even when accurate and well-documented laboratory tests on the base material are available. As a matter of fact, the base model, where the mechanical properties were derived directly from the laboratory tests and the temperatures used for the analysis were those measured in the experiments, exhibits evolutions in time of the displacements that are very different from those measured during the tests. The most significant difference is that the experimental displacements exhibit an almost bi-linear evolution, with most of the displacement taking place in the first 30 minutes, while the numerical results exhibit an almost linear displacement vs. time evolution (Walls 1 and 2, no compression load applied and low level of compressive stresses, respectively), or even a displacement reversal when large compressive loads are present (Wall 3). In all cases, it is evident that there is an overestimation of concrete deformability for higher fire durations, something that could partly be attributed to the behavior in compression or in tension.

I confronti tra risultati sperimentali e numerici relativi al comportamento al fuoco dei tre pareti in C.A. mostrano che la valutazione di deformabilità del calcestruzzo soggetto ad incendio è tuttora un obiettivo complesso, anche quando sono disponibili i risultati di test accurati e ben documentati sul materiale di base. È un dato di fatto che il modello di base, dove le proprietà meccaniche sono state derivate direttamente dalle prove di laboratorio e le temperature utilizzate per l'analisi sono quelle misurate durante le prove, mostra evoluzioni temporali degli spostamenti

molto diverse da quelle misurate durante le prove. La differenza più significativa riguarda l'andamento qualitativo nel tempo degli spostamenti. Gli spostamenti sperimentali mostrano un'evoluzione quasi bi-lineare, con la maggior parte dello spostamento che avviene nei primi 30 minuti, mentre i risultati numerici mostrano uno spostamento quasi lineare in funzione del tempo (Pareti 1 e 2, senza carico di compressione applicato e basso livello di sforzo di compressione, rispettivamente), o anche un'inversione dello spostamento quando sono presenti grandi carichi di compressione (Parete 3). In tutti i casi, è evidente che vi sia una sovrastima della deformabilità del calcestruzzo per elevate durate d'incendio; ciò potrebbe in parte essere attribuito al comportamento in compressione o in trazione.

## RINGRAZIAMENTI

La campagna sperimentale è stata condotta presso il Centre Scientifique et Technique du Bâtiment – CSTB di Marne la Vallée (Parigi, Francia). Si ringraziano in particolare il Dr. Pierre Pimienta e l'Ing. Jihad Md Miah per i dati forniti e la disponibilità mostrata.

## REFERENCES

- Bamonte, P., Felicetti, R. 2012. High-temperature behaviour of concrete in tension, *Structural Engineering International*, 4: pp. 493-499.
- Bamonte, P., Felicetti, R., Kalaba, N., Lo Monte, F., Pinoteau, N., Pimienta, P. 2016. On the structural behavior of reinforced concrete walls exposed to fire. *Proceedings of the Eighth International Conference on Concrete under Severe Conditions-Environment & Loading*, CONSEC 2016, 8 pages (in press).
- EN 1992-1-2. Design of concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design, Eurocode 2 (2004), Brussels, Belgium.
- fib Model Code 2010, Final draft – Volume 1, 2012.
- Mihah, J., Pinoteau, N. & Pimienta, P. 2016 A thermo mechanical experimental investigation on loaded concrete walls exposed to ISO 834-1 fire. *Structures in Fire – Proceedings of the Ninth International Conference*, SiF'16, pp. 127-134.
- Mindeguia, J.C. 2009. *Contribution expérimentale à la compréhension du risque d'instabilité thermique des bétons*. PhD Thesis, Université de Pau et des Pays de l'Adour (France).
- Mueller, K.A., Kurama, Y.C. 2015. Out-of-Plane Behavior and Stability of Five Planar Reinforced Concrete Bearing Wall Specimens under Fire, *ACI Structural Journal*, 112(6): 701-712.
- Schneider, U., 2000. *Behaviour of Concrete at High Temperatures*, Report, RILEM Committee 44-PHT, Den Haag (The Netherlands).