

ALMA MATER STUDIORUM - UNIVERSITÀ DI BOLOGNA

FACOLTA' DI INGEGNERIA

CORSO DI LAUREA SPECIALISTICA IN INGEGNERIA CIVILE

D.I.C.A.M.

*DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CIVILE, AMBIENTALE E DEI
MATERIALI*

TESI DI LAUREA

in
Tecnica delle Costruzioni

**COMPORTAMENTO AL FUOCO DI TRAVI IN C.A.
RINFORZATE ESTERNAMENTE A FLESSIONE E TAGLIO**

CANDIDATO

Paolo Gualandi

RELATORE:

Chiar.mo Prof. Ing. **Andrea Benedetti**

Anno Accademico 2010/2011

Sessione II

Alla mia famiglia

RINGRAZIAMENTI

Con oggi finisce il mio percorso da studente, periodo fatto non solo di studio e di nozioni, ma anche di esperienze e soprattutto di persone.

Sono passati più di sei anni dal primo giorno in cui ho messo piede nella facoltà d'ingegneria dell'Università di Bologna. A tantissimi dovrei dire almeno un grazie, anche solo per un suggerimento, per gli appunti di una lezione, per un calcetto o per una bella serata tra amici. Purtroppo non posso ricordarle tutte, perché sicuramente farei un torto a qualcuno.

Il ringraziamento più grande va alla mia famiglia che mi ha permesso di seguire le mie passioni e ha sempre appoggiato le mie scelte. Grazie a loro non mi è mai mancata quella fiducia incondizionata indispensabile per affrontare tutti i momenti, anche i più impegnativi, in modo sereno.

Un ringraziamento molto speciale va anche a Emil, Mauro e Uba per i quattro anni durante i quali abbiamo condiviso il nostro appartamento di Via Cerbai. Ottimi coinquilini e grandi amici.

Ringrazio Elena, per anni compagna di banco e amica sempre presente.

Ringrazio Romina, Violo, Nicola e il Cuto con cui ho condiviso la quotidianità delle lezioni e dei progetti più impegnativi, ma anche e soprattutto gli aperitivi, le cene e le serate migliori.

Grazie anche a Sara e Donna, gentilezza e disponibilità al 100%.

Grazie a Paolo Russo: quel progetto di ponti, se non fosse stato per te, non l'avrei mai finito.

Ringrazio Giacomo, Danilo e Lorenzo, la squadra italiana impegnata nella fantastica trasferta a San Diego.

Ringrazio Francesco "Chicco" Graziotti, perché il suo aiuto, la sua disponibilità e la sua amicizia sono stati fondamentali durante il periodo a UCSD: senza di lui sarebbe stato un bel problema.

Grazie ai ragazzi dello studio Benedetti & Partners, perché grazie a loro un mese abbondante di tirocinio è passato in un attimo.

Ringrazio Forno, Samu e Vanna Lucia, amici di vecchia data che mi hanno accompagnato anche in questi anni.

Ringrazio gli amici di Palagano e dintorni, in particolare Checco e Daia, quelli di sempre.

Grazie a tutti gli amici tutti, dell'Università, di San Diego, del liceo e della Virtus Pavullese (quella che vinceva!), perché studiare va bene, ma non troppo.

Grazie al mio relatore, il Prof. Benedetti, per la fiducia e per il tempo che mi ha dedicato.

Un ringraziamento particolare alla ditta Res.In.Tec, per il supporto e la collaborazione.

Bologna, 19/12/2011

INDICE

INTRODUZIONE	XIII
1. I MATERIALI ALLE ALTE TEMPERATURE.....	1
1.1. Premessa.....	1
1.2. Il Calcestruzzo	2
1.2.1. Proprietà Termiche	4
1.2.2. Proprietà Meccaniche	7
1.3. L'acciaio.....	9
1.3.1. Proprietà Termiche	10
1.3.2. Proprietà Meccaniche	12
1.4. I Compositi.....	15
1.4.1. Combustione dei Compositi a Matrice Polimerica.....	15
1.4.2. Proprietà Reattive al Fuoco dei Compositi a Matrice Polimerica	17
1.4.3. Compositi a Matrice Polimerica Resistenti al Fuoco	23
1.4.4. Proprietà Strutturali dei Compositi Sottoposti al Fuoco.....	26
1.4.5. Cappotti Protettivi per Compositi.....	29
1.4.6. I Cappotti Intumescenti.....	30
1.4.7. La Fibra di Basalto.....	38
1.5. La Malta Adesiva.....	40
2. L'ADERENZA FRP-CALCESTRUZZO	44

2.1.	Meccanismi di Crisi per Delaminazione	45
2.1.1.	Delaminazione di estremità	46
2.1.2.	Delaminazione intermedia, causata da fessure a flessione.....	47
2.1.3.	Delaminazione causata da fessure diagonali a taglio.....	48
2.1.4.	Delaminazione causata da irregolarità e rugosità della superficie di calcestruzzo.....	48
2.2.	Aderenza e Bond Slip	49
2.2.1.	L'influenza della Temperatura	50
2.3.	Modello Analitico per l'Aderenza	51
2.3.1.	Effetto delle fessure	57
2.4.	La Zona di Ancoraggio	58
2.4.1.	L'approccio delle istruzioni CNR DT200/2004 [11].....	59
2.4.2.	Condizione dell'ancoraggio a seguito di riscaldamento e raffreddamento [12,13,21]	60
2.5.	Delaminazione alle Alte Temperature: il Modello di Kodur	64
2.5.1.	Il ruolo dell'adesivo e la delaminazione alle alte temperature.....	64
2.5.2.	Il modello di Kodur et al. [7].....	66
2.5.3.	Validazione e risultati del Modello di Kodur	73
3.	ESPERIENZE PRECEDENTI.....	82
3.1.	La Campagna di Kodur et Al. [6]	82
3.1.1.	Descrizione della Campagna	82
3.1.2.	Risultati	88
3.2.	La Campagna Presso l'Università di Bologna [14,22,27].....	94
3.2.1.	Descrizione dei Provini	95

3.2.2.	Descrizione dei materiali impiegati	99
3.2.3.	Test di Riscaldamento in Forno.....	100
3.2.4.	Descrizione del sistema di monitoraggio delle temperature e degli abbassamenti.....	101
3.2.5.	Risultati – Le Temperature.....	103
3.2.6.	Risultati - Gli Abbassamenti	107
4.	LA CAMPAGNA SPERIMENTALE.....	113
4.1.	Descrizione della Campagna Sperimentale.....	113
4.2.	Dimensioni e Armatura dei Travetti in C.A.....	114
4.2.1.	Proprietà di Acciaio e Calcestruzzo.....	115
4.2.2.	Calcolo delle Travi	115
4.2.3.	I Fori per l’Alloggiamento delle Termocoppie.	118
4.3.	Rinforzo e Isolamento dei Travetti.....	120
4.3.1.	Calcolo dei Rinforzi.....	121
4.3.2.	L’Intumescente Thermolag3000	124
4.3.3.	Riepilogo	125
4.3.4.	L’ Applicazione dei Rinforzi.....	127
4.4.	La Prova al Fuoco.....	130
4.4.1.	Il Forno.....	130
4.4.2.	Il Telaio.....	132
4.4.3.	Le Termocoppie.....	135
4.4.4.	Esecuzione della Prova	135
4.5.	Le Prove di Pull-out.....	136

4.6.	La Prova di Flessione	140
4.7.	La Prova a Compressione a Caldo della Malta.....	142
5.	SIMULAZIONI NUMERICHE.....	145
5.1.	Il problema termico agli elementi finiti	145
5.1.1.	L'equazione del Calore	145
5.1.2.	Formulazione agli Elementi Finiti	147
5.2.	La Modellazione dell'Intumescente.....	148
5.3.	La Mesh.....	152
5.4.	Le Condizioni al Contorno e la Soluzione	155
5.4.1.	Le Condizioni al Contorno	155
5.4.2.	I Passi di Integrazione	155
5.5.	Risultati	156
5.5.1.	Travetto Nudo.....	157
5.5.2.	Thermolag 1.5 mm.....	160
5.5.3.	Thermolag 3 mm.....	161
5.5.4.	Themolag 4.5 mm	163
5.5.5.	Thermolag 5 mm.....	165
5.5.6.	Thermolag 8 mm.....	166
5.5.7.	Thermolag 12 mm.....	168
5.5.8.	Confronto Armature in Acciaio.....	169
5.5.9.	Confronto Termocoppie	170
5.6.	Osservazioni sui Risultati.....	174
5.7.	Valutazione Preliminare del Danno.....	176

5.7.1. La Riduzione della Capacità Portante della Porzione in c.a.	176
6. RISULTATI SPERIMENTALI.....	179
6.1. Prove di Pull-Out.....	179
6.1.1. Prove Aggiuntive sulla Campagna di Bologna	179
6.1.2. Prove per la Valutazione dell'Impregnamento del Tessuto di Basalto	186
6.2. Prove di Compressione sulla Malta	188
7. CONCLUSIONI	197
BIBLIOGRAFIA	201

INTRODUZIONE

Negli ultimi anni gli FRP (fiber reinforced polymers) hanno trovato largo impiego nel rinforzo e nel campo della riabilitazione strutturale grazie alle ottime caratteristiche di resistenza e durabilità, unite alla semplicità di posa in opera. In particolare quest'ultimo aspetto è risultato decisivo nel successo di questa nuova tecnologia.

A oggi, tuttavia, la gran parte delle applicazioni è dedicata ai ponti e ad altre infrastrutture, dove la resistenza al fuoco non rappresenta un fattore critico. Interventi mediante FRP si prestano molto bene anche ad applicazioni in ambienti indoor, come ad esempio il rinforzo di solai in latero cemento, situazione per cui la resistenza al fuoco è un fattore che non può essere trascurato.

Nell'affrontare il problema della resistenza al fuoco di strutture rinforzate è necessario porre una premessa: nel caso l'applicazione dei rinforzi sia resa necessaria a seguito di un consolidamento statico, la completa distruzione del rinforzo causata da un incendio può seriamente causare gravi danni strutturali, se non addirittura portare il collasso nei casi più estremi; nel caso, invece, in cui i rinforzi siano installati a conseguenza di un adeguamento sismico segue che la stabilità in ambito statico può realizzarsi anche una volta deteriorato il rinforzo. È chiaro che la concomitanza dell'azione sismica e dell'incendio sia estremamente improbabile, per cui risulta insensato condurre i calcoli considerando entrambe le azioni, fatto che porterebbe a sovradimensionamenti inaccettabili.

Riassumendo, nel caso di consolidamento statico è fondamentale garantire l'integrità e la funzionalità del rinforzo anche durante l'incendio, mentre nel caso di adeguamento sismico, sebbene l'ideale sarebbe anche in questo caso

conservare i rinforzi, è possibile accontentarsi di limitare il danno nei supporti, sia per garantirne le prestazioni, sia per consentire un'agevole ripristino di nuovi rinforzi.

Per quel che riguarda lo stato dell'arte attuale e le normative di riferimento, non sono ancora fornite prescrizioni precise riguardo al comportamento al fuoco delle strutture rinforzate con FRP, le quali devono tuttavia rispettare i target di resistenza all'azione termica imposti dagli eurocodici. La ricerca scientifica ha mosso da pochi anni i primi passi, ma i test sperimentali finora condotti non hanno offerto una mole di dati sufficiente per la definizione di un quadro di riferimento e di procedure operative tali da garantire un determinato valore di resistenza al fuoco caso per caso.

Scopo di questa tesi è aggiungere un tassello ad un progetto di ricerca ben più ampio condotto dal dipartimento *D.I.C.A.M.* dell'Università degli Studi di Bologna, all'interno del quale sono state già testate travi in calcestruzzo rinforzate ed isolate in modi differenti [14,22,27]. In particolare, la campagna sperimentale oggetto di questa tesi mira allo studio di una serie di travi in calcestruzzo nelle quali le fibre di rinforzo e il loro isolamento e incollaggio sono stati progettati in base all'esperienza acquisita con la campagna precedente. Si è deciso nello specifico di testare una particolare malta resistente alle alte temperature, da utilizzarsi come sistema d'incollaggio accoppiata con fibre di basalto. Un'ulteriore novità sta nel test di travi rinforzate a taglio, di cui non si è trovato alcun precedente in letteratura.

Per questo motivo è interessante effettuare prove di pull-out sui supporti dove erano installati i rinforzi distrutti dall'incendio.

1. I MATERIALI ALLE ALTE TEMPERATURE

1.1. Premessa

In questo capitolo si propone un approfondimento riguardo le caratteristiche dei materiali sottoposti ad alti valori di temperatura, con particolare attenzione alle proprietà termiche e meccaniche. Una realistica conoscenza di tali proprietà è indispensabile per la realizzazione di modelli affidabili di elementi strutturali in condizioni d'incendio.

Per quanto concerne il calcestruzzo e l'acciaio, lo stato dell'arte attuale è decisamente più avanzato rispetto agli studi condotti sui materiali compositi e sui cappotti intumescenti, per i quali la ricerca in tal senso è agli albori. Sia gli eurocodici che le normative americane ASCE riportano modelli di comportamento alle alte temperature per l'acciaio e il calcestruzzo, sebbene presentino decise differenze in alcuni casi.

Lo studio sui compositi e sui materiali innovativi, soprattutto per le applicazioni d'ingegneria civile, è decisamente più limitato e le pubblicazioni al riguardo sono scarse, in particolare per quanto riguarda la variazione delle proprietà termo-meccaniche rispetto alla temperatura.

Nei paragrafi seguenti si dedica un inquadramento ampio riguardo al comportamento dei compositi alle alte temperature, vista la notevole varietà e complessità del problema. È riportato inoltre un paragrafo specifico per la fibra di basalto, in quanto è stata utilizzata nelle prove sperimentali oggetto di questa e tesi e non gode dello stesso grado di conoscenza delle più comuni fibre di vetro e di carbonio.

1.2. Il Calcestruzzo

In generale si può dire che il calcestruzzo abbia eccellenti proprietà nei riguardi della resistenza al fuoco.

Ciò nonostante, molta dell'attuale conoscenza sulle proprietà alle alte temperature dei calcestruzzi comuni (*NSC: Normal Strength Concrete*) è basata su un numero limitato di prove sperimentali. In letteratura si riscontra infatti o una limitata mole di dati sperimentali per una determinata proprietà, o una ampia discrepanza tra i risultati condotti in test diversi. Tali discrepanze sono principalmente dovute a differenze nei metodi, nelle condizioni, nelle procedure e nei parametri ambientali (come l'umidità relativa e il curing) che caratterizzano i singoli test. Infatti, fino a poco tempo fa, non esistevano prove di laboratorio standard per la valutazione delle proprietà del calcestruzzo alle alte temperature; recentemente alcune organizzazioni internazionali, tra cui RILEM, hanno condotto notevoli sforzi per lo sviluppo di affidabili test standardizzati.

Mentre sono disponibili, seppur in modo limitato, informazioni riguardo a resistenza, modulo di elasticità, conduttività termica e calore specifico, non esistono ancora dati affidabili riguardo ad altre proprietà come il creep e la porosità alle alte temperature.

I calcestruzzi ad alta resistenza (*HSC: High Strength Concrete*) meritano una considerazione a parte. In generale mostrano performance discutibili nei confronti della resistenza al fuoco, in particolare gli HSC sono caratterizzati da un più rapido deterioramento delle proprietà meccaniche all'aumentare della temperatura e da fenomeni come l'espulsione del copriferro indotta da condizioni d'incendio. È necessario ricordare che per gli HSC la ricerca è meno consolidata rispetto agli NSC, aspetto sottolineato dal fatto che le normative americane ASCE, a differenza degli eurocodici, non ne riportano alcuna

prescrizione per la valutazione delle proprietà termo-meccaniche con la temperatura.

In generale, le proprietà dei materiali possono essere classificate come segue:

- Proprietà termiche;
- Proprietà meccaniche;
- Proprietà specifiche del materiale.

Le proprietà termiche che influenzano l'aumento della temperatura e la sua distribuzione all'interno di una sezione di calcestruzzo sono:

- Conduttività termica;
- Calore specifico;

Le proprietà meccaniche per determinare le performance al fuoco di elementi in calcestruzzo sono:

- Resistenza a compressione;
- Modulo di elasticità;
- Coefficiente di espansione termica;
- Creep.

Per quanto riguarda il creep, è importante sottolineare che in condizioni ambientali e a livelli tensionali normali, l'effetto della viscosità non è significativo in tempi brevi, mentre può diventare sostanziale per livelli tensionali più alti accompagnati da alte temperature.

Le proprietà specifiche più significative del calcestruzzo influenzate dalla temperatura sono:

- Possibilità di espulsione del copriferro (*spalling*);
- Aderenza tra il calcestruzzo e le armature;
- Porosità.

Queste ultime proprietà sono peculiari per il calcestruzzo e decisive per la valutazione delle performance in condizioni d'incendio.

È importante ricordare che molte delle proprietà precedentemente elencate sono abbastanza sensibili nei confronti di cambiamenti nella composizione del calcestruzzo e delle condizioni ambientali; ad esempio le proprietà termiche sono notevolmente influenzate dal grado di umidità e dal tipo di aggregato utilizzato.

1.2.1. Proprietà Termiche

Di seguito sono riportati i grafici relativi all'andamento con la temperatura della conduttività termica (fig.1.1) e del calore specifico (fig.1.2) del calcestruzzo: sono riportate le relazioni proposte dall'EC2 e dalla normativa americana ACSE e confrontate con una serie di dati sperimentali [20].

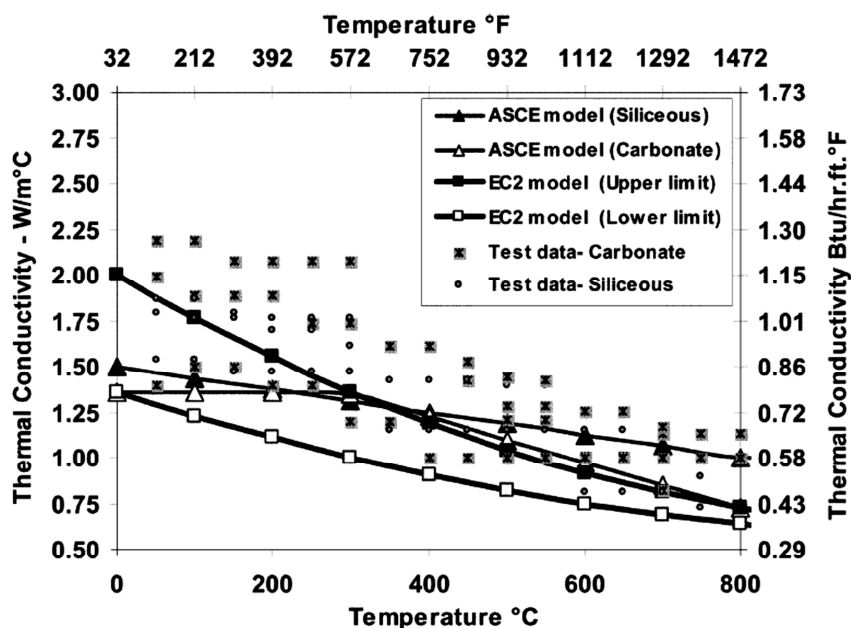


Figura 1.1 Conduttività termica vs. temperatura - dati sperimentali e curve da normativa

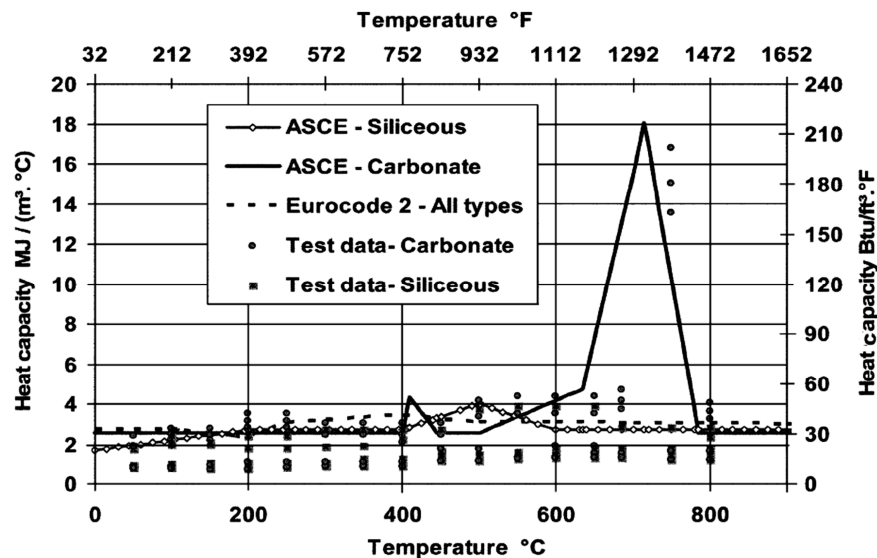


Figura 1.2 Calore specifico vs. temperatura - dati sperimentali e curve da normativa

È immediato notare una certa dispersione nei risultati, in particolare per i calcestruzzi con aggregati carbonatici, che può essere attribuita alle differenze di esecuzione dei test (metodi, condizioni, procedure, misure). È interessante notare come, a causa di questa dispersione, l'EC2 proponga due curve, una per il limite superiore, una per quello inferiore. Sta nella sensibilità del progettista la scelta tra le due possibilità, optando per la soluzione maggiormente a favore di sicurezza. Più complicata, invece, è la scelta per una modellazione che miri alla stima del reale comportamento dell'elemento esposto al fuoco. Va infatti rilevato che, solitamente, le prescrizioni da normativa sono cautelative rispetto al comportamento reale.

Ancora, si nota un picco nella capacità termica tra i 600 e gli 800°C per i calcestruzzi con aggregati carbonatici: ciò è dovuto all'avvenimento di una reazione endotermica nell'aggregato che assorbe una rilevante quantità di calore. Questo aspetto è colto soltanto dalla normativa ASCE, mentre la normativa europea non differenzia a seconda del tipo di aggregato. La più alta

capacità termica del calcestruzzo con aggregati carbonatici contribuisce a minimizzare la possibilità di espulsione del copriferro, migliorando così la complessiva risposta al fuoco.

Le campagne sperimentali hanno mostrato come le proprietà termiche del calcestruzzo non dipendano soltanto dalla temperatura, bensì anche dal grado di umidità e dalla porosità della pasta. Il passaggio di stato dell'acqua (presente come umidità) in vapore acqueo determina inevitabilmente un certo assorbimento di calore che dipende appunto dalla quantità di acqua presente nella pasta e dalla porosità della stessa, in quanto una pasta più porosa permette una più rapida riduzione dell'umidità. A questo proposito, è molto comune registrare nelle prove sperimentali dei tratti a temperatura costante nell'intorno dei 100°C (plateau), con estensione più pronunciata nei punti più interni della sezione (fig.1.3). L'aspetto appena discusso non è incluso nelle prescrizioni normative di nessun codice, causa per cui è difficile che i modelli da normativa rispecchino correttamente la realtà, sovrastimando solitamente il progresso delle temperature. Il problema verrà di nuovo affrontato nel capitolo 3, relativamente ad un'esperienza di laboratorio per cui la presenza dell'umidità è risultata importante.

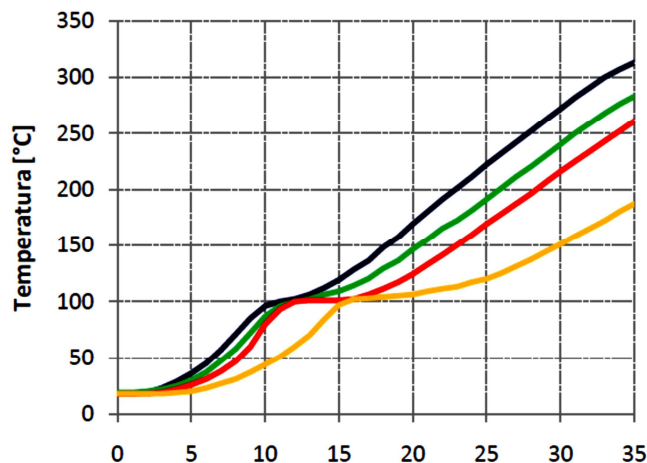


Figura 1.3 Temperature del calcestruzzo misurate da termocoppie interne durante una prova d'incendio [22]. In blu la termocoppia più esterna, in giallo la più interna.

1.2.2. Proprietà Meccaniche

Le proprietà meccaniche del calcestruzzo sono state studiate più largamente rispetto a quelle termiche, per cui è disponibile una buona mole di dati sia per calcestruzzi NSC sia per HSC. Fondamentalmente, i test sono stati condotti in due modi, misurando la risposta dei campioni durante oppure dopo l'esposizione ad alte temperature.

In fig.1.4 e 1.5 sono riportati gli andamenti della resistenza a compressione rispettivamente per calcestruzzi NSC e HSC; in ogni grafico sono plottate sia le curve suggerite dalle normative EC e ASCE, sia una serie di dati sperimentali significativi.

Analizzando i dati, si può osservare come il modello proposto dall'ASCE sia più prossimo al limite superiore dei dati sperimentali, mentre entrambe le curve indicate dagli eurocodici si avvicinano maggiormente al limite inferiore.

Inoltre, si nota che per calcestruzzi NSC la dispersione dei dati è abbastanza contenuta e si ha una buona uniformità al variare della temperatura oltre i 200°C; per i calcestruzzi HSC, invece, si riscontra una forte dispersione dei dati nell'intervallo tra i 200 e i 500°C, dovuta principalmente alla maggiore attitudine dei calcestruzzi HSC a espellere il copriferro o, comunque, il substrato più esterno del blocco.

Si osserva che, per calcestruzzi NSC, gli eurocodici forniscono due curve a seconda del tipo di aggregato, le quali, sebbene i calcestruzzi con aggregati di tipo carbonatico offrano un minor decadimento, non mostrano differenze sostanziali.

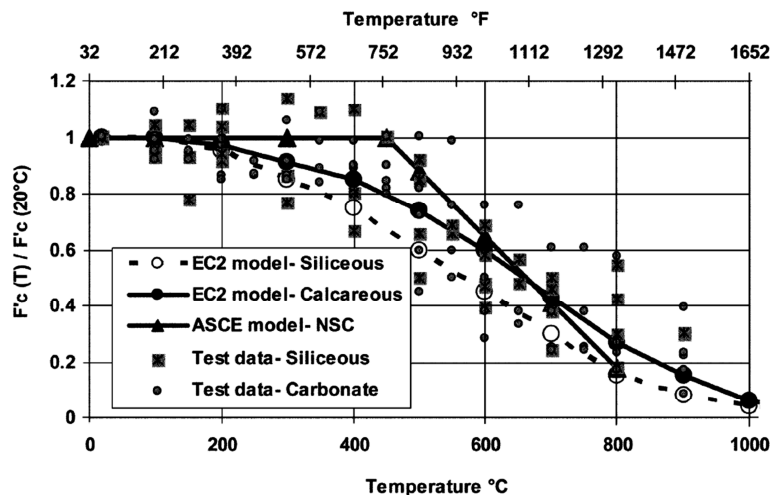


Figura 1.4 Resistenza a compressione vs. temperatura per calcestruzzi NSC.

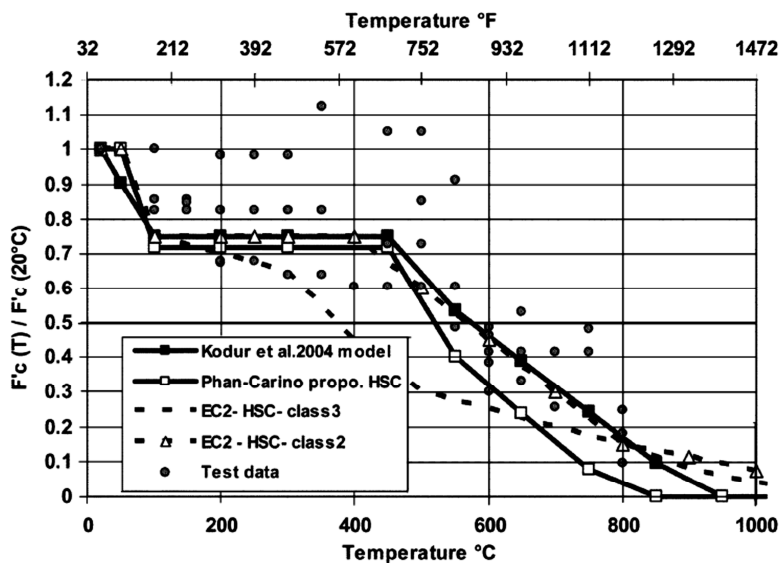


Figura 1.5 Resistenza a compressione vs. temperatura per calcestruzzi HSC.

Come già affermato per le proprietà termiche, anche la variazione della resistenza a compressione con la temperatura dipende da altri fattori, quali il curing iniziale, il contenuto di umidità al momento del test e l'uso di additivi chimici per migliorare la lavorabilità e la resistenza del prodotto. In fig.1.6 è

proposto l'andamento della resistenza a compressione con la temperatura per diversi gradi di saturazione a 28 giorni; si nota un miglior comportamento per bassi gradi di saturazione. Non esistono tuttavia studi completi sull'effetto di tali variabili, per cui le relazioni proposte dalle normative non possono dirsi affidabili al 100%.

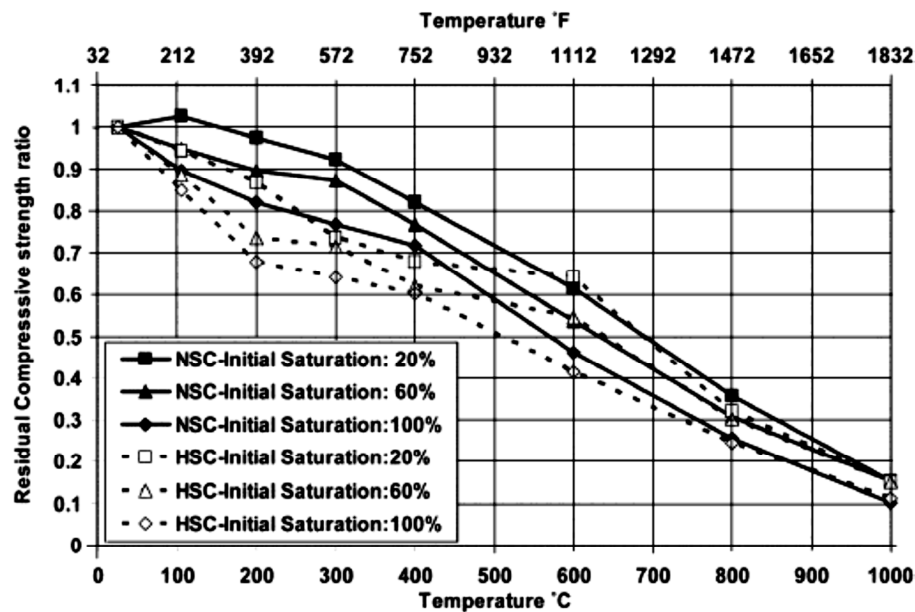


Figura 1.6 Effetto della saturazione a 28 giorni sulla resistenza a compressione vs. temperatura

Riguardo al modulo elastico, gli eurocodici non riportano prescrizioni dirette, ma soltanto indicazioni sulle tensioni e le deformazioni di riferimento al variare della temperatura. Non si hanno cali netti e improvvisi come per l'acciaio e si mantiene sempre un discreto valore del modulo elastico residuo.

1.3. L'acciaio

Dal punto di vista meccanico l'acciaio mostra un eccellente comportamento a temperatura ambiente, peggiorando nettamente con l'aumento della temperatura. Una corretta conoscenza delle sue proprietà termo-meccaniche con la

temperatura è quindi indispensabile per realizzare modelli attendibili per la risposta strutturale in caso d'incendio, sia di strutture in acciaio che in calcestruzzo armato.

Per l'acciaio, così come per il calcestruzzo, l'attuale conoscenza delle proprietà termo-meccaniche è basata su un numero limitato di dati sperimentali.

A causa dei differenti metodi di prova, riscaldamento e misura dei dati, si riscontrano anche notevoli differenze tra i dati disponibili in letteratura. Infatti, fino a poco tempo fa non esistevano ancora test standardizzati per la valutazione delle proprietà termo-meccaniche dell'acciaio con la temperatura.

In aggiunta, i dati a disposizione riguardano quasi esclusivamente il comportamento dell'acciaio nella fase di riscaldamento. Si ha, infatti, mancanza d'informazioni riguardo alla fase di raffreddamento, la cui conoscenza è importante per modellare la risposta delle strutture in acciaio in caso di incendio.

1.3.1. Proprietà Termiche

In fig.1.7 e 1.8, rispettivamente per la conducibilità termica ed il calore specifico, sono plottate le curve proposte dagli eurocodici e dalla normativa americana ASCE a confronto con alcuni set di dati sperimentali.

Per quanto riguarda la conduttività termica, si nota come decresca con andamento quasi lineare. Le curve delle due diverse normative si discostano di poco l'una dall'altra e si dimostrano in buon accordo con i dati sperimentali.

Al contrario, i modelli proposti per il calore specifico si discostano nettamente oltre i 700°C. In generale si ha un picco intorno ai 750°C, dovuto alla riorganizzazione degli atomi dal sistema cristallino cubico a facce centrate a quello cubico a corpo centrato, per cui si richiede assorbimento di energia al pari di un passaggio di fase. Negli eurocodici si ha un picco nettamente più alto che nella normativa ASCE.

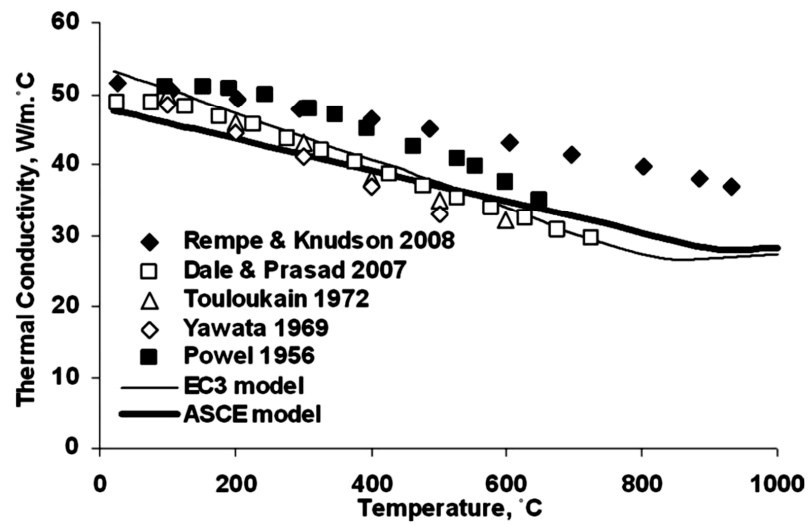


Figura 1.7 Conducibilità termica vs. temperatura per l'acciaio

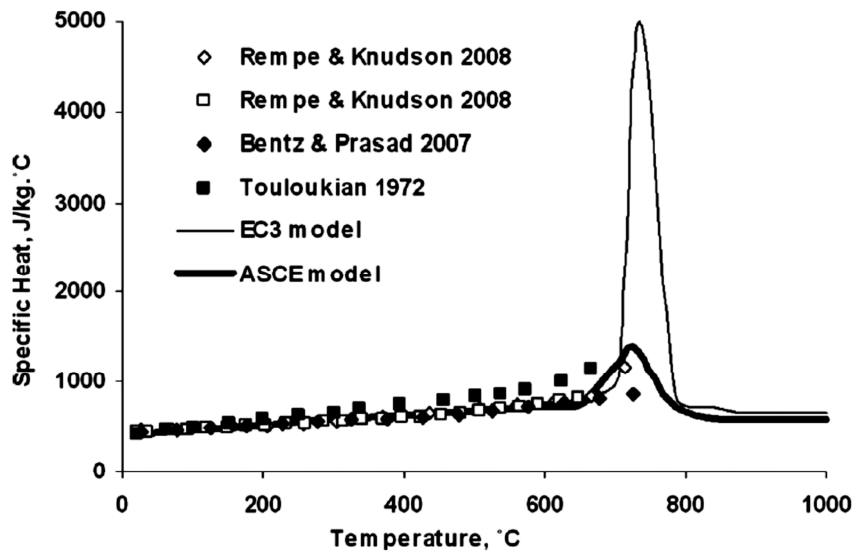


Figura 1.8 Calore specifico vs. temperatura per l'acciaio

1.3.2. Proprietà Meccaniche

I test per determinare le proprietà meccaniche dell'acciaio al variare della temperatura possono essere classificati in due categorie: *transient heat tests* e *steady-state tests*. Nel primo caso il provino è soggetto ad un carico costante durante la prova ed esposto ad incremento regolare di temperatura; temperatura e deformazioni vengono registrate continuamente durante la prova, avendo cura di sottrarre le deformazioni di origine termica da quelle di origine meccanica. Nei *transient heat tests* la velocità di riscaldamento del provino ha molta influenza sull'incremento di deformazione. Valori tipici dell'incremento di temperatura dell'acciaio a seguito di un incendio reale sono di $7^{\circ}\text{C}/\text{min}$ nel caso di sezioni provviste di protezione al fuoco, mentre per sezioni nude si varia tra i 25 e i $40^{\circ}\text{C}/\text{min}$.

Nel caso dei *steady-state tests* la procedura è più semplice e veloce: il provino è riscaldato fino ad una determinata temperatura e quindi si effettua una classica prova di trazione, a controllo di carico o di spostamento.

Queste differenze tra i metodi sperimentali sono la causa principale nella differenza tra i dati delle diverse campagne sperimentali, causa per cui si hanno differenze anche tra le normative.

Le fig.1.9 e 1.10 mostrano l'andamento con la temperatura della tensione di snervamento e del modulo di elasticità, confrontando dati di differenti campagne sperimentali con i modelli proposti da ASCE e eurocodici. Generalmente, entrambe le quantità sono valutate con test di trazione; non si hanno a disposizione dati a seguito di prove di compressione, ma si assume che il comportamento sia simmetrico.

Si può osservare come sia la tensione di snervamento che il modulo elastico calino con l'aumentare della temperatura, fatto dovuto all'allontanamento reciproco dei nuclei di ferro.

Per quanto riguarda la tensione di snervamento, si ha una significativa differenza tra i vari dati sperimentali oltre i 300°C , dovuta principalmente alle

differenza di velocità di riscaldamento dei provini; tali differenze si riflettono sui modelli proposti dalle normative. L'eurocodice EC3 prevede una riduzione della tensione di snervamento minore di quella proposta dall'ASCE: in particolare l'eurocodice no prevede alcun decurtamento della tensione di snervamento fino a 400°C, mentre nel modello ASCE si ha già una riduzione del 30%. In aggiunta, l'eurocodice soltanto distingue tra due limiti: il limite di proporzionalità e il limite di snervamento. Il limite di proporzionalità individua il punto in cui il legame costitutivo passa da elastico-lineare a elastico-non lineare. La differenza tra la tensione di snervamento e i limite di proporzionalità permette di cogliere il comportamento visco-elastico alle alte temperature dovuto al creep.

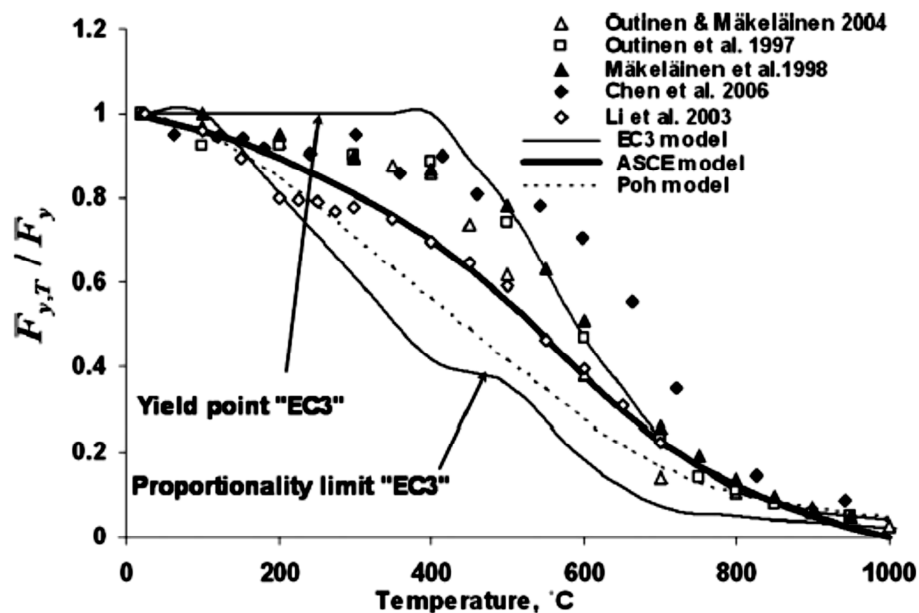


Figura 1.9 Tensione di snervamento vs. temperatura.

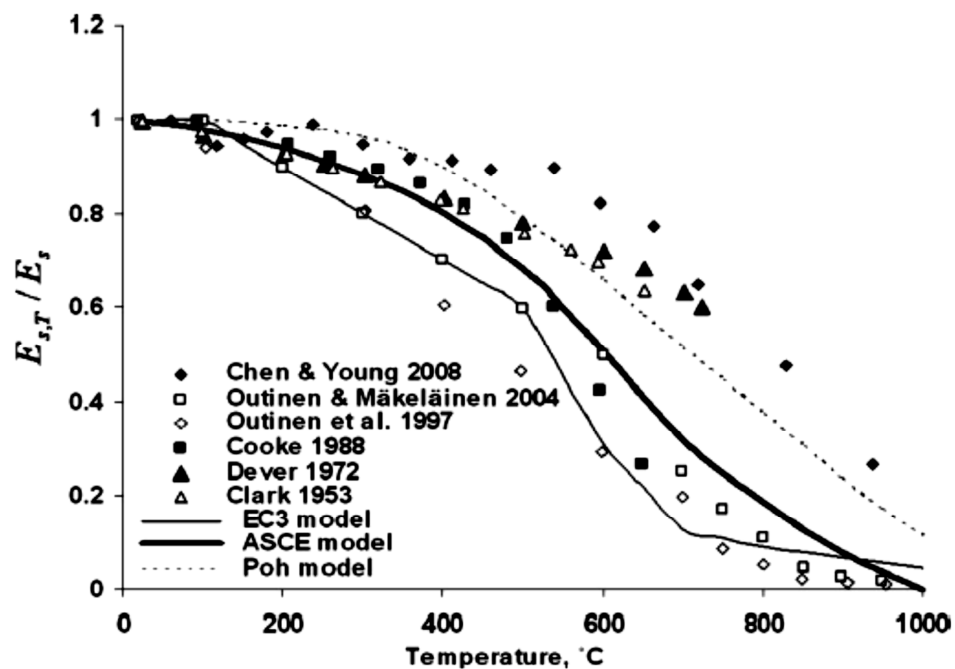


Figura 1.10 Modulo elastico vs. temperatura.

Per quanto riguarda il modulo di elasticità, si osserva come l'eurocodice preveda un decadimento superiore rispetto al modello ASCE, con un abbattimento del 90% già a 700°C, approssimando il limite inferiore dei dati sperimentali. Come già affermato in precedenza, la notevole differenza tra i set di dati sperimentali è dovuta alle modalità di prova, rispetto alle quali il valore del modulo di elasticità è particolarmente sensibile.

Esistono in letteratura e nelle normative considerazioni legate ai legami costitutivi al variare della temperatura, alle deformazione di origine termica e al problema del creep che non verranno riportate in questa tesi. Per approfondimenti si rimanda alla bibliografia [19].

1.4. I Compositi

L'uso di materiali compositi per applicazioni strutturali in opere d'ingegneria civile ha subito un notevole incremento negli ultimi anni, concentrando su di essi un grande sforzo di ricerca. Per quanto riguarda la resistenza al fuoco, gli studi effettuati sono ancora pochi, tenendo conto che esistono moltissimi tipi di compositi al variare della fibra e della matrice. Alcuni dei dati disponibili provengono da studi nel settore aerospaziale, nel quale l'uso dei compositi è consolidato da molto tempo.

Generalmente, quando i compositi a matrice polimerica sono sottoposti a alte temperature (oltre i 100°C), la matrice tende a rammollire e ciò può causare distorsioni, instabilità e, al limite, il collasso di strutture portanti. Il processo di pirolisi della matrice avviene tipicamente tra i 250 e i 400°C, con il rilascio di calore, fumo e vapori talvolta tossici.

I compositi solitamente usati in applicazioni infrastrutturali sono molto infiammabili e tendono a rilasciare ingenti quantità di calore, fumo e vapori durante la combustione. Per tali applicazioni è importante usare materiali economici e è improponibile l'uso di costosi matrici additivate o di cappotti protettivi, quindi a maggior ragione è importante avere buona conoscenza delle proprietà dei compositi ad alte temperature.

1.4.1. Combustione dei Compositi a Matrice Polimerica

La combustione dei compositi è un processo complesso, controllato da molti fattori, come il tipo di combustibile, la quantità di ossigeno, la temperatura della fiamma, la composizione chimica e la frazione massiccia della matrice polimerica.

Durante l'incendio un composito varia la propria condizione fisica, chimica e meccanica. I primi mutamenti si verificano quando il composito raggiunge la temperatura di transizione vetrosa, tipicamente all'interno del range 80-180°C: le proprietà meccaniche del composito si degradano severamente e la capacità

portante di un elemento strutturale può essere compromessa. La decomposizione dei polimeri tipicamente utilizzati in applicazioni civili avviene tra i 300 e i 500°C. Tale processo produce, per la maggior parte dei polimeri, uno strato carbonizzato e volatili gassosi, con dipendenza dal tipo di matrice, dalla temperatura e dal contenuto di ossigeno. Polimeri altamente infiammabili, quali il poliestere, il vinilestere e le comuni resine epossidiche, producono una grande quantità di volatili e mantengono soltanto una piccola quantità della propria massa (10-20%) sotto forma di porzione carbonizzata. In aggiunta, i volatili a base d'idrocarburi provvedono ulteriore combustibile per alimentare l'incendio (fig.1.11). I polimeri maggiormente resistenti all'incendio, come le resine fenoliche e quelle ritardanti, generano una maggior porzione carbonizzata a spese dei volatili, contribuendo così in modo minore all'alimentazione dell'incendio.

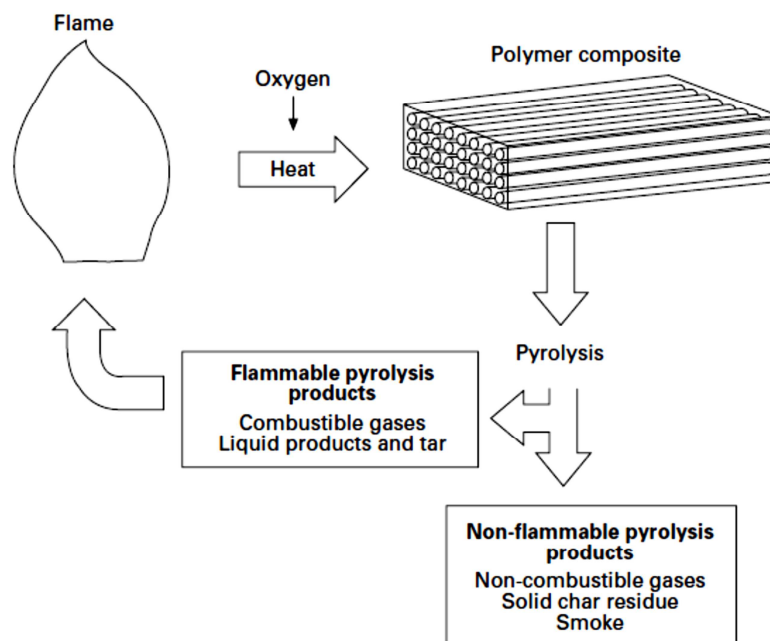


Figura 1.11 Ciclo della combustione di un composito a matrice polimerica.

1.4.2. Proprietà Reattive al Fuoco dei Compositi a Matrice Polimerica

L'infiammabilità e il pericolo legato al fuoco dei materiali compositi sono determinati attraverso alcune proprietà reattive al fuoco. Le proprietà per descrivere l'infiammabilità del materiale sono il tempo di accensione (*timo-to-ignition*), il *limiting oxygen index (LOI)*, il *heat release rate (HRR)* e lo *flame spread rate*. Le proprietà legate al pericolo sono la densità e la tossicità dei fumi.

Il tempo di accensione è una proprietà importante perché definisce quanto velocemente si sviluppa la combustione con fiamma di un materiale esposto ad una sorgente di calore. Le comuni resine usate in compositi strutturali (poliestere, vinilestere, resine epossidiche) si accendono entro poco tempo a seguito dell'esposizione alla fiamma. L'accensione usualmente avviene quando la superficie del composito è riscaldata all'incirca fino alla temperatura di pirolisi della matrice (250-400°C per la maggior parte delle resine organiche), al raggiungimento della quale sono prodotti idrocarburi volatili che si muovono dal composito verso la fiamma; quando la concentrazione di tali idrocarburi raggiunge un valore critico avviene l'accensione e inizia così la combustione con fiamma del composito. Il tempo di accensione è appunto la durata tra il momento di esposizione alla fiamma e l'istante in cui parte la combustione con fiamma del materiale. Per determinarne il valore esistono prove codificate dall'ISO. In letteratura sono stati pubblicati i valori del tempo di accensione per molti compositi: risultano bassi valori per il poliestere, il vinilestere e le resine epossidiche ordinarie, mentre le resine fenoliche e alcuni polimeri termoindurenti mostrano valori decisamente più alti. I polimeri termoindurenti hanno, in generale, ottime caratteristiche, ma il loro utilizzo è fortemente limitato a causa dell'elevato costo. Le resine fenoliche hanno eccellenti proprietà al fuoco e costi contenuti, ma sono meno resistenti e hanno problemi di durabilità in ambienti umidi. Il tempo di accensione è legato al valore del

flusso termico, dal quale dipende in modo approssimativamente lineare (fig.1.12).

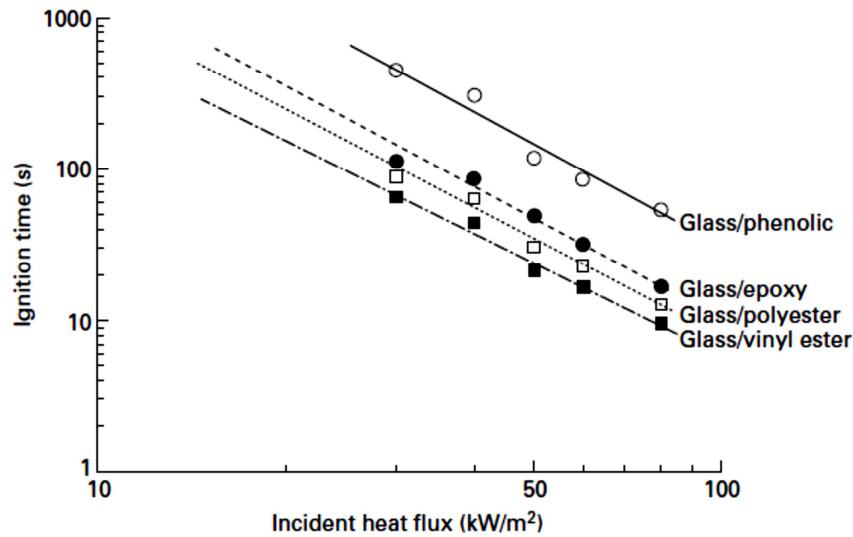


Figura 1.12 Tempo di accensione vs. temperatura per diversi compositi.

Composite	Ignition time [s]	LOI	Peak HRR [KW/m ²]	Average HRR [KW/m ²]	Flame Spread Index
Civil engineering composites::					
Glass/polyester	52±12	23	299±72	135±7	-
Glass/vinyl ester	66±11	-	272±40	168±12	27
Glass/epoxy	70±16	38	352±82	155±14	11
Carbon/epoxy	79±7	41	240±24	139±18	11
Glass/phenolic	146±27	54	73±15	63±4	5.5
Advanced thermoset composites:					
Glass/bismaleimide	141	60	176	161	18
Glass/cyanate ester	58	-	71	71	-
Glass/polyimide	175	-	40	27	2.5
Glass/phthalonitrile	530	-	34	32	-
Advanced thermoplastic composites:					
Glass/PPS (polyphenylene sulfide)	244	52	48	28	7
Carbon/PEEK	307	-	14	8	3
Carbon/PEKK	233	-	21	10	-

Tabella 1.1 Proprietà reattive di diversi compositi per un flusso termico di 50kW/m².

L'indice LOI è utilizzato per quantificare l'infiammabilità di polimeri organici e compositi. È definito come la minima percentuale di ossigeno necessaria per sostenere la reazione di combustione. L'infiammabilità di un materiale risulta quindi tanto maggiore quanto è minore il LOI. Si è osservato che il LOI aumenta al crescere della percentuale di porzione carbonizzata e quindi al diminuire della frazione volatile. Segue che si hanno bassi valori del LOI per poliestere, vinilestere, resine epossidiche e quantità maggiori per resine fenoliche, polimeri termoindurenti e alcuni termoplastici.

L'indice HRR è considerato come la proprietà più importante e significativa, in quanto il calore rilasciato dal combustibile contribuisce alla crescita e alla diffusione dell'incendio. Nessun'altra proprietà ha un'influenza così dominante nel comportamento al fuoco dei compositi, tant'è che altre proprietà come la diffusione superficiale delle fiamme, la densità del fumo e l'emissione di monossido di carbonio sono direttamente collegate all'HRR. Questo indice è misurato usando la tecnica del calorimetro a cono ed è tanto maggiore quanto lo è la parte volatile nel processo di decomposizione del polimero. Come mostrato in fig.1.13, il valore del HRR cambia continuamente durante il processo di combustione, per cui sono usati il valor medio e il valore di picco per definirlo. Il valor medio è solitamente calcolato tra i 180 e i 300 secondi. Il valore di picco si ha quando la decomposizione della matrice avviene alla massima velocità. Come per il caso del tempo di accensione, è chiaro che anche l'HRR dipende dal flusso termico, in quanto all'aumentare del flusso si ha un incremento della velocità di decomposizione del polimero. Test sperimentali hanno dimostrato che il valor medio del HRR varia quasi linearmente con il flusso termico (fig.1.14).

Lo flame spread rate è la velocità alla quale le fiamme si diffondono lungo la superficie del composito ed è un fattore critico nei confronti della crescita e della diffusione del fuoco. A causa dell'alta infiammabilità di molti dei compositi usati nelle applicazioni civili, esiste il rischio che le fiamme si

diffondano velocemente, rendendo difficile il contenimento e lo spegnimento dell'incendio.

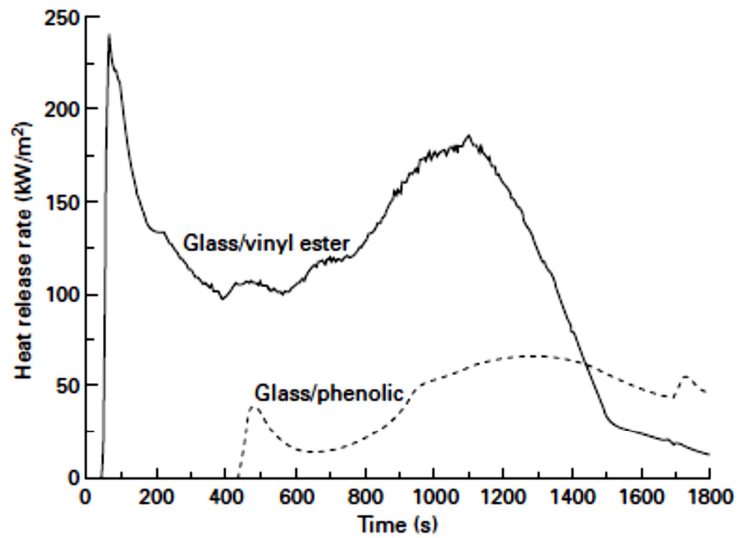


Figura 1.13 Curve HRR per compositi testati con flusso termico di 50 kW/m²

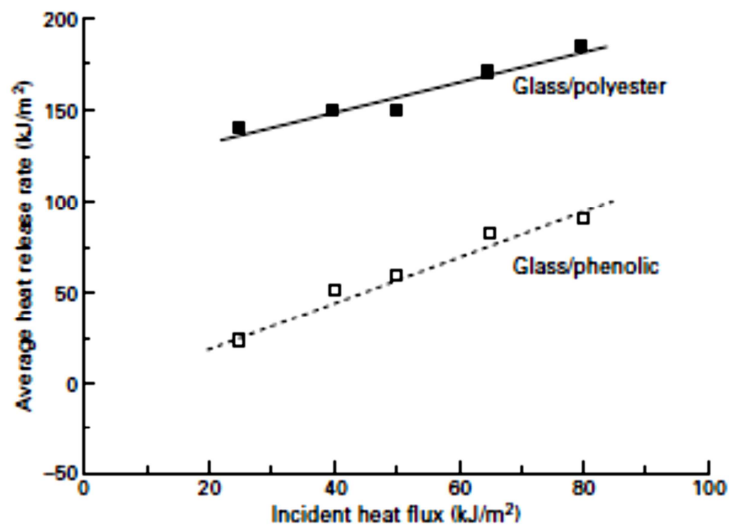


Figura 1.14 HRR medio vs. flusso termico

Esistono test standardizzati per misurare questa grandezza; il più usato è descritto nelle norme ASTM E162. Il valore dell'indice esprime la misura della

resistenza alla diffusione della fiamma; per alti valori si ha una maggiore propagazione della fiamma. Dai dati sperimentali si riscontra che le fiamme si propagano rapidamente nei laminati vetro/poliestere e vetro/resina epossidica, mentre nei compositi vetro/resina fenolica la fiamma è praticamente incapace di propagarsi, rendendo questo materiale uno dei migliori nelle applicazioni ad alto rischio incendio (fig.1.15). Anche i compositi termoplastici e termoindurenti mostrano una buona resistenza nei confronti della diffusione della fiamma.

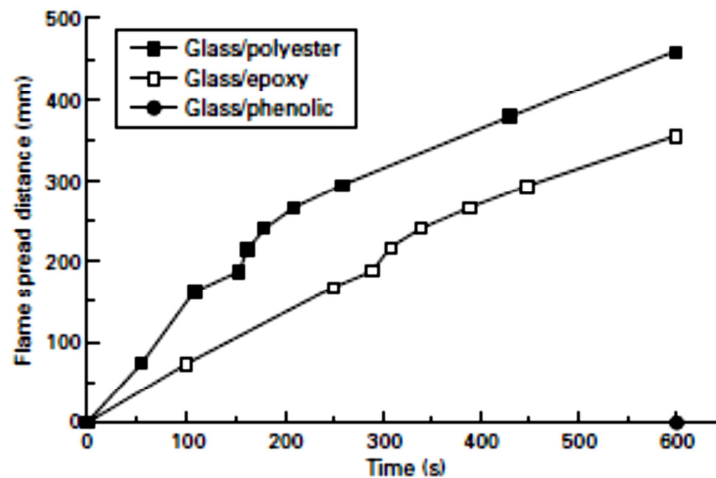


Figura 1.15 Distanza di propagazione superficiale della fiamma vs tempo.

La densità del fumo ha a che fare con la sicurezza delle persone. Infatti, il fumo può essere estremamente denso e ridurre così la visibilità delle persone, rendendo difficile la fuga delle persone e l'intervento dei soccorsi. La densità del fumo è direttamente proporzionale all'infiammabilità del composito, quindi sarà alta per matrici a base di poliestere, vinilestere e resina epossidica, mentre sarà limitata per resine fenoliche (fig.1.16). La densità del fumo si esprime comunemente attraverso il cosiddetto SEA (*specific extinction area*) che indica l'efficienza con cui una data di massa di combustibile è trasformata in fumo; si esprime in metri cubi di fumo per kilogrammo di combustibile.

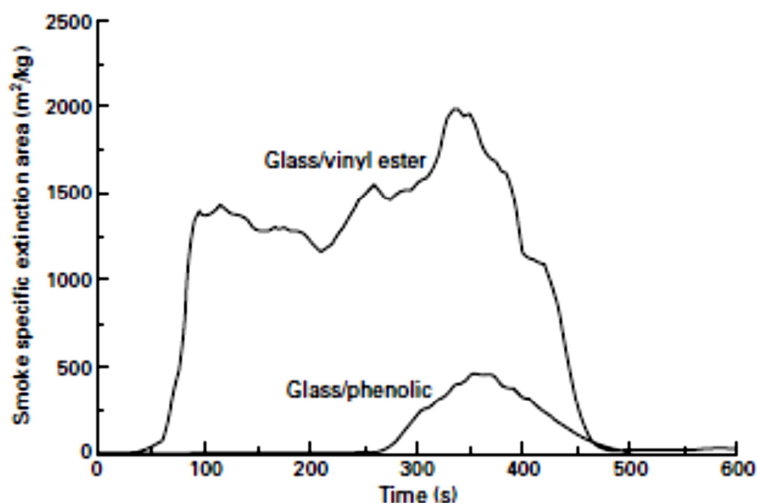


Figura 1.16 SEA vs tempo per alcuni compositi al flusso termico di 50 kW/m²

Non solo la densità, ma anche l'eventuale tossicità dei fumi può causare pericolo per le persone. L'esposizione ai fumi generati dalla combustione dei compositi può causare irritazioni alla pelle e agli occhi più o meno severe, fino anche a problemi respiratori che richiedono il ricovero ospedaliero. Fino ad ora non è stato attribuito alcun decesso dovuto all'inalazione dei fumi della combustione di compositi, sebbene rimanga largamente sconosciuto l'effetto sulla salute dei gas di combustione, dei frammenti di fibra e delle particelle di fuliggine presenti nei fumi. Il fumo rimane comunque il maggior rischio per le persone, infatti è la causa principale di mortalità in caso di incendi domestici. In generale, il prodotto della combustione maggiormente pericoloso è il monossido di carbonio (CO). L'ammontare di CO prodotto dalla combustione dei compositi dipende dalla composizione della matrice organica, dalla temperatura e dalla disponibilità di ossigeno. I livelli di CO emesso sono spesso elevati per laminati termoindurenti e polimeri aromatici come le resine fenoliche; alcuni particolari tipi di polimeri termoindurenti avanzati immettono bassissime quantità di CO e CO₂, a causa della capacità di creare una porzione carbonizzata che trattiene la maggior parte del carbonio disponibile.

1.4.3. Compositi a Matrice Polimerica Resistenti al Fuoco

A causa dell'alta infiammabilità di molti polimeri, spesso si rende necessario aumentare le proprietà di resistenza al fuoco nei casi di alto rischio d'incendio, ritardandone gli effetti. Ci sono molti modi per raggiungere questo risultato, in particolare:

- Aggiunta di filler;
- Modifica chimica della matrice.

Il metodo più semplice e più economico è quello di aggiungere alla matrice particolari filler in grado di ritardare l'effetto della combustione. Le particelle di filler sono miscelate alla matrice in fase liquida durante l'ultimo stadio del processo di produzione, in modo da essere uniformemente disperse nel prodotto. La maggior parte dei polimeri richiede importanti quantità di filler per ridurre la propria infiammabilità, mediamente intorno al 50-60% del totale. Esistono due classi di filler, quelli inerti e quelli attivi, che si distinguono per la modalità di azione.

I filler inerti riducono l'infiammabilità e la produzione di fumo attraverso diversi meccanismi. Il meccanismo principale è quello di ridurre il carico di combustibile aggiungendo alla matrice particelle non combustibili; affinché questo meccanismo sia efficace, sono richieste alte percentuali di filler all'interno della matrice. Un altro importante meccanismo è l'assorbimento di calore da parte delle particelle di filler. I più comuni tipi di filler inerte sono il silicio, il carbonato di calcio e il nero di carbone. In pochi casi è utilizzata pomice, talco, gesso o solfato di calcio disidratato.

I filler attivi sono più efficaci di quelli inerti nel ridurre l'infiammabilità dei compositi polimerici. I filler attivi assorbono calore decomponendo ad alta temperatura attraverso reazioni endotermiche. Ciò ha un effetto raffreddante che rallenta la decomposizione della matrice polimerica. La reazione di decomposizione del filler produce un'ingente quantità di gas inerti, come vapore d'acqua e anidride carbonica, che diffondono all'interno della fiamma andando a

ridurre la concentrazione d'idrocarburi volatili; tale diluizione riduce la temperatura della fiamma e di conseguenza la velocità di decomposizione della matrice polimerica. Tipicamente i filler attivi sono costituiti da idrossidi o ossidi metallici, sebbene il più comune sia di gran lunga il triidrossido di alluminio, $\text{Al}(\text{OH})_3$, grazie alle ottime capacità ritardanti e al basso costo. Sono utilizzati anche altri ossidi contenenti alluminio, antimonio, ferro, molibdeno, magnesio, zinco e stagno. In fig.1.17 sono mostrati gli effetti del triidrossido di alluminio sulle proprietà di resistenza al fuoco di un composito vetro/resina fenolica. Il filler incrementa il tempo di accensione, riduce l'HRR medio e di picco, oltre alla densità del fumo.

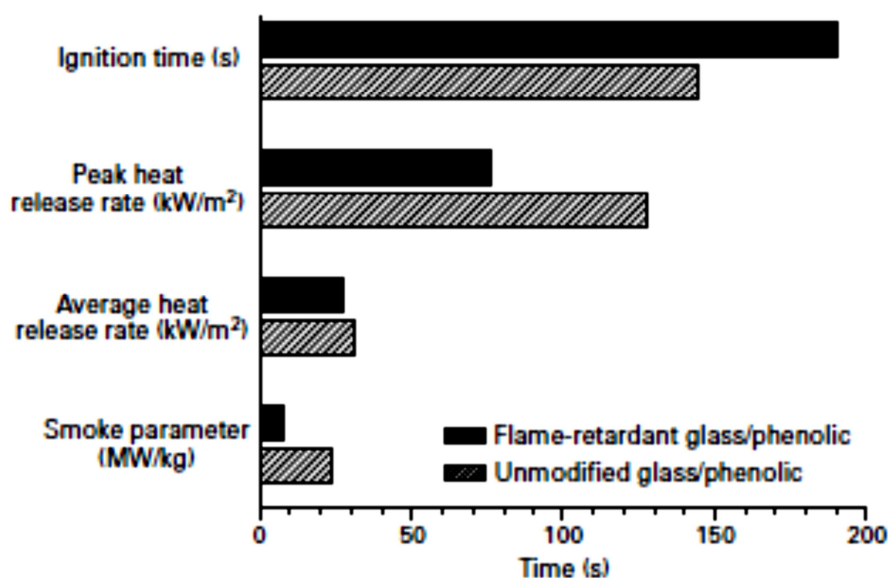


Figura 1.17 Effetto del triidrossido di alluminio sulle proprietà di un composito vetro/resina fenolica testato ad un flusso termico di 50 kW/m^2 .

La scelta del filler più adeguato è determinata da diversi fattori, quali il costo, la compatibilità chimica con il polimero ospitante, la temperatura di decomposizione e il peso. Molti filler riducono le proprietà meccaniche delle matrici polimeriche e questo può essere un problema per le applicazioni di tipo strutturale. Alcuni filler, invece, se da un lato riducono l'infiammabilità del

composito, dall'altro incrementano la densità e/o la tossicità dei fumi. Generalmente si preferisce usare una combinazione di filler e di altri agenti ritardanti in modo da massimizzare la resistenza nei confronti dell'infiammabilità e da minimizzare gli effetti avversi sulle proprietà meccaniche e sui fumi.

Per quanto riguarda la modifica chimica della matrice, la soluzione maggiormente utilizzata ed efficace prevede l'uso di composti alogeni contenenti bromo o cloro. In caso d'incendio, molecole alogene reattive sono rilasciate dalla matrice e vanno a interrompere le reazioni di combustione, abbassando così la temperatura della fiamma e quindi rallentando la decomposizione della matrice. Nella tabella seguente sono riportati gli effetti dell'aggiunta di bromo ad un composito vetri/poliestere.

Property	Heat flux (kW/m ²)	Non-brominated composite	Brominated composite	Percentage improvement (%)
Ignition time	35	41 s	93 s	127
	50	25 s	62 s	148
	75	13 s	31 s	139
Peak heat release rate	35	327 kW/m ²	112 kW/m ²	292
	50	374 kW/m ²	159 kW/m ²	235
	75	471 kW/m ²	174 kW/m ²	271
Average heat release rate	35	78 kW/m ²	38 kW/m ²	205
	50	115 kW/m ²	49 kW/m ²	235
	75	109 kW/m ²	83 kW/m ²	131
Smoke parameter	35	338 MW/kg	94 MW/kg	360
	50	374 MW/kg	155 MW/kg	241
	75	457 MW/kg	175 MW/kg	261

Tabella 1.2 Miglioramento delle proprietà di un composito vetro/poliestere con l'aggiunta di bromo.

Si può notare un netto miglioramento di tutte le proprietà, con incrementi non inferiori del 100%. Per l'HRR, il fattore che ha più influenza sulla risposta al fuoco, i miglioramenti sono addirittura oltre il 200%.

La resistenza all'infiammabilità può essere migliorata anche con l'uso di fosforo. Il metodo più comune è quello di aggiungere filler a base di fosforo

durante il processo di produzione del polimero. Si utilizza comunemente fosforo elementare oppure polifosfati di ammonio o trifosfati. Il fosforo può essere anche incorporato nella struttura molecolare del polimero attraverso l'aggiunta di opportuni monomeri reattivi mediante tecniche particolari. Il fosforo si comporta come un agente ritardante sia all'interno del composito che nella fiamma come elemento volatile, a secondo della stabilità del polimero ospitante. Quando il fosforo è utilizzato all'interno di polimeri organici ossigenati o idrossigenati, si ha l'effetto di una maggior produzione di strato carbonizzato e di minor rilascio di elementi volatili che andrebbero ad alimentare la fiamma.

1.4.4. Proprietà Strutturali dei Compositi Sottoposti al Fuoco

È necessario prestare particolare attenzione nell'uso di compositi in elementi portanti, in quanto le proprietà meccaniche degradano drasticamente a temperature molto più basse rispetto ai comuni materiali da costruzione. L'indebolimento dei compositi è dovuto a molti fattori, tra i quali il softening visco-elastico della matrice, la pirolisi della matrice, la delaminazione indotta dall'azione termica e l'indebolimento delle fibre. Il modulo e la resistenza delle fibre di vetro sono ridotti a causa del softening visco-plastico, mentre per le fibre di carbonio la causa è l'ossidazione della superficie.

Le proprietà meccaniche di un composito possono essere severamente compromesse anche a temperature decisamente inferiore a quella di pirolisi, alla quale si innesca la decomposizione della matrice. I compositi cominciano a inflettersi in modo anomalo una volta superata la temperatura di distorsione termica (*heat distortion temperature*) della matrice, tipicamente compresa tra gli 80 e i 120 °C per molti polimeri utilizzati in applicazioni di ingegneria civile. La rigidità e la resistenza sono drasticamente degradate quando la matrice è riscaldata fino alla temperatura di transizione vetrosa (*glass transition temperature*), indicata con T_g . Tale temperatura dipende dalla composizione e

dall'organizzazione del polimero, sebbene è usualmente compresa tra i 90 e i 180°C per le resine utilizzate nelle costruzioni civili.

Ad esempio, in fig.1.18 è riportato l'andamento della resistenza a compressione di due differenti compositi con la temperatura.

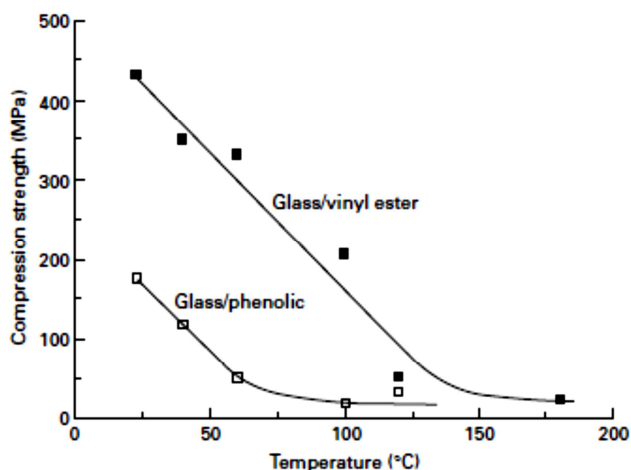


Figura 1.18 Effetto della temperatura sulla resistenza a compressione di due diversi compositi.

La temperatura di transizione vetrosa per entrambi i materiali è di circa 120°C. Si può notare come la resistenza cali rapidamente con la temperatura, raggiungendo valori residui molto bassi intorno ai 100-150°C. La pirolisi della matrice non avviene prima dei 250-350°C, per cui si ha che il composito è severamente indebolito ben prima che la matrice cominci a decomporsi. Tuttavia, la resistenza a trazione decresce più gradualmente rispetto quella a compressione all'aumentare della temperatura. Precisando che si sta discutendo di compressione e trazione in senso longitudinale (nella direzione delle fibre), va sottolineato che la resistenza a trazione è principalmente determinata dalla resistenza delle fibre, mentre quella a compressione da quella della matrice; è dunque evidente che un degrado della matrice influisce maggiormente sulla resistenza a compressione piuttosto che su quella a trazione.

Il raggiungimento della temperatura di transizione vetrosa in corrispondenza della superficie non implica un drammatico crollo delle proprietà meccaniche: il

coefficiente di conduzione termica dei compositi è generalmente modesto, per cui può essere necessario parecchio tempo prima che tutto lo spessore del composito raggiunga la T_g . Quando la porzione più superficiale della matrice rammollisce a causa del calore, è la regione più fredda che resiste al carico applicato; il collasso della struttura si verifica quando la capacità portante della sempre più ridotta porzione “fredda” non è sufficiente ad equilibrare il carico applicato. Nel caso di trazione longitudinale pura e per bassi livelli tensionali, la capacità residua del composito anche dopo la decomposizione della matrice coincide con la capacità portante residua delle sole fibre.

Un altro aspetto importante è la valutazione delle proprietà meccaniche residue di un composito a seguito di un riscaldamento e di un successivo raffreddamento a temperatura ambiente. In fig.1.19 è confrontata la resistenza residua a flessione di diversi compositi sottoposti a un moderato flusso di calore (25 kW/m^2) per 20 minuti.

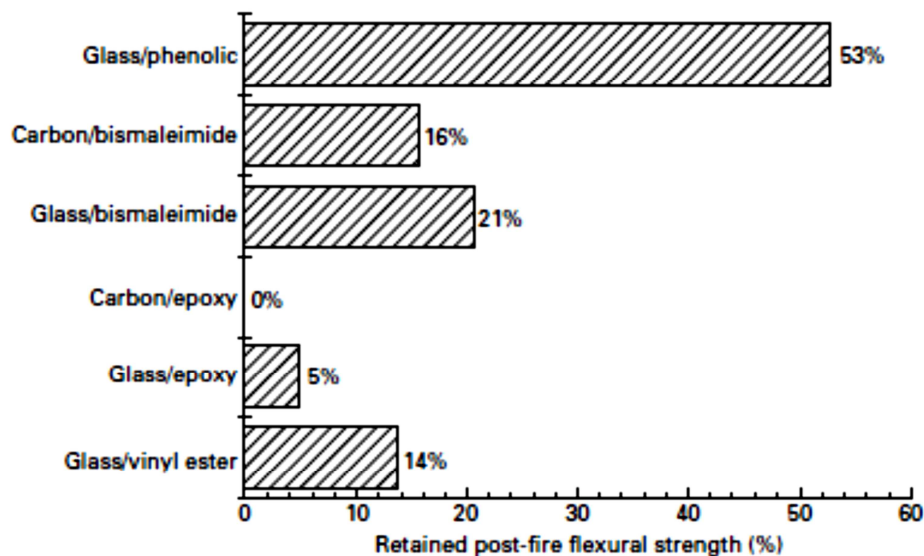


Figura 1.19 Resistenza a flessione residua per differenti laminati testati al flusso termico di 25 kW/m^2 per 20 minuti.

Si può notare come il composito a base di resina fenolica mostri il minor abbattimento della resistenza a flessione; ciò è dovuto al fatto che durante la combustione si conserva gran parte della massa con poco rilascio di volatili. Per lo stesso motivo i compositi con matrici che tendono a rilasciare molta porzione volatile mostrano resistenze residue molto ridotte. Dal punto di vista delle fibre, si noti come il carbonio risulti più suscettibile del vetro alle alte temperature.

1.4.5. Cappotti Protettivi per Compositi

Un metodo comune per proteggere i compositi dal fuoco consiste nell'applicare cappotti protettivi. Esistono tre principali classi di cappotti:

- Polimeri ritardanti;
- Barriere termiche;
- Cappotti intumescenti.

I polimeri ritardanti sono costituiti da resine organiche resistenti al fuoco (e.g. polimeri con aggiunta di bromo) o da materiali inorganici (e.g. geopolimeri) che vengono applicati come un film sul substrato esposto del composito. I polimeri organici proteggono il composito rilasciando nella fiamma gas volatili a base di alogeni o di fosforo; tali gas reagiscono con i radicali H^+ e $(OH)^-$, rallentando così il processo di combustione. I polimeri inorganici ritardanti sono termicamente stabili fino ad alte temperature ($>1000^{\circ}C$) ed hanno bassa conduttività termica. Questi cappotti proteggono il composito diminuendo la conduzione termica e agendo come una barriera contro la fuoriuscita di gas volatili infiammabili dalla matrice verso la fiamma, rallentando così il processo di combustione.

Le barriere termiche sono costituite da materiali a base ceramica non infiammabili con basse proprietà di conduttività termica. Esempi di barriere termiche sono la ceramica a base di zirconia o alumina oppure cappotti fibrosi a base ceramica (silice, lana di roccia).

Ai cappotti intumescenti è dedicato specificatamente il prossimo paragrafo.

1.4.6. I Cappotti Intumescenti

I cappotti intumescenti provvedono resistenza al fuoco rigonfiando e trasformandosi ad elevate temperature in una schiuma carbonizzata spessa, altamente porosa e termicamente stabile che va a proteggere il composito. L'alto contenuto dei vuoti e l'aumentato spessore fanno sì che il cappotto si comporti come una barriera isolante. I cappotti intumescenti possono essere estremamente efficaci nel ritardare la combustione, impedire la diffusione delle fiamme, ridurre l'HRR e la densità dei fumi del composito. Ciò nonostante, un problema di molti intumescenti risiede nella poca capacità di adesione sotto sforzo con il composito che proteggono; ciò può causare il distacco dell'intero cappotto, andando a esporre il composito direttamente alla fiamma. Questo problema è particolarmente rilevante quando il cappotto è applicato in verticale, (ad esempio sui muri), o all'intradosso di strutture orizzontali (ad esempio sui solai). Inoltre, i cappotti intumescenti non sono adatti per molte applicazioni di ingegneria civile a causa della bassa resistenza al logoramento e alla modesta durabilità in ambienti aggressivi.

Nello specifico, la formazione dello strato carbonizzato è un processo complesso che coinvolge la generazione di un gas (*blowing agent*) nel momento stesso in cui la matrice è sufficientemente ammorbidita per intrappolare il gas e formare una struttura schiumata ad alta porosità. La matrice tipicamente include polimeri termoindurenti così che si abbia un indurimento al seguito di un ulteriore riscaldamento. L'espansione prosegue fino all'esaurimento "dell'agente soffiante" (*blowing agent*) oppure fino a quando la matrice non abbia più sufficiente elasticità. Tipicamente, l'espansione accresce il volume iniziale per terminare con un volume 10-20 volte maggiore. Per analogia, il processo dell'espansione dell'intumescente è paragonabile alla lievitazione del pane. In fig.1.20 sono mostrati rispettivamente uno schema e una serie d'immagini del procedimento d'evoluzione dell'intumescente, nelle quali si può apprezzarne la notevole espansione rispetto al volume iniziale.

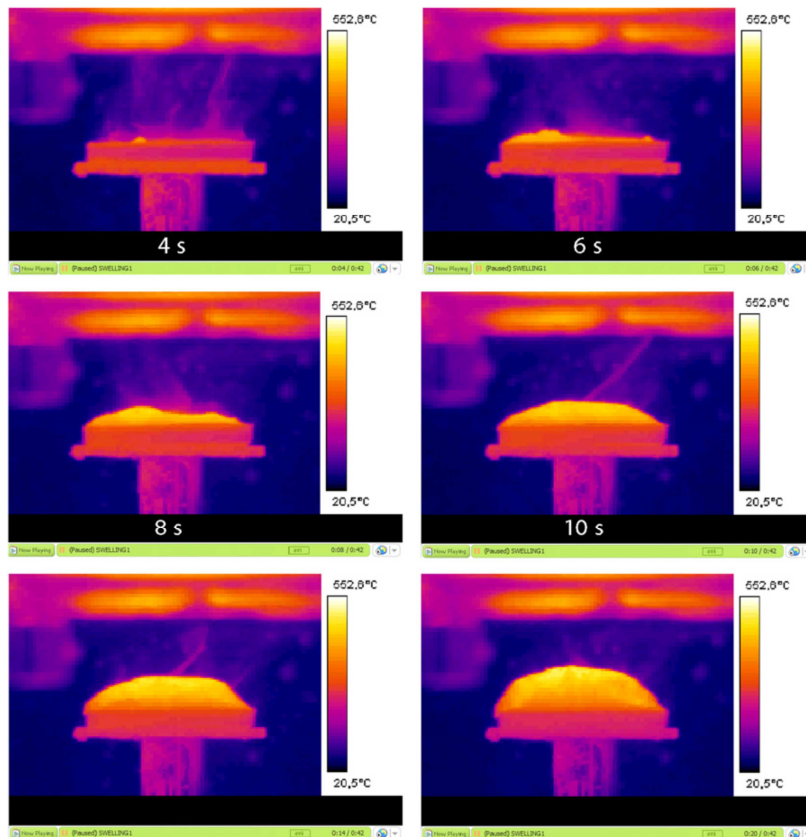
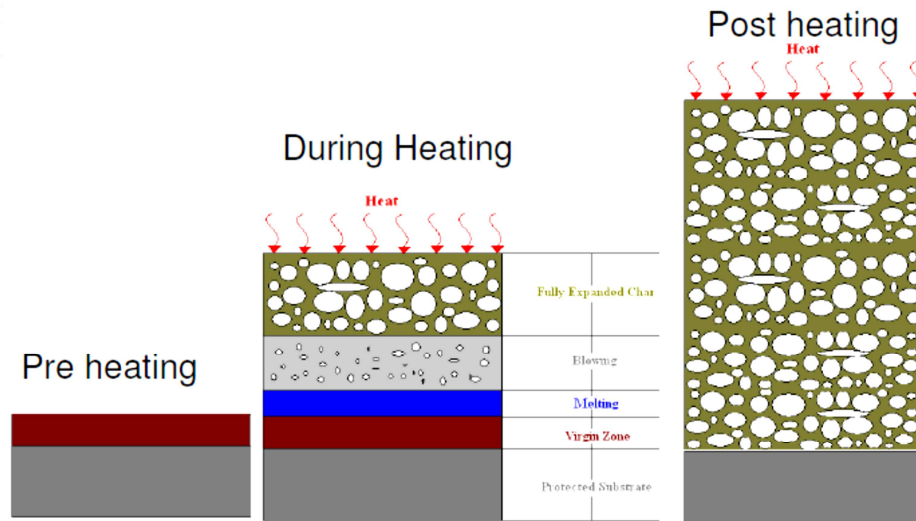


Figura 1.20 Schema e immagini del processo di evoluzione di un intumescente.

Un'indagine sul prodotto schiumato, a seguito dell'azione del fuoco sull'intumescente, mostra una struttura organizzata, caratterizzata da un evidente contenuto di pori dell'ordine del millimetro. Un'analisi più dettagliata condotta con il microscopio elettronico suggerisce l'esistenza di una struttura di scala inferiore con vuoti dell'ordine di pochi micron. La valutazione ad occhio nudo dei pori suggerisce una porosità del 30-40%, mentre la misura della densità condotta con l'utilizzo del picnometro ad elio indica valori intorno al 90%; ciò significa che la gran parte della porosità è dovuta ai pori microscopici. Studiando la forma dei pori macroscopici, si è inoltre riscontrato che la maggior parte ha un coefficiente di forma tra 0.75 e 1.25, quindi approssimativamente sferici.

Per quel che riguarda la conducibilità termica k del cappotto intumescente di porosità φ , la stima risulta complessa; è tuttavia possibile fornire un limite inferiore e superiore, infatti si ha:

$$\frac{\frac{k_0}{k_1}}{\frac{k_0}{k_1} + \varphi \left(1 - \frac{k_0}{k_1}\right)} \leq \frac{k}{k_1} \leq 1 - \varphi \left(1 - \frac{k_0}{k_1}\right)$$

Dove k_0 e k_1 denotano, rispettivamente, la conducibilità termica dei pori e quella della matrice solida.

La definizione dei due estremi deriva dalle due condizioni limite in cui i pori sono raggruppati insieme e disposti in parallelo o in serie con la matrice (fig.1.21).

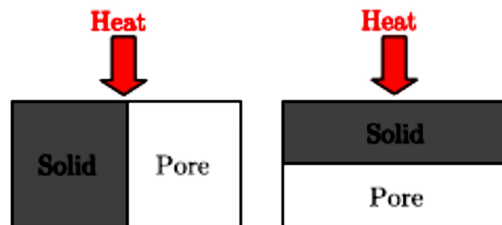


Figura 1.21 Disposizioni limite dei pori e della matrice solida, in parallelo (sx) e in serie (dx).

La disposizione in parallelo è quella che restituisce il più alto valore di conducibilità, in quanto si ha un percorso preferenziale del calore lungo la fase solida. D'altro canto la situazione più sfavorevole è quella in serie, per cui il calore deve necessariamente essere trasferito tra i pori. Entrambe sono configurazioni assurde, ma utili, appunto, per stabilire degli estremi. Dalla fig.1.22 si comprende come il valore della conducibilità debba essere compreso tra le due curve disegnate.

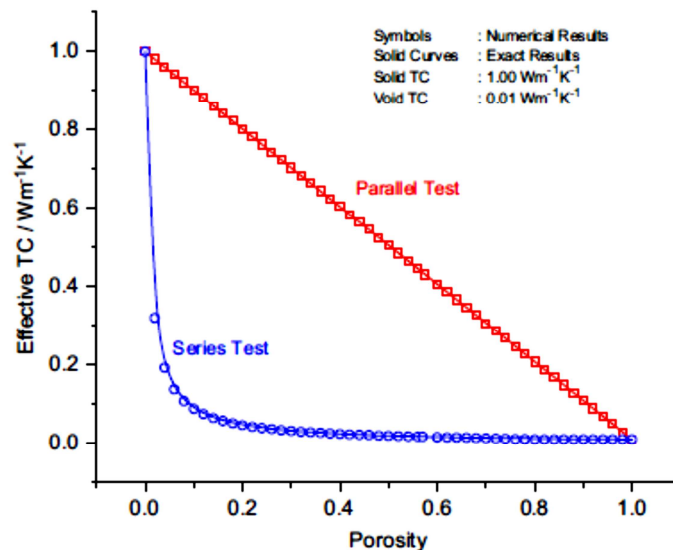


Figura 1.22 Limiti della conducibilità termica al variare della porosità per un intumescente.

Staggs [25] ha proposto un modello di calcolo per la valutazione della conducibilità termica della struttura porosa di un intumescente. Il punto di partenza è un'immagine digitale di una sezione dell'intumescente. Essa viene rielaborata passando da una classica colorazione a scala di grigi a un'immagine con pixel bianchi o neri. Ogni pixel è quindi classificato come vuoto o solido a seconda che sia bianco o nero, così che la macrostruttura dell'intumescente sia rappresentata nel modo più accurato possibile. Nel modello numerico ogni elemento corrisponde ad un pixel. La conducibilità termica di ciascun elemento

dipende dal colore del pixel, quindi sarà pari a quella dell'aria per pixel bianchi (k_0) e a quella dello strato carbonizzato compatto per pixel neri (k_1), così come indicato in fig.1.23.

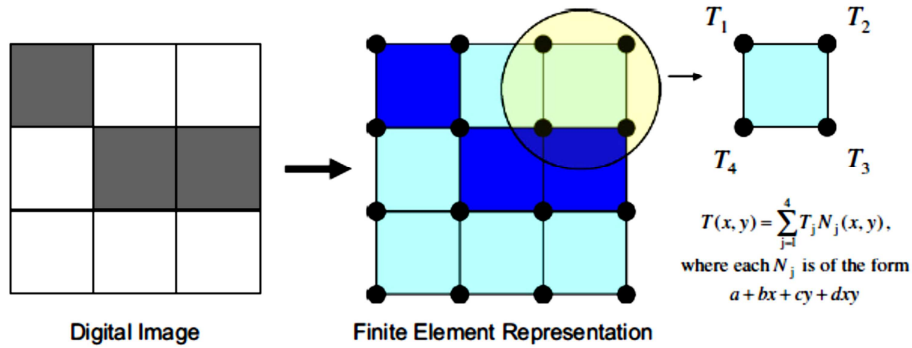


Figura 1.23 Modellazione FEM a partire dall'immagine digitale.

Evidentemente questo metodo permette il calcolo della conducibilità a partire da una distribuzione bidimensionale dei pori, ma esistono metodi per eseguire ricostruzioni tridimensionali.

La quantità k_1 è stimata mediante la tecnica dell'*hot disk method* e, con buona approssimazione, vale $0.45 W/m^2K$. La conducibilità termica di un elemento non vuoto è tuttavia più complessa perché è necessario tenere conto della microporosità; infatti, la macroporosità modellata attraverso i pixel tiene conto di un terzo circa della porosità totale. È impensabile modellare i pori microscopici allo stesso modo di quelli macroscopici, in quanto la soluzione richiederebbe uno sforzo computazionale gigantesco con un alto rischio di instabilità. Per questo motivo la microporosità è incorporata attraverso un sottomodello che restituisca la conducibilità degli elementi “non vuoti”. A questo fine si è utilizzato il modello di Bruggeman [25], valido per distribuzioni random di pori sferici, per il quale la conducibilità effettiva $k_{2D,s}$ risulta:

$$\lambda_{2D,s} = \lambda_0 + \frac{\alpha}{2} (\alpha + \sqrt{4\lambda_0 + \alpha^2})$$

Dove:

$$\alpha = (1 - \lambda_0)(1 - \varphi_\mu)$$

$$\lambda_i = \frac{k_i}{k_1}$$

φ_μ è la porosità microscopica, la quale è valutata a seguito della conoscenza della porosità macroscopica φ_M (ottenuta dall'immagine digitale) e dalla porosità totale φ (ottenuta attraverso il picnometro ad elio) mediante la relazione:

$$\varphi_\mu = \frac{\varphi - \varphi_M}{1 - \varphi_M}$$

Segue che la conducibilità termica del generico elemento e vale:

$$k^{(e)} = \begin{cases} k_0 \\ k_1 \cdot \lambda_{2D,s}(\varphi_\mu, \lambda_0) \end{cases}$$

Una volta nota la conducibilità termica di ogni elemento, è possibile calcolare l'effettiva conducibilità termica k_{2D} dell'intero modello bidimensionale. Se, ipoteticamente, i vuoti fossero prismatici con asse ortogonale al piano del modello, allora la conducibilità bidimensionale k_{2D} coinciderebbe con quella tridimensionale k_{3D} ; in caso contrario k_{2D} risulta inferiore di k_{3D} . Per la stima di k_{3D} si utilizza l'approccio proposto da Bakker [25], basandosi sull'ipotesi di distribuzione random di vuoti sferici; tale ipotesi è giustificata a seguito della valutazione dei coefficienti di forma dei pori, che mostrano una forte concentrazione intorno all'unità. Segue che:

$$\frac{\lambda_{3D} - \lambda_0}{\lambda_{3D}^{1/3}} = \frac{\lambda_{2D} - \lambda_0}{\lambda_{2D}^{1/2}}$$

Tale equazione implicita si risolve agevolmente con metodi numerici. Si noti come il rapporto $\lambda_{3D}/\lambda_{2D}$ vari con λ_0 che a sua volta varia con la temperatura.

Ad elevate temperature la radiazione attraverso i pori causa un significativo aumento della conducibilità termica apparente. Se la dimensione dei pori è relativamente piccola rispetto alla scala con cui la temperatura varia all'interno

dell'intumescente e l'interno dei pori è un corpo nero, segue che il flusso termico addizionale fa sì che la conducibilità termica apparente k_{eff} risulti:

$$k_{eff} = k_{3D} + 4\phi\bar{\delta}\sigma T^3$$

Dove $\bar{\delta}$ è la dimensione effettiva dei pori calcolata con metodi statistici, σ è la costante di Stefan Boltzmann e T la temperatura assoluta.

In fig.1.24 è riportato il confronto tra alcuni risultati sperimentali ottenuti attraverso l'*hot disk method* e il modello numerico, includendo ed escludendo il contributo della radiazione nei pori.

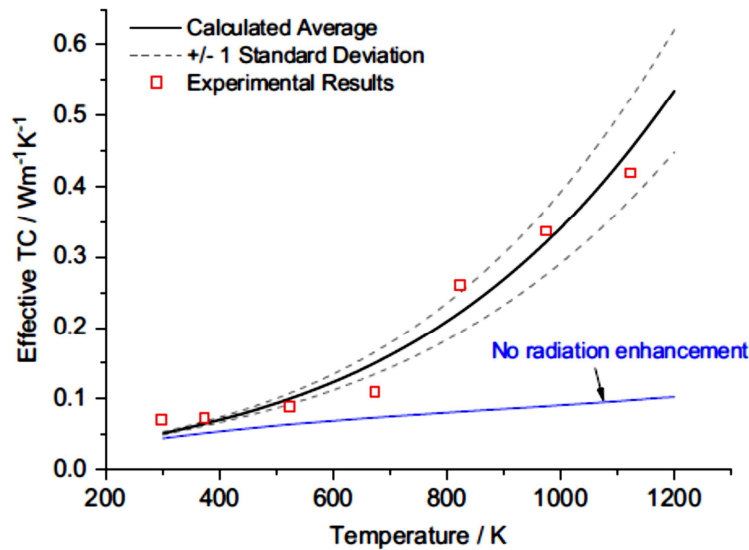


Figura 1.24 Confronto tra risultati sperimentali e simulazioni numeriche.

Risulta evidente il contributo della radiazione tra i pori, tanto più quanto aumenta la temperatura. Il modello numerico che include la radiazione si mostra molto aderente ai risultati sperimentali, e si mostra centrato all'interno dell'intervallo di confidenza definito dalla deviazione standard.

Si confrontano ora due diversi intumescenti (char1 e char2) che differiscono dal fatto che il secondo ha un rapporto di espansione più del doppio rispetto al primo. La maggiore dimensione dei pori del char2 ne incrementa notevolmente

la conducibilità termica apparente a causa del maggior contributo della radiazione (fig.1.25).

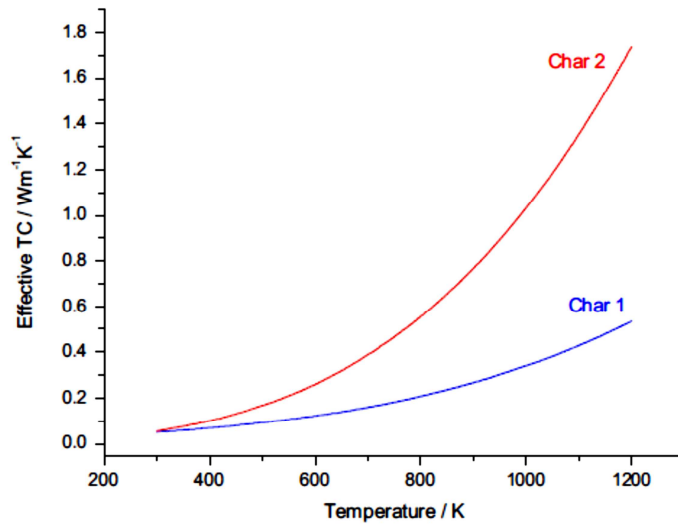


Figura 1.25 Conducibilità termica effettiva di due prodotti intumescenti.

Ciò nonostante, tenendo conto del maggior spessore finale del char2, risulta che l'effetto finale dei due prodotti è molto simile, così come dimostrato da una prova sperimentale condotta secondo il BS (British Standard) 476-20 su un elemento in acciaio protetto con entrambi gli intumescenti (fig.1.26).

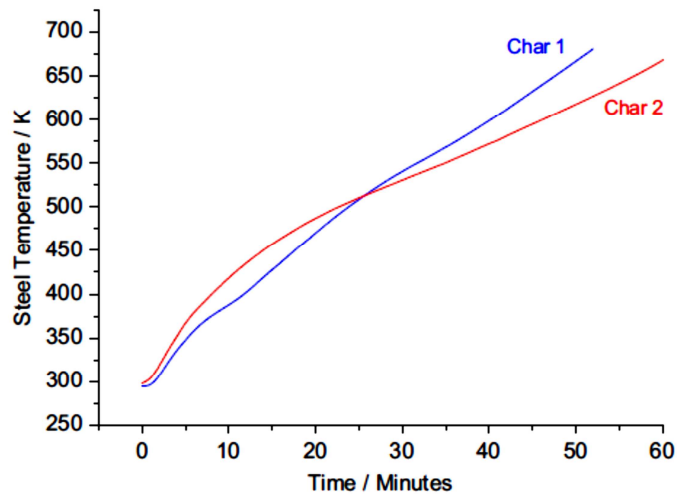


Figura 1.26 Effetto di due diversi cappotti intumescenti in una prova d'incendio.

In futuro si conta di migliorare ulteriormente i modelli partendo da immagini tridimensionali per realizzare simulazioni FEM spaziali.

1.4.7. La Fibra di Basalto

L'uso della fibra di basalto come materiale per il rinforzo strutturale è ancora poco diffuso. Le pubblicazioni scientifiche al riguardo sono molto recenti e limitate, sebbene negli ultimi anni l'interesse e la ricerca nei confronti della fibra di basalto siano aumentati notevolmente.

Il basalto è una roccia derivata dalla solidificazione della lava vulcanica (punto di fusione di circa 1400°C). È un miscuglio di ossidi di silicio, alluminio, calcio, magnesio, ferro e, in tracce, di altri elementi.

I dati in massa percentuale (valori tipici) sono i seguenti:

- SiO₂: 52%
- Al₂O₃: 17%
- CaO: 9%
- MgO: 5%
- Altri componenti.

Le fibre sono filamenti molto sottili generati dal processo di fusione del basalto, senza la necessità di alcun ulteriore additivo, aspetto che rende contenuti i costi. Le fibre di basalto appartengono alla categoria delle fibre minerali, assieme a quelle di carbonio e di vetro. Hanno tipicamente un diametro tra 9 e 13 μm, e sono quindi anche un ottimo sostituto delle fibre di amianto in quanto il loro diametro è molto superiore al limite di respirabilità (circa 5 μm).

Le fibre di basalto testate da Sim et al.[24] hanno mostrato una resistenza a trazione di circa 1000 MPa (fig.1.27), quindi circa il 60% rispetto ai valori tipici per le fibre di vetro ad alta resistenza ed il 30% rispetto a quelli per il carbonio. Il comportamento meccanico è di tipo fragile, con deformazioni a rottura tipicamente dell'ordine del 2%.

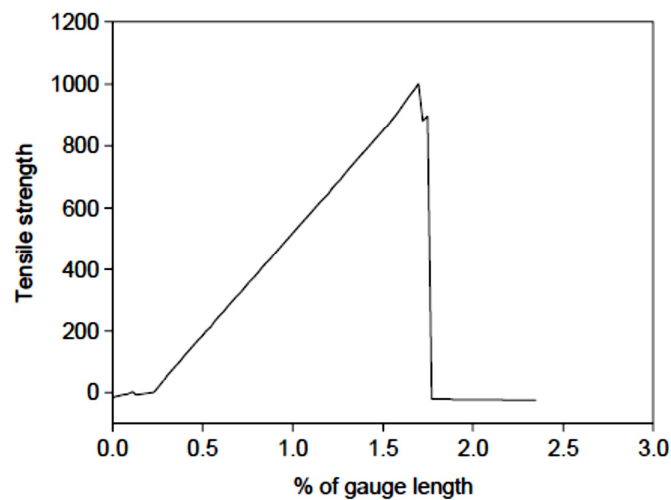


Figura 1.27 Prova di trazione di una fibra di basalto (Sim et al. [24])

Il fornitore (Mapei) del tessuto di basalto utilizzato nella campagna sperimentale oggetto di questa tesi garantisce una resistenza a trazione maggiore di 4840 MPa , quindi a livello delle fibre di carbonio.

Il modulo elastico è generalmente compreso tra i 70 e i 90 GPa , paragonabile a quello delle fibre di vetro e decisamente inferiore a quello delle fibre di carbonio.

Le severe prove in ambiente alcalino condotte da Sim et al.[24] hanno mostrato un'importante perdita di superficie e di resistenza delle fibre di basalto, con un comportamento intermedio tra quello delle fibre di carbonio (ottimo) e quelle di vetro. I valori normali di alcalinità dei calcestruzzi e delle malte non creano problemi, tant'è che nella scheda tecnica Mapei definisce il basalto come "inalterabile e resistente alle aggressioni chimiche del cemento".

Le fibre di basalto sono molto stabili al variare della temperatura, fornendo prestazioni nettamente migliori rispetto alle comuni fibre. Sim et al.[24] hanno misurato e confrontato la resistenza a trazione di provini di fibra di basalto, di vetro e di carbonio riscaldati per due ore a 100 , 200 , 400 , 600 e 1200°C e lasciati successivamente raffreddare per un giorno (fig.1.28).

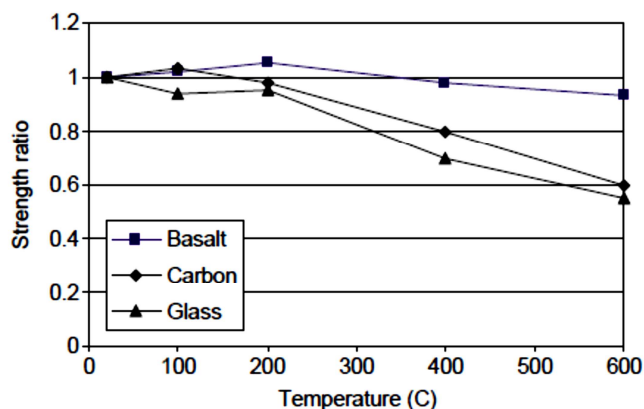


Figura 1.28 Resistenza residua a seguito del riscaldamento e successivo raffreddamento di diversi tipi di fibre.

Fino a 200°C tutte le fibre non mostrano significative variazioni di resistenza, mentre oltre i 200°C la riduzione per le fibre di carbonio e quelle di vetro diventa significativa; il basalto, invece, mantiene circa il 90% della propria resistenza anche a 600°C. L'esposizione a 1200°C per due ore è quella più rappresentativa per l'incendio. A seguito di questa condizione il carbonio è apparso completamente fuso, perdendo completamente la stabilità volumetrica; le fibre di vetro si sono invece parzialmente fuse, mentre le fibre di basalto hanno mantenuto la propria forma e apparentemente conservato l'integrità meccanica.

Il basalto ha inoltre una scarsa conducibilità termica che, a maggior ragione, lo rende adatto per le applicazioni dove è richiesta la resistenza in caso d'incendio.

1.5. La Malta Adesiva

La malta utilizzata come adesivo per il tessuto in basalto è prodotta da STEULER ed è denominata "Acid Cement AE".

Questo prodotto non nasce come adesivo per compositi, ma come malta per applicazioni in ambiente aggressivo acido. La possibilità di utilizzarla come adesivo per tessuti o griglie nasce dall'ottima resistenza a compressione (38 MPa) e a trazione (7 MPa) indicata nella scheda tecnica, che la rende più

resistente del substrato in calcestruzzo su cui si applica il rinforzo. Come si vedrà nel prossimo capitolo, questo è un aspetto molto importante per garantire una buona adesione tra rinforzo e supporto. In più è garantita la possibilità di applicazione fino a 450°C.

Si tratta di una malta tri-componente, costituita da un componente in polvere e da due diversi liquidi. È assolutamente proibito l'utilizzo di acqua durante il confezionamento. Non si hanno altre informazioni rispetto alla scheda tecnica, per questo si rimanda alla stessa (in allegato) per ulteriori caratteristiche non citate in questo paragrafo.

2. L'ADERENZA FRP-CALCESTRUZZO

L'aderenza tra il rinforzo e il calcestruzzo, mediata attraverso un adesivo, è uno dei fattori principali che governano il comportamento dell'intero elemento rinforzato. In particolare è il fenomeno legato al meccanismo di rottura di delaminazione che prende anche il nome di distacco del supporto, qualora avvenga per frattura della porzione di calcestruzzo a ridosso del rinforzo.

Il fenomeno è influenzato da molte variabili, tra le quali:

- la preparazione della superficie dell'elemento da rinforzare (irruvidimento);
- il tipo e le dimensioni del rinforzo;
- il tipo e lo spessore dell'adesivo;
- la resistenza a compressione del calcestruzzo;
- l'umidità;
- la temperatura;
- la modalità e l'accuratezza di posa.

L'adesivo gioca un ruolo fondamentale sia per le sue intrinseche caratteristiche meccaniche sia per l'affinità che manifesta nei confronti del rinforzo. I diversi tipi di FRP, infatti, mostrano attitudini diverse nei confronti dei differenti tipi di adesivo. Si possono applicare sia resine che di malte, con una preferenza per le prime per quel che riguarda un efficace impregnamento. Per informazioni più dettagliate riguardo gli adesivi e i principi di incollaggio si rimanda al documento CNR-DT 200/2004 pag. 25-27 [11].

Tra i fattori che influenzano l'adesione tra FRP e calcestruzzo elencati in precedenza, in questa tesi si vuole approfondire in particolare l'effetto della temperatura. Lo studio dell'adesione alle alte temperature è infatti indispensabile per valutare il comportamento di elementi rinforzati con FRP in

condizioni d'incendio. Va tuttavia sottolineato come lo stato dell'arte attuale offra ancora poche informazioni sul degrado dell'aderenza dovuto alle alte temperature.

Nei prossimi paragrafi sono introdotte le basi del problema dell'aderenza e della delaminazione, per poi approfondire l'influenza delle alte temperature; dapprima nei riguardi di cicli di riscaldamento e di raffreddamento e in secondo luogo rispetto al comportamento alle alte temperature.

2.1. Meccanismi di Crisi per Delaminazione

La crisi per delaminazione, causata dalla perdita di aderenza tra il supporto e il rinforzo, assume un'importanza fondamentale in quanto è una rottura di tipo fragile. Nello spirito della gerarchia delle resistenze essa non deve mai precedere la crisi per flessione o per taglio dell'elemento rinforzato.

In generale, la delaminazione può avvenire:

- all'interno dell'adesivo;
- tra calcestruzzo ed adesivo;
- all'interno del calcestruzzo (distacco del supporto);
- all'interno del rinforzo (nel caso di rinforzo multistrato);

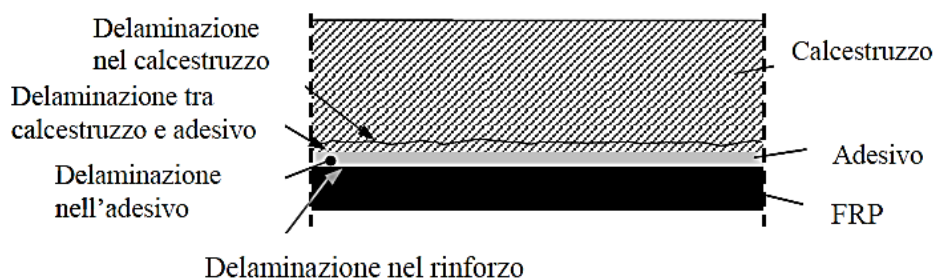


Figura 2.1 Possibili localizzazione del fenomeno di delaminazione

Nel range di temperatura ambiente, se il rinforzo è posto in opera correttamente, la delaminazione avviene nel calcestruzzo con asportazione di parte del

substrato, essendo la resistenza a trazione dell'adesivo solitamente molto superiore a quella del calcestruzzo.

Lo stesso meccanismo di distacco del supporto può manifestarsi con modalità diverse:

- Delaminazione di estremità (modalità 1);
- Delaminazione intermedia, causata da fessure per flessione nella trave (modalità 2);
- Delaminazione causata da fessure diagonali da taglio (modalità 3);
- Delaminazione causata da irregolarità e rugosità della superficie di calcestruzzo (modalità 4).

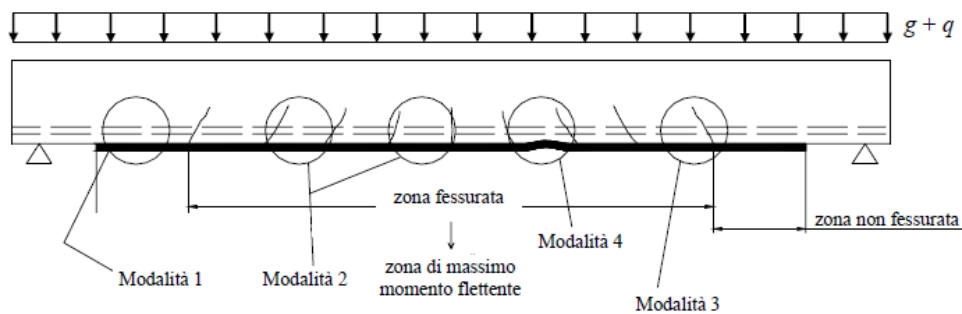


Figura 2.2 Tipologie di crisi per distacco del supporto

2.1.1. Delaminazione di estremità

È una modalità di crisi estremamente fragile.

Le zona terminale del rinforzo, detta anche zona di ancoraggio, è soggetta a importanti concentrazioni di tensioni, per il cui calcolo si rimanda ai paragrafi successivi.

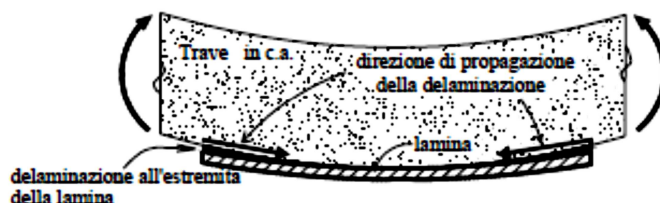


Figura 2.3 Delaminazione di estremità

Inoltre, nel caso in cui il rinforzo sia costituito da una lamina dotata di una propria rigidità flessionale, si creano delle tensioni normali di trazione σ dette di “peeling” ortogonali all’interfaccia, le quali riducono sensibilmente le tensioni tangenziali τ trasmissibili all’interfaccia rinforzo-supporto, approssimativamente seconda la legge in fig.2.4.

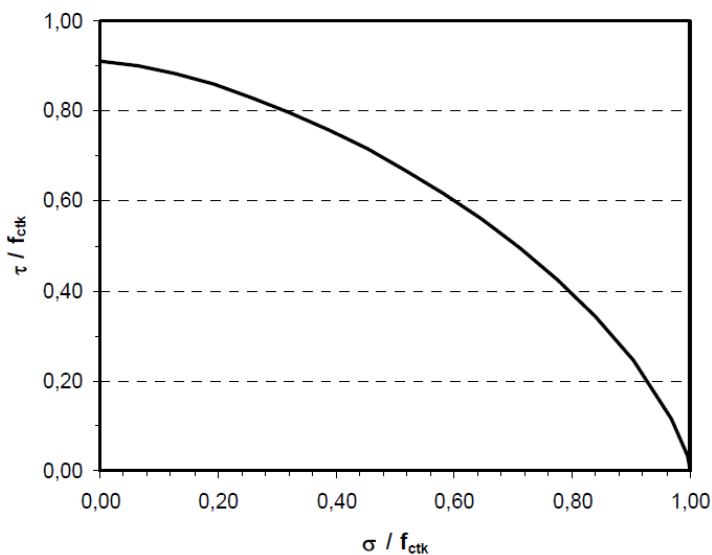


Figura 2.4 Dominio di interazione in termini di tensioni tangenziali e normali di interfaccia

2.1.2. Delaminazione intermedia, causata da fessure a flessione

L’insorgere di fessure causa vere e proprie discontinuità nel supporto, alle quali seguono rilevanti concentrazioni di tensione che possono condurre a parziale o totale delaminazione (fig.2.5).

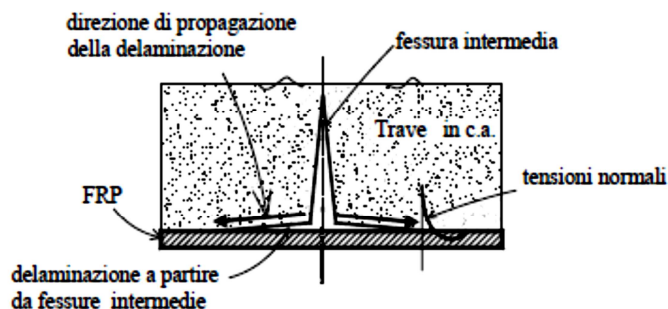


Figura 2.5 Delaminazione intermedia

Non si tratta tuttavia di un meccanismo particolarmente fragile per travi soggette a carico distribuito.

2.1.3. Delaminazione causata da fessure diagonali a taglio

Si ha questo meccanismo quando l'azione tagliante è prevalente su quella flessionale.

Alla formazione di una fessura inclinata segue il progressivo distacco relativo tra le due facce della fessura stessa. La componente verticale di tale spostamento causa elevati sforzi di trazione all'interfaccia causando l'innescò della delaminazione (fig.2.6).

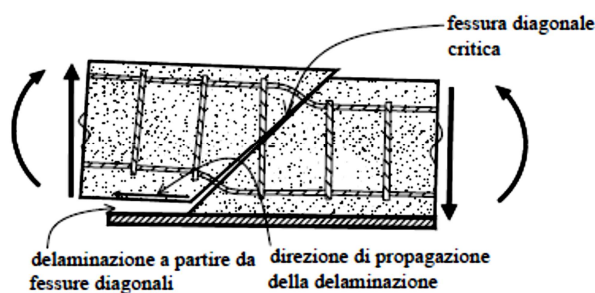


Figura 2.6 Delaminazione causata da fessure diagonali da taglio

Tale meccanismo si è riscontrato prevalentemente a seguito di prove di flessione a 4 punti; non si dunque tratta di un caso molto comune in presenza di carichi trasversali distribuiti.

2.1.4. Delaminazione causata da irregolarità e rugosità della superficie di calcestruzzo

La delaminazione localizzata dovuta a irregolarità superficiali del supporto in calcestruzzo può propagarsi e causare una delaminazione completa del rinforzo. Questo meccanismo può essere evitato regolarizzando opportunamente la superficie su cui si va ad applicare il rinforzo.

2.2. Aderenza e Bond Slip

Il comune procedimento di calcolo per i rinforzi si basa sull'ipotesi di perfetta aderenza tra il rinforzo e l'elemento in c.a. ("effetto composito" o "composite action"). Lo sviluppo dell'aderenza si basa sul trasferimento di tensioni tangenziali tra il supporto in calcestruzzo e il rinforzo in FRP, le quali sono inevitabilmente mobilitate a seguito di uno scorrimento relativo tra le due parti, secondo un legame costitutivo detto di bond-slip. Nel caso di temperatura ambiente molti autori hanno proposto leggi di bond-slip più o meno semplici; in fig.2.7 sono comparati alcuni modelli di bond slip relativi ad uno stesso composito.

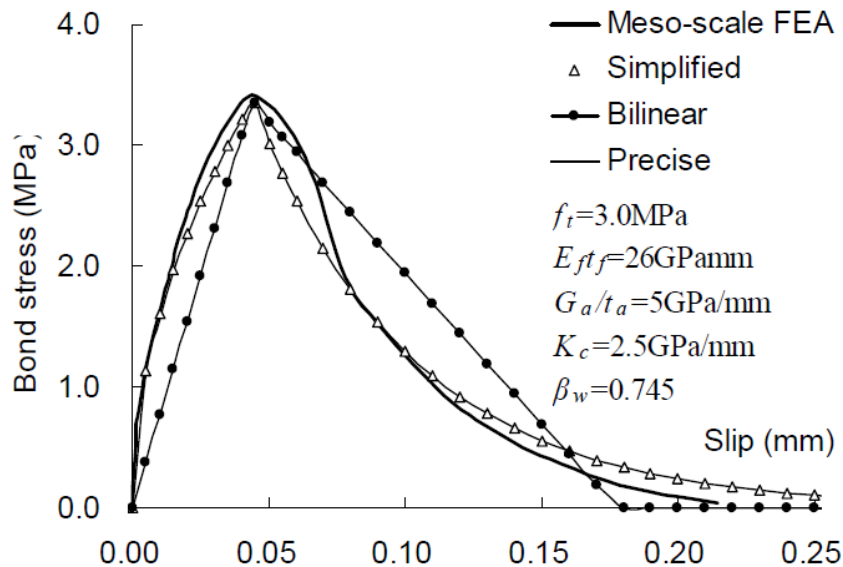


Figura 2.7 Esempi di leggi di Bond-Slip [26]

In un primo tratto, lo scorrimento all'interfaccia diventa via via più rilevante all'aumentare del carico agente, cui è legato linearmente il valore delle tensioni d'interfaccia. Si raggiunge poi un valore di picco oltre cui si ha un pronunciato ramo di softening.

I modelli di bond-slip a temperatura ambiente si basano sul fatto che l'elemento debole del sistema è il calcestruzzo, così come già riportato nei paragrafi precedenti. Il punto di picco della curva di bond-slip corrisponde col raggiungimento della tensione ultima a trazione nel calcestruzzo nel supporto. Da questo punto in avanti si innescano fenomeni di microfessurazione e nucleazione dei vuoti, fase che nel diagramma corrisponde al ramo di softening. La completa delaminazione si ha nel momento in cui la curva arriva a intersecare l'asse delle ascisse, caratterizzato da un valore nullo della tensione di aderenza all'interfaccia. L'area al di sotto dell'intera curva di bond-slip rappresenta l'energia di frattura del materiale, sul cui valore si basano le

indicazioni da normativa sulla massima forza trasmissibile dal rinforzo al supporto e sulla lunghezza ottimale di ancoraggio [11].

Giova tuttavia rilevare che nella maggioranza dei casi lo scorrimento relativo tra rinforzo e supporto è poco significativo, per cui risulta ragionevole l'ipotesi di conservazione delle sezioni piane che semplifica di molto i calcoli.

2.2.1. L'influenza della Temperatura

Per quanto riguarda la situazione alle alte temperature si ha un cambiamento radicale nel comportamento del sistema: l'elemento debole cessa di essere il calcestruzzo a favore dell'adesivo, per cui i modelli di bond-slip sopracitati, basati sulla resistenza a trazione del calcestruzzo, non hanno più significato.

Il legame tensione d'interfaccia-scorrimento relativo può essere scritto nella forma:

$$\tau = G_a(T)s$$

Dove s è lo scorrimento relativo e $G_a(T)$ è il modulo di elasticità tangenziale dell'adesivo per il quale è stata esplicitata la dipendenza dalla temperatura T . Questa formula è lineare una volta fissato il valore della temperatura. Dalle ricerche bibliografiche condotte non è stato possibile trovare esempi sperimentali o teorici di leggi costitutive $\tau - \gamma$ o $\tau - s$ per i singoli adesivi. Ciò nonostante il punto fondamentale è il forte cambiamento del valore $G_a(T)$ con la temperatura; un esempio per una resina epossidica è riportato in fig.2.8.

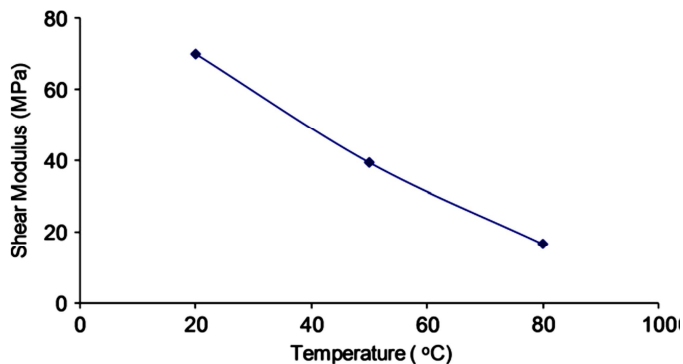


Figura 2.8 Relazione tra il modulo di elasticità tangenziale e la temperatura per una resina epossidica

Risulta quindi che alle alte temperature segue un degrado delle caratteristiche meccaniche dell'adesivo, per cui gli scorrimenti necessari per il trasferimento delle tensioni d'interfaccia aumentano notevolmente e non possono più essere trascurati al fine del calcolo del momento resistente dell'elemento. Viene per questo meno l'ipotesi di planarità della sezione, che rimane valida per la sola porzione di sezione trasversale in c.a.

2.3. Modello Analitico per l'Aderenza

In questo paragrafo è presentata una teoria analitica proposta da Malek et al. [1] tra le più condivise riguardo la modellazione del fenomeno dell'aderenza tra FRP e calcestruzzo. È esposto il calcolo delle sole tensioni tangenziali di interfaccia nel caso di una trave non fessurata e in particolare per il caso di fessurazione. Si rimanda all'articolo sopracitato per ulteriori approfondimenti sulle tensioni normali d'interfaccia (tensioni di *peeling*) e sull'effetto delle tensioni tangenziali d'interfaccia sulle tensioni normali di origine flessionale.

Il modello si basa sull'ipotesi di comportamento elastico-lineare e isotropo per FRP, adesivo, calcestruzzo e armature metalliche. Inoltre è valida l'ipotesi di conservazione delle sezioni piane per la sola porzione in c.a.

Le tensioni di taglio tra FRP e adesivo possono essere calcolate considerando l'equilibrio di un elemento infinitesimo di rinforzo (fig.2.9).

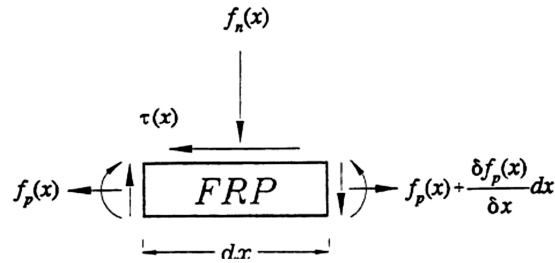


Figura 2.9 Elemento infinitesimo di rinforzo

Sono indicati con $\tau(x)$ e $f_n(x)$, rispettivamente, lo sforzo di taglio e lo sforzo normale scambiati con l'adesivo.

Per equilibrio la tensione tangenziale $\tau(x)$ risulta pari a:

$$\tau(x) = \frac{df_p(x)}{dx} t_p$$

Dove $f_p(x)$ e t_p sono, rispettivamente, la tensione di trazione e lo spessore del rinforzo.

Sotto l'ipotesi di elasticità lineare si può scrivere:

$$\frac{df_p(x)}{dx} = \frac{G_a}{t_p} \left(\frac{du}{dy} + \frac{dv}{dx} \right)$$

Dove u e v sono rispettivamente lo spostamento orizzontale e quello verticale in corrispondenza del piano a contatto con l'adesivo; G_a è il modulo di elasticità tangenziale dell'adesivo; gli assi x e y sono localizzati rispettivamente in corrispondenza dell'asse longitudinale e di quello perpendicolare al piano del rinforzo.

Differenziando in x l'equazione precedente si ottiene:

$$\frac{d^2 f_p(x)}{dx^2} = \frac{G_a}{t_p} \left(\frac{d^2 u}{dx dy} + \frac{d^2 v}{dx^2} \right)$$

La relazione tra il momento flettente e lo spostamento v è data da:

$$\frac{d^2 v}{dx^2} = \frac{M}{E_c I_{tr}}$$

Dove E_c è il modulo elastico del calcestruzzo e I_{tr} il momento di inerzia della sezione omogeneizzata a calcestruzzo.

Ancora si può scrivere:

$$\frac{d^2 u}{dx dy} \cong \frac{1}{t_a} (\varepsilon_p - \varepsilon_c)$$

Dove ε_p e ε_c sono rispettivamente le deformazioni d'interfaccia sulla faccia inferiore e superiore dello strato di adesivo; t_a è lo spessore dello strato di adesivo.

Si può ora scrivere:

$$\frac{d^2 f_p(x)}{d^2 x} = \frac{G_a}{t_p} \left(\frac{\varepsilon_p}{t_a} - \frac{\varepsilon_c}{t_a} + \frac{M}{E_c I_{tr}} \right)$$

Il terzo termine tra parentesi è trascurabile rispetto agli altri, per cui:

$$\frac{d^2 f_p(x)}{d^2 x} = \frac{G_a}{t_p t_a} (\varepsilon_p - \varepsilon_c)$$

Banalmente, $\varepsilon_p = \frac{f_p(x)}{E_p}$ e $\varepsilon_c = \frac{f_c(x)}{E_c}$ dove con E_p è indicato il modulo elastico del rinforzo e con $f_c(x)$ la tensione di trazione all'intradosso dell'elemento in calcestruzzo.

Ora è possibile scrivere un'equazione differenziale in $f_p(x)$:

$$\frac{d^2 f_p(x)}{d^2 x} - \frac{G_a f_p(x)}{t_a t_p E_p} = \frac{G_a f_c(x)}{t_a t_p E_p}$$

La soluzione di tale equazione è del tipo:

$$f_p(x) = C_1 \sinh(\sqrt{A} x) + C_2 \cosh(\sqrt{A} x) + b_1 x^2 + b_2 x + b_3$$

Dove:

$$A = \frac{G_a}{t_a t_p E_p}$$

$$b_1 = \frac{\bar{y} a_1 E_p}{I_{tr} E_c}$$

$$b_2 = \frac{\bar{y}E_p}{I_{tr}E_c} (2a_1L_0 + a_2)$$

$$b_3 = E_p \left[\frac{\bar{y}}{I_{tr}E_c} (a_1L_0^2 + a_2L_0 + a_3) + 2b_1 \frac{t_a t_p}{G_a} \right]$$

La soluzione di cui sopra è sviluppata assumendo come origine delle x il punto di ancoraggio del rinforzo (*cut-off point*).

Ancora, il momento flettente può essere espresso come:

$$M(x_0) = a_1x_0^2 + a_2x_0 + a_3$$

dove l'origine di x_0 è arbitraria e può essere presa in ogni punto alla distanza L_0 dal punto di ancoraggio, cioè $x_0 = x + L_0$; \bar{y} è la distanza dall'asse neutro della sezione rinforzata del centro del rinforzo.

Dalla relazione tra $\tau(x)$ e $f_p(x)$ si ricava:

$$\tau(x) = t_p [C_1 \sqrt{A} \cosh(\sqrt{A} x) + C_2 \sqrt{A} \sinh(\sqrt{A} x) + 2b_1 x + b_2]$$

Le costanti di integrazione C_1 e C_2 sono valutate a partire dalle seguenti condizioni al contorno, per il caso di trave non fessurata:

$$f_p(x = 0) = 0$$

$$\tau(L_s) = 0 \text{ oppure } \left. \frac{df_p(x)}{dx} \right|_{L_s} = 0$$

Dove L_s è la distanza del punto a taglio nullo misurato a partire dal punto di cut-off.

Da queste condizioni ai bordi segue:

$$C_1 = \frac{b_3 \sqrt{A} \sinh(\sqrt{A} L_s) - 2b_1 L_s - b_2}{\sqrt{A} \cosh(\sqrt{A} L_s)}$$

$$C_2 = -b_3$$

Uno studio parametrico sulle variabili in gioco nella definizione di C_1 indica che $\sinh(\sqrt{A} L_s)$ e $\cosh(\sqrt{A} L_s)$ hanno valori all'incirca uguali e molto più grandi rispetto agli altri termini al numeratore; per questo motivo l'espressione di C_1 può essere semplificata come:

$$C_1 = b_3$$

L'espressione finale della distribuzione delle tensioni di taglio all'interfaccia FRP- adesivo risulta:

$$\tau(x) = t_p [b_3 \sqrt{A} \cosh(\sqrt{A} x) - b_3 \sqrt{A} \sinh(\sqrt{A} x) + 2b_1 x + b_2]$$

Il massimo della funzione è localizzato in corrispondenza del punto di cut-off, con valore:

$$\tau_{max} = t_p (b_3 \sqrt{A} + b_2)$$

Occorre tuttavia fare una precisazione: il modello teorico indica un valore di tensione tangenziale finita all'estremità del rinforzo, fatto non possibile per il principio di reciprocità delle tensioni tangenziali che ne impone la nullità. Questa incongruenza non toglie comunque significato al modello che rispecchia con successo i risultati estratti da differenti simulazioni FEM (che necessariamente includono il fenomeno della nullità delle τ nel punto di cut-off, pena la mancanza di equilibrio) e i risultati sperimentali (fig. 2.10). Si noti come secondo la simulazione FEM (III) nell'immediata prossimità del cut-off si abbia una diminuzione improvvisa delle τ , in conformità con quanto previsto.

Successivamente (fig.2.10 e 2.11) sono riportati anche i grafici riguardanti rispettivamente le tensioni normali d'interfaccia e il valore della tensione normale nel rinforzo, entrambi in funzione della distanza del punto di cut-off.

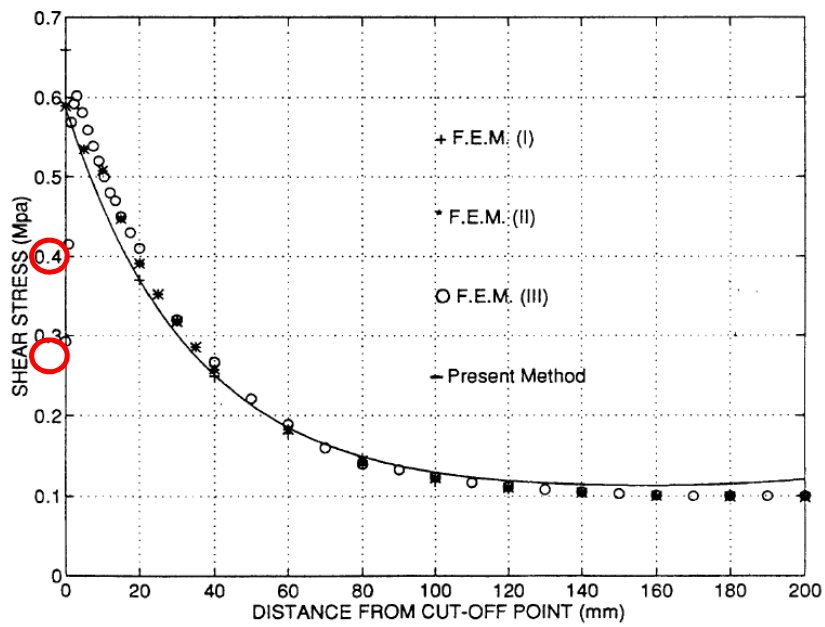


Figura 2.10 Comparazione modello teorico e simulazioni FEM

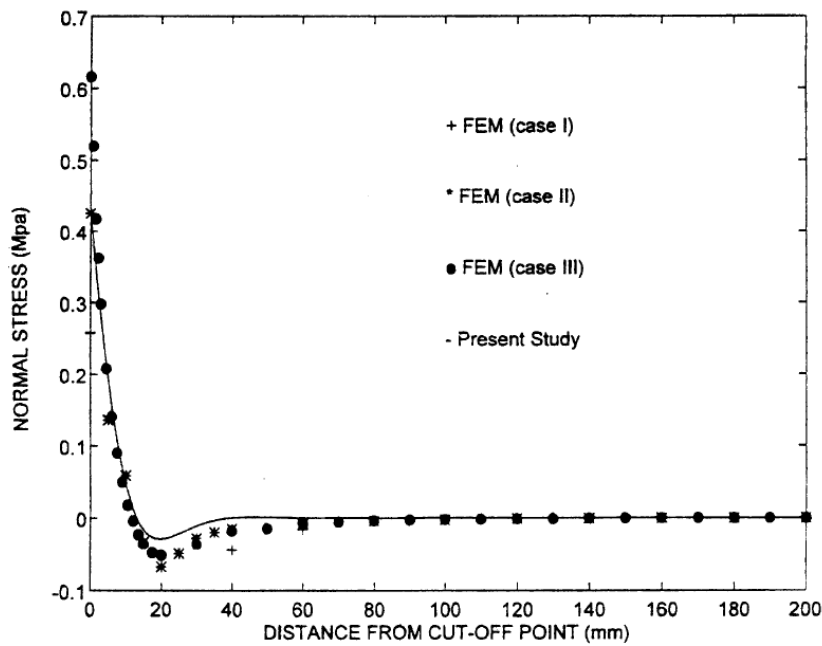


Figura 2.11 Tensioni normali all'interfaccia FRP-calcestruzzo al variare della distanza dal punto di cut-off

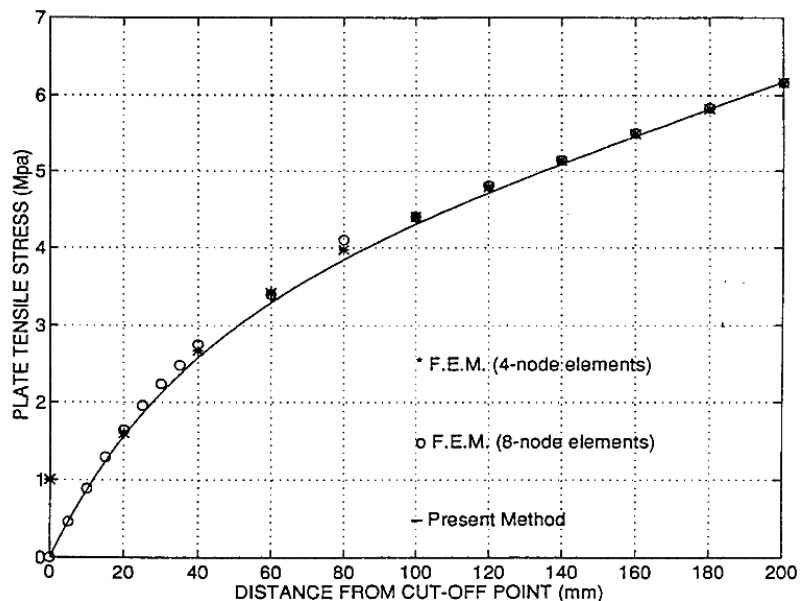


Figura 2.12 Tensione normale nel rinforzo al variare della distanza dal punto di cut-off

2.3.1. Effetto delle fessure

Le fessure giocano un ruolo importante nella redistribuzione delle tensioni tangenziali d'interfaccia.

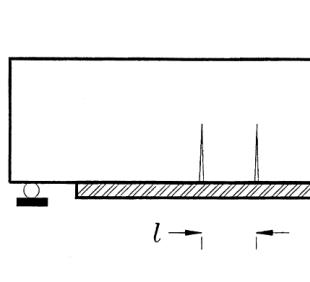


Figura 13 Esempio di distribuzione delle fessure

Assumendo gli sforzi assiali nel rinforzo in corrispondenza delle fessure come condizioni al contorno note, si possono determinare i valori delle costanti C_1 e C_2 per il caso in esame:

$$C_1 = \frac{\bar{C}_1(b_1x_2^2 + b_2x_2 + b_3 - f_2) + \bar{C}_2(-b_1x_1^2 - b_2x_1 - b_3 + f_1)}{\bar{S}_1\bar{C}_2 - \bar{S}_2\bar{C}_1}$$

$$C_2 = \frac{f_2 - C_1 \bar{S}_2 - b_1 x_2^2 - b_2 x_2 - b_3}{\bar{C}_2}$$

Dove x_1 e x_2 sono le coordinate di due fessure successive; f_1 e f_2 sono le tensioni normali del rinforzo in corrispondenza delle fessure; $\bar{S}_1 = \sinh(\sqrt{A}x_1)$; $\bar{S}_2 = \sinh(\sqrt{A}x_2)$; $\bar{C}_1 = \cosh(\sqrt{A}x_1)$; $\bar{C}_2 = \cosh(\sqrt{A}x_2)$.

Definendo l'origine delle x in corrispondenza della prima fessura, si può riscrivere C_1 come:

$$C_1 = \frac{-b_1 l^2 - b_2 l - b_3 + f_2 - \bar{C}_2 f_1 + \bar{C}_2 b_3}{\bar{S}_2}$$

Dove l è la distanza tra le 2 fessure.

Generalmente \bar{C}_2 e \bar{S}_2 hanno valori simili e molto alti, per cui l'espressione per lo sforzo tangenziale in corrispondenza della fessura può essere semplificato:

$$\tau_{max} = t_p [b_2 + \sqrt{A}(b_3 - f_1)]$$

2.4. La Zona di Ancoraggio

Nel paragrafo precedente si è visto come la zona di ancoraggio, ovvero quella a ridosso del punto di cut-off, sia una porzione particolarmente delicata a causa di elevate concentrazioni di tensione. È stato dimostrato che piccoli quadri fessurativi in prossimità della mezzeria non modificano in modo importante lo stato tensionale nella zona di ancoraggio.

Una fessurazione molto estesa, tuttavia, potrebbe aggravare ulteriormente lo stato tensionale in prossimità dell'estremità del rinforzo. Considerando per esempio il caso di trave doppiamente appoggiata, lo sviluppo di un tipico quadro fessurativo flessionale (che si estende a partire dalla mezzeria) fa sì che il trasferimento delle τ sia interrotto nelle zone fessurate e che quindi ci sia maggiore sollecitazione in prossimità della zona di cut-off.

L'aggravio della sollecitazione sul rinforzo è determinata, oltre che dalla propagazione delle fessure, anche dallo snervamento delle armature tese in acciaio. Si ha, infatti, che la risultante delle forze interne di trazione è sempre

più a carico del tessuto man mano che le armature sono snervate. In fig.2.14 si può cogliere questo aspetto, infatti si nota un repentino aumento della forza di adesione nel rinforzo in prossimità della zona a momento massimo.

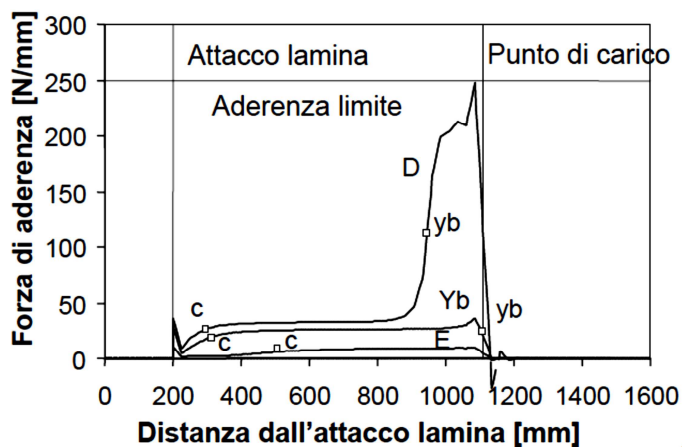


Figura 2.14 Forza di adesione vs. distanza dal punto di cut-off durante una prova sperimentale.

Aumentando ulteriormente il carico, come caso limite ci si troverà di fronte ad un meccanismo di tipo arco-tirante (fig.2.15); in questa situazione le due zone di ancoraggio saranno sottoposte a valori di tensione estremamente elevati ed una volta superato il limite di adesione si avrà il collasso della struttura, ammesso che le eventuali sole armature di acciaio non riescano a fornire ulteriore capacità portante.

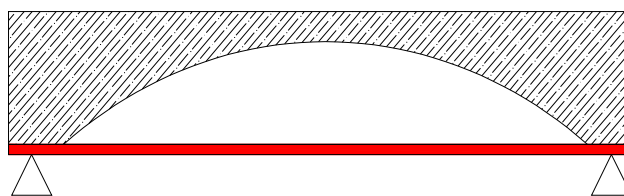


Figura 2.15 Meccanismo arco-tirante

2.4.1. L'approccio delle istruzioni CNR DT200/2004 [11]

Nel documento di riferimento per il rinforzo di strutture in c.a. mediante FRP, il problema dell'ancoraggio è affrontato facendo riferimento ad una tipica prova di aderenza (fig.2.15).

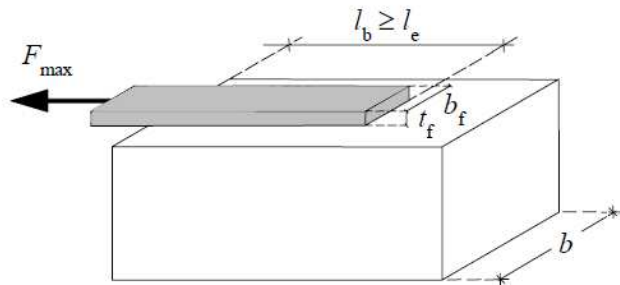


Figura 2.16 Layout della tipica prova di aderenza

Il valore ultimo della forza F_{max} prima che si inneschi la delaminazione dipende, a parità di tutte le altre condizioni, dalla lunghezza l_b di rinforzo incollato.

F_{max} cresce con l_b fino ad attingere un massimo che corrisponde ad una ben definita lunghezza l_e . Un ulteriore allungamento della porzione incollata non comporterebbe alcun aumento della forza trasmissibile. l_e è definita lunghezza ottimale di ancoraggio e corrisponde quindi alla lunghezza minima d'incollaggio che assicura la trasmissione del massimo sforzo di aderenza.

I valori della lunghezza ottimale di ancoraggio l_e e della forza massima applicabile al rinforzo sono calcolati attraverso nozioni di meccanica della frattura. Per approfondimenti si rimanda alle istruzioni CNR DT200/2004. È importante sottolineare come in questo documento non si faccia riferimento all'influenza della temperatura, per cui non è affidabile per il calcolo in condizioni di incendio.

2.4.2. Condizione dell'ancoraggio a seguito di riscaldamento e raffreddamento [12,13,21]

Lo studio del comportamento nella zona di ancoraggio tra un prisma in calcestruzzo ed una lamina di CFRP è stato studiato, tra gli altri, da Petkova et al., includendo la variabile temperatura.

È stato osservato che la temperatura influenza in due modi il comportamento del sistema: da un lato con l'aumentare della temperatura si ha un deterioramento delle caratteristiche meccaniche dei costituenti, dall'altro i differenti coefficienti di espansione termica (CTE) rendono necessarie tensioni di origine termica per mantenere la congruenza. Per quanto concerne il deterioramento dei costituenti, si rimanda al capitolo 1, mentre di seguito si analizza l'effetto della differenza tra i coefficienti di espansione termica.

Sebbene non sia applicato alcun carico, in un sistema rinforzato con FRP incollato tramite adesivo, la variazione di temperatura può causare l'origine di significative tensioni di origine termica. I CFRP hanno, infatti, coefficienti di espansione molto ridotti, mentre gli adesivi possono avere CTE tra le 3 e le 9 volte maggiori rispetto al calcestruzzo. In un sistema vincolato isostaticamente, l'espansione di origine termica non produrrebbe alcuna tensione, tuttavia il legame con il rinforzo porta a una limitazione all'espansione del calcestruzzo che viene quindi a trovarsi compresso per tutta la lunghezza lungo cui è ancorato al rinforzo. Analogamente il rinforzo è sottoposto a tensione. Dei tre costituenti, l'adesivo è quello con il maggiore CTE, quindi a seguito dell'aumento di temperatura verrà a trovarsi sotto un forte stato di compressione (fig.2.17).

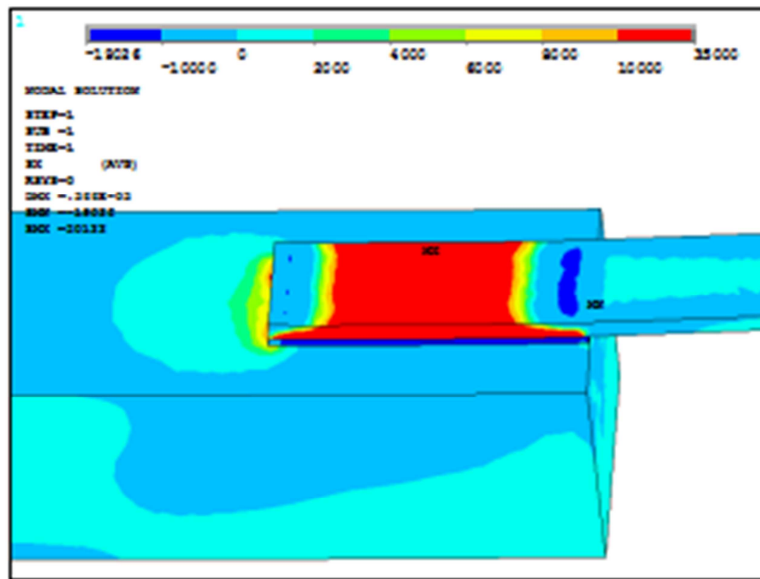


Figura 2.17 Distribuzione degli sforzi normali durante per $T=60^{\circ}\text{C}$

Innalzando la temperatura oltre la temperatura di transizione vetrosa dell'adesivo, si verifica un processo di rilassamento. L'adesivo si presenta infatti come un materiale di tipo gommoso, che permette dunque libera deformazione tra FRP e calcestruzzo. Si osservi come se da un lato le tensioni di origine termica sono nulle (aspetto favorevole), dall'altro un'applicazione del carico potrebbe causare il distacco del rinforzo a causa delle modeste proprietà meccaniche dell'adesivo.

Il processo di raffreddamento, a partire dalla situazione a rilassamento avvenuto, è anch'esso piuttosto delicato, in quanto l'adesivo riguadagna le originali caratteristiche di rigidità una volta ritornato al di sotto della temperatura di transizione vetrosa. Segue che calcestruzzo e FRP tornano ad interagire in modo opposto al caso di riscaldamento, con il primo teso e il rinforzo compresso. La tensione nel calcestruzzo può arrivare fino a 4 MPa, quindi con la possibilità di formazione di fessure (fig.2.18). Si noti come si abbia rilassamento del calcestruzzo in prossimità del termine dell'ancoraggio.

Anche l'adesivo si troverà sottoposto a elevati valori di trazione che potrebbero causare criticità.

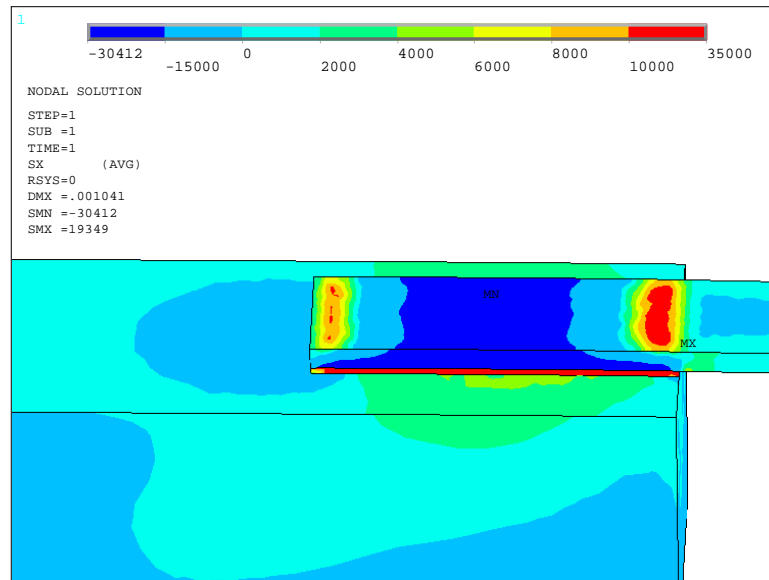


Figura 2.18 Distribuzione degli sforzi normali a temperatura ambiente, a seguito del raffreddamento.

La valutazione della capacità portante residua a seguito di un ciclo di riscaldamento e di raffreddamento è un problema molto importante. Le tensioni residue di origine termica, ovviamente, influiscono in maniera negativa sul carico limite. Prove effettuate su provini scaldati fino a 250 °C, in seguito raffreddati a temperatura ambiente e quindi caricati, hanno mostrato due modalità di collasso: la rottura del calcestruzzo e la crisi all'interfaccia tra adesivo calcestruzzo. Tuttavia è stato osservato che la rottura del calcestruzzo è il meccanismo di crisi nettamente predominante, perché gli adesivi hanno solitamente un limite di resistenza a trazione superiore a quello dei calcestruzzi, anche a seguito di un ciclo di riscaldamento e raffreddamento.

2.5. Delaminazione alle Alte Temperature: il Modello di Kodur

2.5.1. Il ruolo dell'adesivo e la delaminazione alle alte temperature

Sebbene la mole di dati sperimentali non sia ingente, tutti gli autori concordano nel sostenere che il primo fattore di riduzione della capacità portante all'aumentare della temperatura è dovuto al degrado dell'aderenza tra il calcestruzzo e il rinforzo. In prossimità della temperatura di transizione vetrosa T_g le caratteristiche termo-meccaniche dell'adesivo (tensione ultima e rigidezza) decadono considerevolmente (fig.2.19) causando l'inizio del fenomeno di delaminazione. Gluguru per una temperatura di 80°C riporta una riduzione della capacità a taglio del 20% per resine epossidiche resistenti alle alte temperature e del 70% per resine epossidiche comuni.

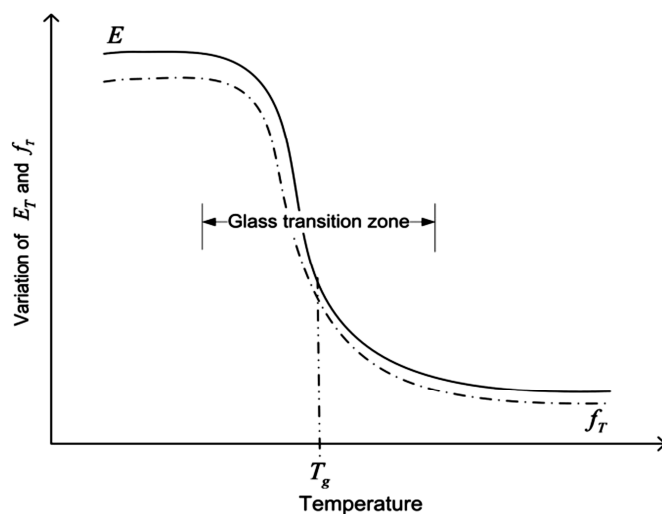


Figura 2.19 Andamento del modulo e della resistenza di una resina epossidica al variare della temperatura

Il deterioramento delle caratteristiche meccaniche dell'adesivo induce scorrimento relativo tra il rinforzo e l'elemento in calcestruzzo. Tale

scorrimento riduce la capacità dell'adesivo di trasferire le tensioni efficacemente e conduce infine alla delaminazione del rinforzo (fig.2.20).

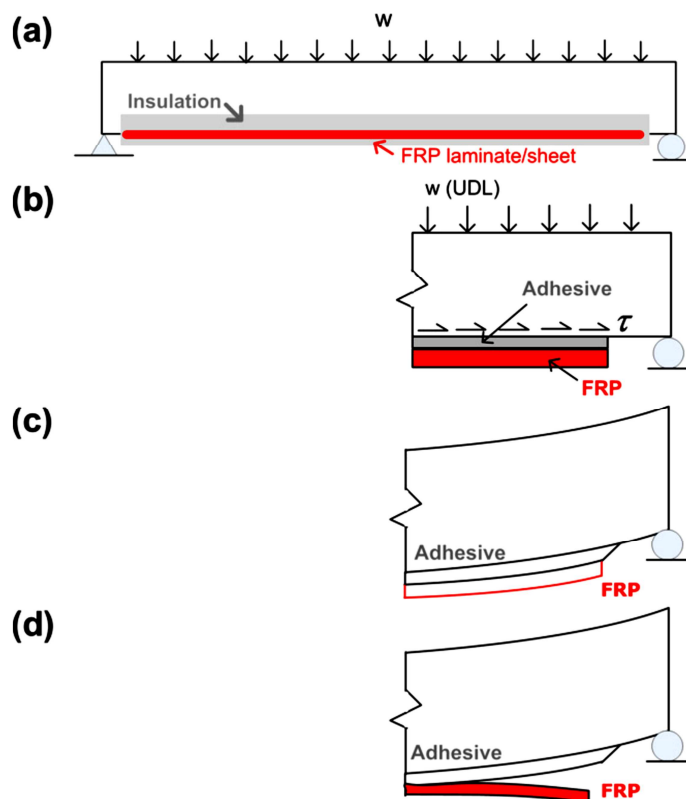


Figura 2.20 Schema del processo di delaminazione alle alte temperature (a)prospetto della trave rinforzata (b) sviluppo di tensioni di taglio all'interfaccia FRP-calcestruzzo; (c) scorrimento all'interfaccia; (d) delaminazione in corrispondenza della zona di ancoraggio.

Lo scorrimento che diventa via via maggiore all'aumentare della temperatura fa sì che si perda "l'effetto composito" (composite action). Per elementi caricati e sottoposti a temperatura sufficientemente alta, la parte debole del sistema nei riguardi della delaminazione cessa di essere il calcestruzzo a favore dell'adesivo. È possibile affermare che in caso d'incendio, a parità di caratteristiche del sistema d'isolamento, la capacità portante di elementi rinforzati con FRP è influenzata principalmente dalle proprietà termo-meccaniche della matrice, in particolare dalla sua temperatura di transizione

vetrosa. Si rimanda al capitolo 1 per le caratteristiche al fuoco delle diverse matrici polimeriche. Le matrici non polimeriche, principalmente malte, non soffrono questo problema, tuttavia mancano riscontri sperimentali per poter fare ulteriori considerazioni al riguardo.

2.5.2. Il modello di Kodur et al. [7]

Un modello molto interessante per lo studio del comportamento di un elemento rinforzato con FRP alle alte temperature è stato proposto da Kodur et al. Il modello è valido nel caso in cui sia il momento flettente l'azione predominante, trascurando la possibilità di crisi per effetto del taglio.

I passi della procedura sono indicati nel diagramma di flusso in fig.2.21.

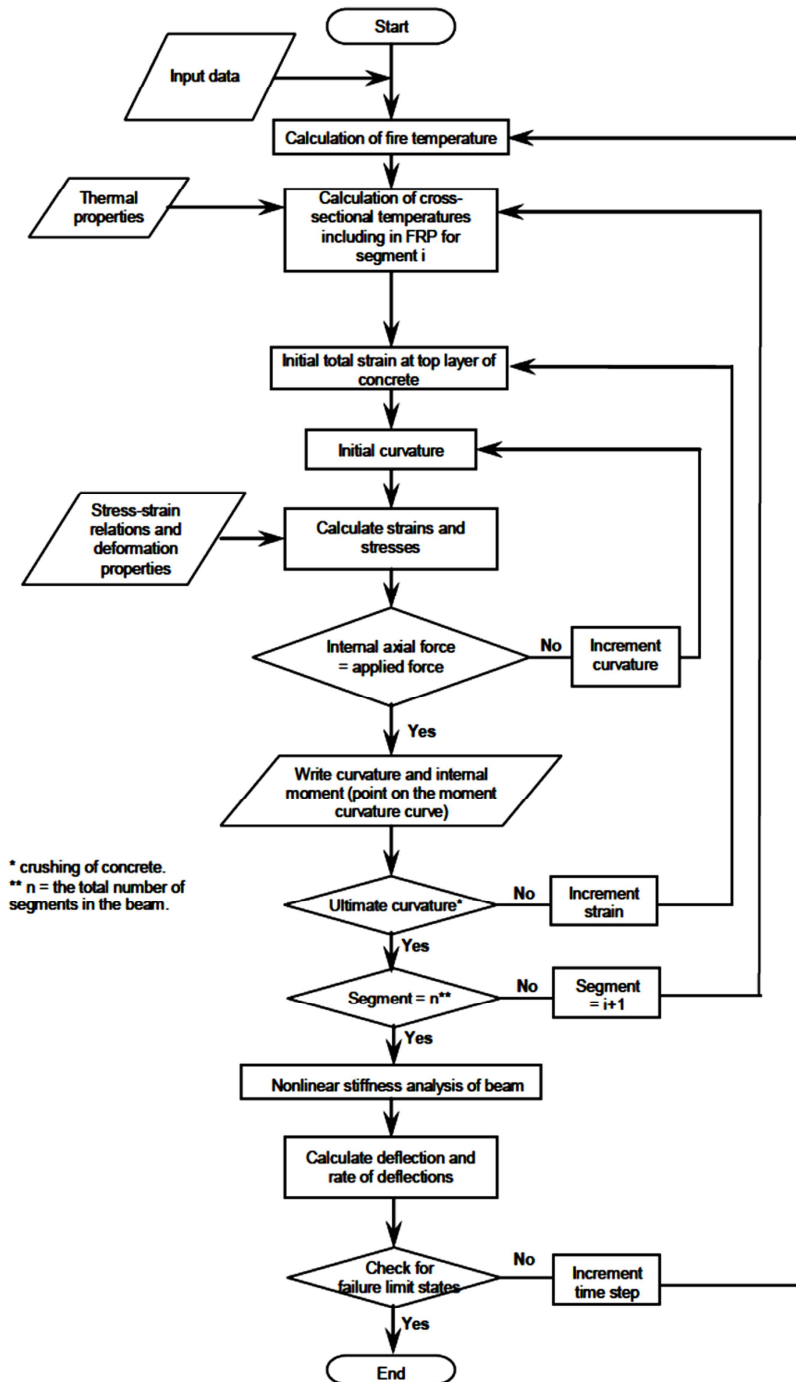


Figura 2.21 Schema logico del modello elaborato da Kodur et al.

Noto il layout dell'elemento rinforzato, prima di tutto si divide la trave lungo la sua lunghezza in segmenti: si assume poi che la sezione di mezzeria di ogni segmento rappresenti il comportamento dell'intero tratto. Si procede quindi con la modellazione agli elementi finiti (fig.2.22), assegnando a ogni elemento le proprietà termomeccaniche secondo il materiale. Devono essere nota la curva di incendio di progetto e la modalità di esposizione al fuoco (da 1 a 4 lati).

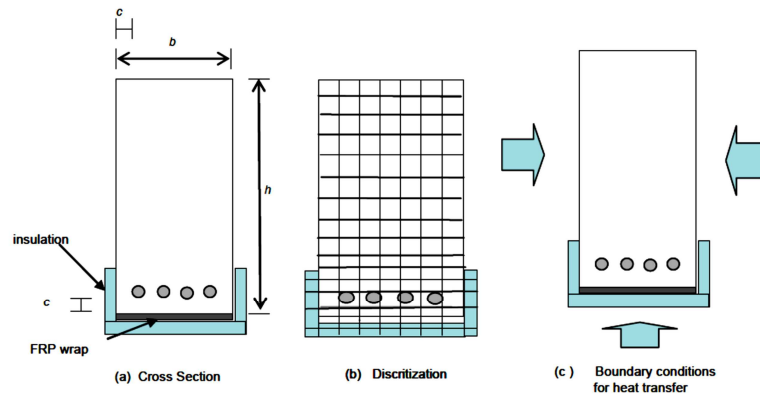


Figura 2.22 Sezione trasversale e sua modellazione per l'analisi numerica.

Si procede con un'integrazione temporale al passo. Ad ogni time-step si conduce un'analisi termica al fine di determinare la distribuzione di temperatura all'interno della sezione trasversale nella sezione di mezzeria di ogni segmento (*heat transfer transient analysis*). Per i calcoli successivi, si ipotizza che la distribuzione di temperatura sia la stessa all'interno di uno stesso segmento. Il meccanismo di trasmissione del calore per gli elementi di estremità avviene per radiazione e convezione, mentre tra gli elementi interni per conduzione.

Il problema del calore e la sua soluzione numerica sono trattati nel capitolo 5.

Il modello in esame nasce inizialmente per lo studio di travi precomprese [10], per poi essere applicato alle travi rinforzate con FRP sottoposte al fuoco utilizzando l'ipotesi di conservazione delle sezioni piane [18]. Nella versione in esame è stato inserito lo scorrimento relativo tra FRP e supporto, secondo il procedimento di seguito descritto (fig.2.23).

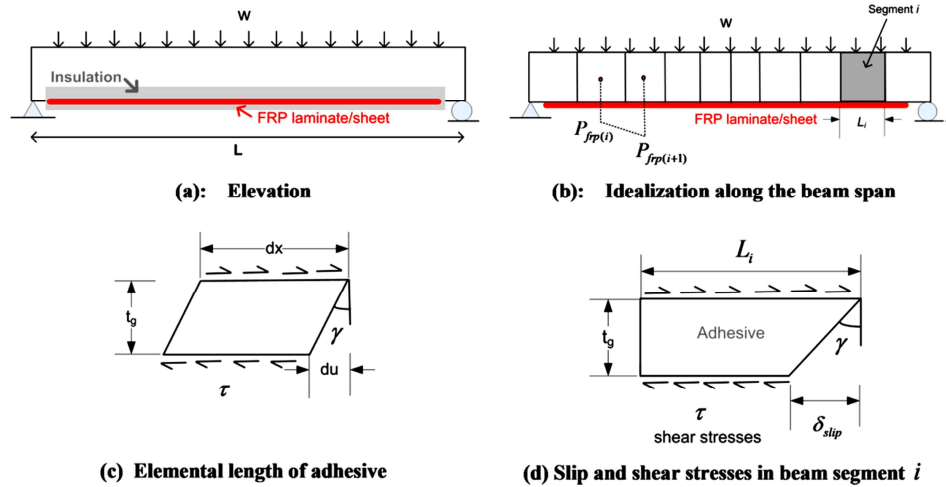


Figura 2.23 Scorrimento FRP-calcestruzzo nel modello di Kodur.

Il modello è derivato considerando le seguenti ipotesi:

- Invarianza delle tensioni tangenziali lungo lo spessore dell'adesivo;
- Si trascura l'effetto della fessurazione;
- La curvatura al lembo inferiore della trave e a livello del rinforzo è la stessa.

Considerando un tratto di adesivo di lunghezza dx , lo spostamento du dovuto allo scorrimento può essere scritto come:

$$du = \frac{\tau}{G} t_g$$

Dove τ è la tensione tangenziale, G è il modulo di elasticità tangenziale dell'adesivo e t_g è lo spessore dell'adesivo.

Per ogni segmento di trave i di lunghezza L_i , all'interfaccia tra calcestruzzo e rinforzo, la tensione tangenziale media τ_i può essere espressa come:

$$\tau_i = \frac{P_{frp(i+1)} - P_{frp(i)}}{L_i \cdot b}$$

Dove $P_{frp(i)}$ è la forza agente nel rinforzo nel segmento i e b è la larghezza della trave.

Con l'aumento della temperatura, l'adesivo tende a rammollire con una conseguente forte riduzione del modulo G di elasticità tangenziale. Ciò causa uno scorrimento relativo $\delta_{slip(i)}$ tra il rinforzo e il lembo inferiore in calcestruzzo che può essere calcolato come:

$$\delta_{slip(i)} = \gamma_i \cdot t_g$$

Dove γ_i è lo scorrimento angolare nel segmento i , esprimibile come:

$$\gamma_i = \frac{\tau_i}{G}$$

Alla luce delle espressioni precedenti risulta:

$$\delta_{slip(i)} = \frac{P_{frp(i+1)} - P_{frp(i)}}{L_i \cdot b} \cdot \frac{1}{G} \cdot t_g$$

Conoscendo $\delta_{slip(i)}$ è possibile calcolare la deformazione corrispondente:

$$\varepsilon_{slip(i)} = \frac{\delta_{slip(i)}}{L_i} = \frac{P_{frp(i+1)} - P_{frp(i)}}{L_i^2 \cdot b} \cdot \frac{1}{G} \cdot t_g$$

Alle alte temperature, a causa del crescente scorrimento, il rinforzo fornisce solo una parte della forza di trazione che si avrebbe nel caso di perfetta aderenza. Ne consegue che, per calcolare l'effettiva deformazione meccanica del rinforzo, la deformazione $\varepsilon_{slip(i)}$ deve essere sottratta alla deformazione totale ε_t che nasce a seguito della curvatura k . Questo effetto è principalmente regolato dal valore di G che precipita una volta raggiunta la temperatura di transizione vetrosa dell'adesivo.

Le deformazioni di tipo meccanico, cioè quelle a cui sono legate le tensioni attraverso le diverse leggi costitutive, possono scriversi come:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{mec}^c &= \varepsilon_t^c - \varepsilon_{th}^c - \varepsilon_{cr}^c - \varepsilon_{tr}^c \\ \varepsilon_{mec}^s &= \varepsilon_t^s - \varepsilon_{th}^s - \varepsilon_{cr}^s \\ \varepsilon_{mec}^{frp} &= \varepsilon_t^{frp} - \varepsilon_{th}^{frp} - \varepsilon_{cr}^{frp} + \varepsilon_{bi} + \varepsilon_{slip} \\ \varepsilon_t &= \varepsilon_c + ky \end{aligned}$$

Dove ε_c è la deformazione nella fibra di estradosso del calcestruzzo.

I valori delle deformazioni a seguito del creep (ε_{cr}) per calcestruzzo e acciaio e quelle dovute al transiente (ε_{tr}), dipendenti dal tempo, dalla temperatura e dallo stato tensionale, sono computate seguendo i modelli proposti da Harmanthy e Anderberg e Thelandersson (entrambi citati in [7]), secondo le seguenti espressioni:

$$\varepsilon_{cr}^c = \beta_1 \frac{\sigma}{f_{c,T}} \sqrt{t} e^{d(T-293)}$$

Dove $\beta_1 = 6.28 \cdot 10^{-6} [s^{-0.5}]$, $d = 2.658 \cdot 10^{-3} [K^{-1}]$; T è la temperatura corrente nel calcestruzzo [K]; t è il tempo [s]; $f_{c,T}$ è la resistenza a compressione del calcestruzzo alla temperatura T; σ è la corrente tensione nel calcestruzzo.

$$\Delta\varepsilon_{tr}^c = k_2 \frac{\sigma}{f_{c,20}} \Delta\varepsilon_{th}^c$$

Dove k_2 è una costante che varia tra 1.8 e 2.35, assunta pari a 2 nel caso in esame; $f_{c,20}$ è la resistenza del calcestruzzo a temperatura ambiente, assunta pari a 20°C.

$$\varepsilon_{crs} = \left(3Z\varepsilon_{t0}^2\right)^{1/3} \theta^{1/3} + Z\theta$$

Dove:

$$Z = \left\{ \begin{array}{ll} 6.755 \times 10^{19} \left(\frac{\sigma}{f_y} \right)^{4.7} & \frac{\sigma}{f_y} \leq \frac{5}{12} \\ 1.23 \times 10^{16} \left(e^{10.8(\sigma/f_y)} \right) & \frac{\sigma}{f_y} > \frac{5}{12} \end{array} \right\};$$

$$\theta = \int e^{-\Delta H/RT} dt; \frac{\Delta H}{R} = 38900^\circ K; t = \text{tempo (ore)}; \varepsilon_{t0} = 0.016 \left(\frac{\sigma}{f_y} \right)^{1.75};$$

σ = tensione nell'acciaio, e f_y = tensione di snervamento dell'acciaio.

Per il rinforzo, le deformazioni dovute agli effetti viscosi sono trascurate, mentre la deformazione iniziale ε_{bi} è calcolata in base ai carichi permanenti al momento della posa.

Una volta note le deformazioni di origine meccanica, attraverso i modelli reologici dei vari costituenti (anch'essi dipendenti dalla temperatura), si possono ora valutare le tensioni.

Ad ogni step temporale, si controlla l'equilibrio delle forze interne. Partendo da un fissato valore di ε_c , si procede per iterazioni successive alla valutazione della curvatura k finché l'equilibrio delle forze interne non risulti soddisfatto. Raggiunto l'equilibrio risulta ora nota la coppia $M - k$ corrispondente ad un dato valore di deformazione ε_c .

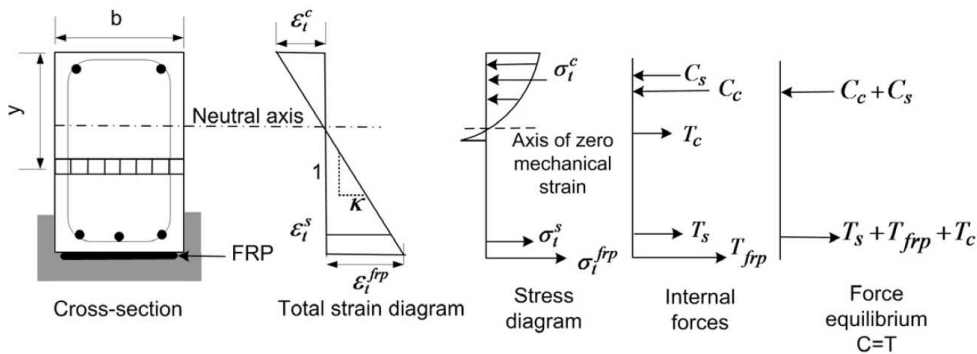


Figura 2.24 Schema di calcolo per il diagramma momento-curvatura.

Se il valore della curvatura è inferiore al valore ultimo si procede aumentando il valore di ε_c . In questo ad ogni time-step e per ogni segmento si traccia un diagramma momento-curvatura.

Attraverso una procedura iterativa descritta da Kodur e Cambell [10], si può calcolare l'abbassamento della trave ad ogni passo temporale per una data configurazione di carico. Il sistema non lineare risolvibile ha la forma:

$$[K_g][\delta] = [P]$$

Dove K_g è la matrice di rigidità globale; δ è il vettore degli spostamenti nodali; $P = P_f + P_s$ dove P_f è il vettore dei carichi equivalenti dovuto all'applicazione del carico e P_s è il contributo dovuto all'effetto $P - \delta$.

Il modello, per ogni passo temporale, genera molti valori in uscita, come le temperature lungo le sezioni trasversali di interesse, sforzi, deformazioni, abbassamenti e momenti flettenti. Tutti questi parametri sono confrontati con prestabiliti criteri di arresto che includono considerazioni di tipo strutturale e termico. Gli incrementi temporali continuano finché non è raggiunto uno di questi criteri limite che indica la crisi della trave.

Nel modello in esame i criteri di arresto sono:

- Il momento dovuto ai carichi applicati supera il momento resistente della trave;
- La temperatura nelle barre di acciaio tese supera i 593 °C;
- L'abbassamento della trave supera $L/20$, dove L è la lunghezza della trave;
- La velocità di abbassamento supera il limite $\frac{L^2}{9000 \cdot d}$ [mm/min], dove L è la lunghezza della trave in mm e d l'altezza utile in mm.
- La temperatura nel rinforzo in FRP supera la temperatura di transizione vetrosa del FRP.

2.5.3. Validazione e risultati del Modello di Kodur

Il modello in questione è stato validato con riferimento a prove sperimentali, che mostrano come esista una buona corrispondenza tra valori teorici e quelli misurati, andando a cogliere con buona precisione anche il momento in cui si ha la perdita dell'effetto composito (fig. 2.25 e 2.26).

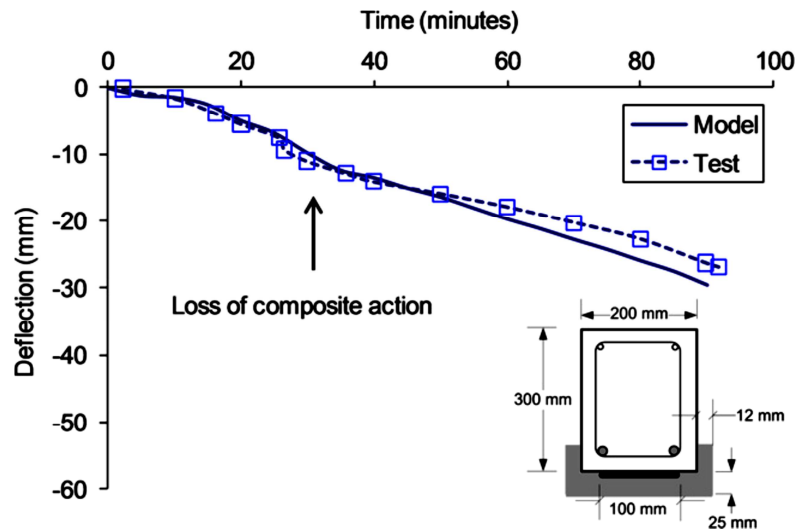


Figura 2.25 Validazione del modello rispetto ad un caso sperimentale (beam I da [7])

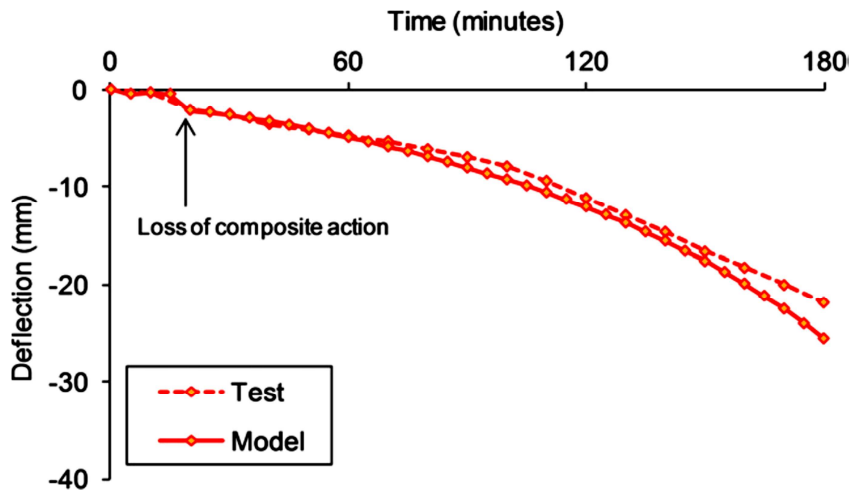


Figura 2.26 Validazione del modello rispetto ad un caso sperimentale (beam II da [7])

In fig.2.27 è riportando l'andamento degli abbassamenti calcolati col metodo in esame in presenza o meno d'isolamento e/o rinforzo al variare del tempo di esposizione al fuoco. Da un'analisi qualitativa si rileva come la performance migliore sia data dal caso con rinforzo e isolamento, sebbene non considerare lo scorrimento all'interfaccia sia fortemente a sfavore di sicurezza all'aumentare della temperatura. È interessante notare come, passato il punto in cui si perde

l'effetto composito, vi sia sostanziale corrispondenza tra la curva della trave rinforzata e isolata considerando lo scorrimento e quella non rinforzata e isolata. In questo caso la delaminazione è stata totale, rendendo completamente nullo il contributo del rinforzo. Questo risultato è in linea con le prescrizioni normative che impongono di non considerare per niente l'effetto del rinforzo oltre una data temperatura.

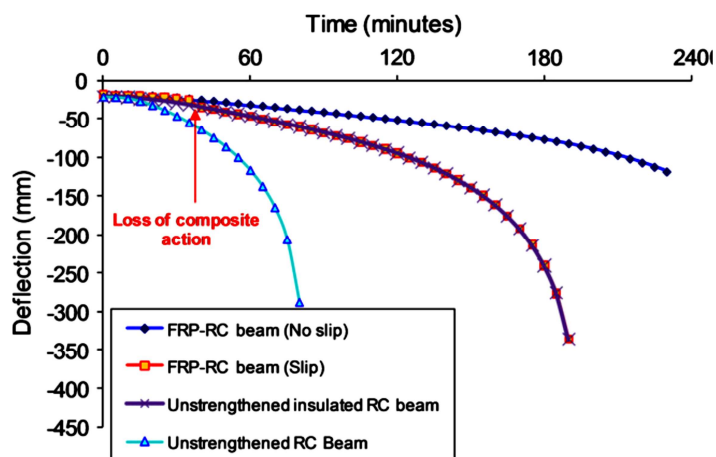


Figura 2.27 Confronto tra diverse travi usando modelli con o senza slip.

In fig.2.28 sono confrontati i momenti ultimi attraverso simulazioni FEM per una trave rinforzata con FRP tenendo in considerazione o meno l'effetto del bond-slip. Sebbene inizialmente ci sia sostanziale coincidenza tra i due casi, si può notare come, a un certo momento, ci sia un crollo della capacità portante nel caso in cui si consideri il bond slip. Nel momento in cui si riscontra la perdita della “composite action”, l'adesivo ha superato la temperatura di transizione vetrosa. Si noti come le due curve tendano a ricongiungersi: ciò deriva dal fatto che nel modello si è tenuto conto del decadimento delle proprietà meccaniche del rinforzo alle alte temperature secondo il grafico in fig. 2.29. Una volta decadute anche le proprietà del rinforzo le due casistiche tendono ad avvicinarsi, in quanto è come essere di fronte ad una trave non rinforzata.

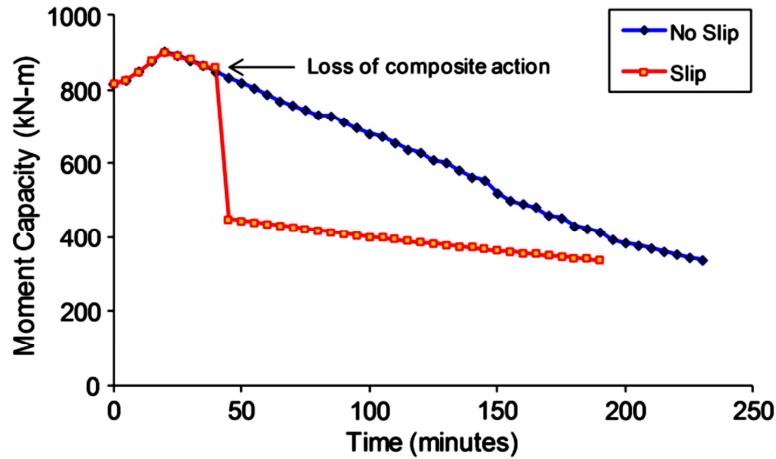


Figura 2.28 Effetto dello scorrimento sul momento resistente.

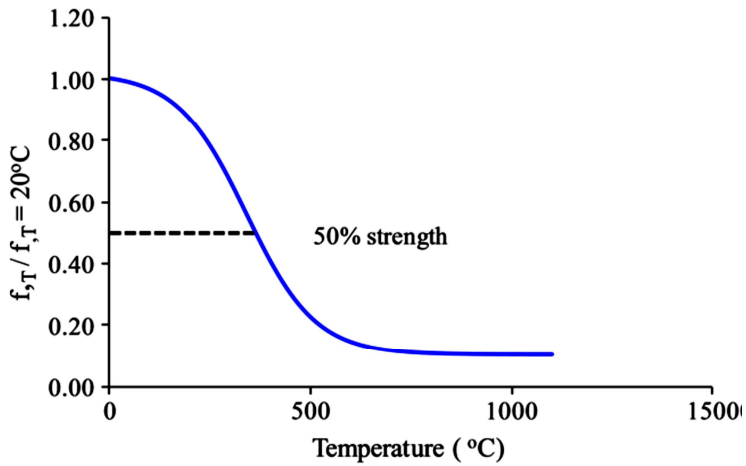


Figura 2.29 Resistenza del rinforzo vs. temperatura.

In fig.2.30 e 2.31 si può notare come all'aumentare dell'esposizione si abbia un aumento del picco delle tensioni d'interfaccia nel punto di cut off. Questo è dovuto al sostanziale incremento di ε_{slip} in corrispondenza della stessa zona di ancoraggio, che raggiunge valori piuttosto elevati. L'aumento delle tensioni con l'esposizione è meno che proporzionale dell'aumento degli scorrimenti, a causa dell'abbassamento del modulo elastico. Il rilevante aumento degli scorrimenti e quindi delle tensioni all'interfaccia, unito alla diminuzione delle capacità

resistenti, è un indicatore preoccupante dell'incombente pericolo di delaminazione.

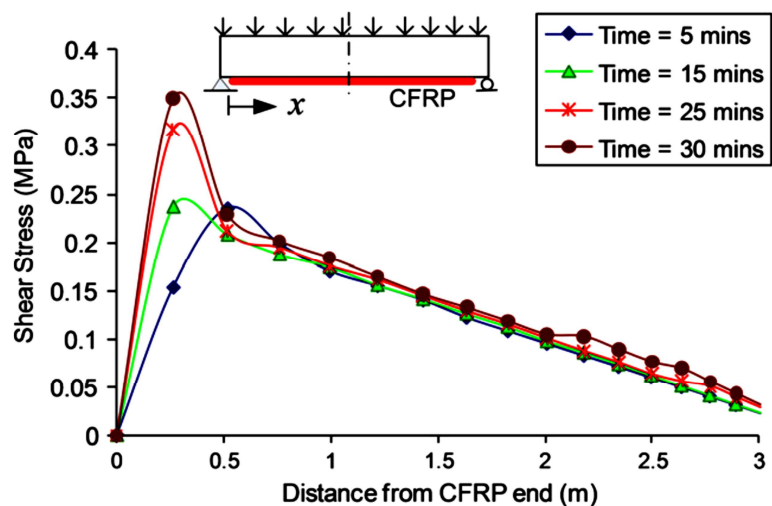


Figura 2.30 Tensioni tangenziali vs. distanza dal punto di cut-off per varie durate di esposizione al fuoco.

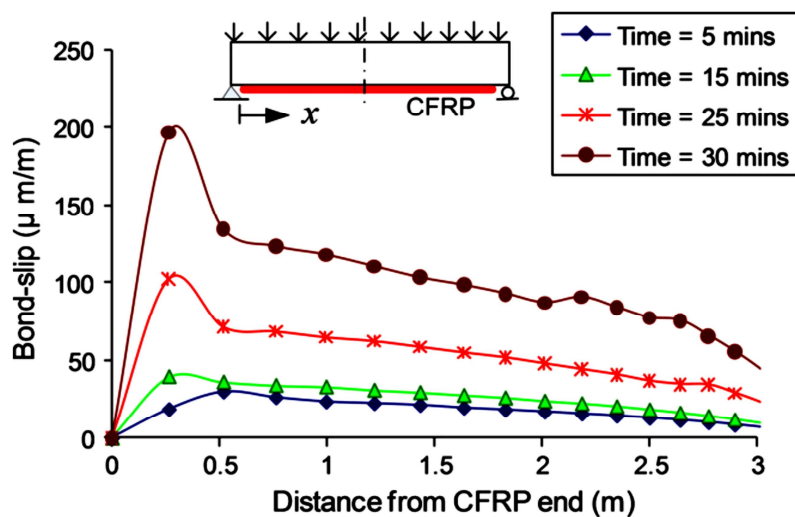


Figura 2.31 Scorrimento vs. distanza dal punto di cut-off per varie durate di esposizione al fuoco.

Tra le variabili inserite nella simulazione vi è lo spessore dello strato di adesivo. In fig.2.32 si può notare come le curve estrapolate per diversi spessori di adesivo si discostino lievemente soltanto a ridosso del punto in cui si perde l'effetto

composito. Si può dunque affermare che lo spessore dell'adesivo non incide significativamente sul degrado dell'aderenza, per cui lo spessore da applicare è maggiormente legato ad esigenze di posa.

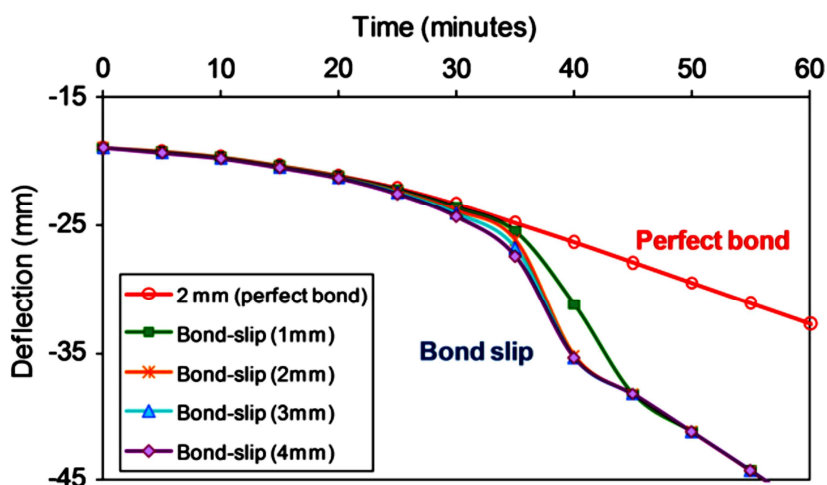


Figura 2.32 Effetto dello spessore di adesivo sugli abbassamenti di una trave rinforzata esposta al fuoco

Da quanto detto finora, è evidente come il degrado dell'aderenza sia funzione della temperatura in prossimità dell'interfaccia tra FRP e calcestruzzo. È possibile limitare tale temperatura utilizzando prodotti isolanti o matrici ritardanti che ritardano la propagazione del calore, per la cui trattazione si rimanda al capitolo 1. In fig.2.33 sono riportati i risultati di una simulazione condotta su una trave (la cui descrizione è riportata nella figura stessa), in cui l'isolamento laterale è mantenuto costante (20 mm per un'altezza di 105 mm), andando a variare lo spessore dell'isolamento all'intradosso. Si noti come la temperatura di transizione vetrosa dell'adesivo venga raggiunta per tempi molto diversi al variare dell'isolamento, che si prefigura come una variabile chiave per la resistenza al fuoco degli elementi rinforzati con FRP.

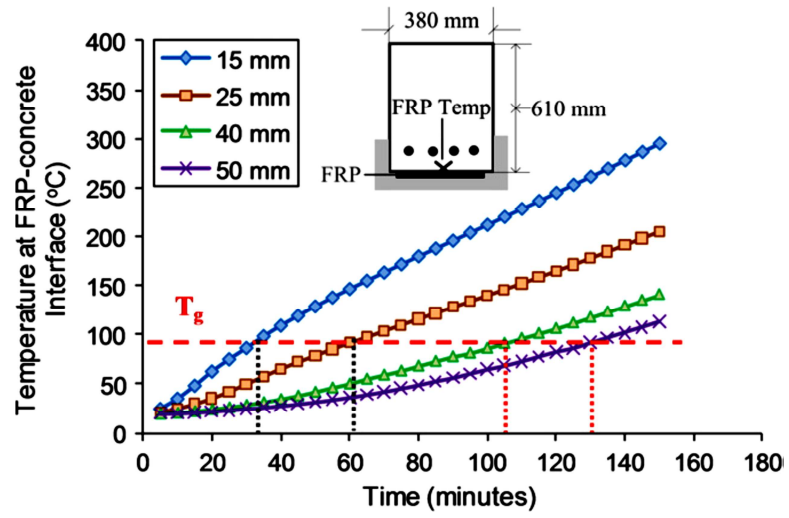


Figura 2.33 Simulazioni condotte con diversi valori dello spessore di isolante.

3. ESPERIENZE PRECEDENTI

Al momento in letteratura sono presenti pochi esempi di prove sperimentali relative all'applicazione di elementi rinforzati con FRP in condizione d'incendio.

Nel presente capitolo sono riportati i risultati di due campagne sperimentali particolarmente significative, in quanto risulteranno utili per un confronto con quella che è oggetto della presente tesi.

3.1. La Campagna di Kodur et Al. [6]

I provini consistono in cinque travi in calcestruzzo armato rinforzate con FRP. Le travi sono state progettate in modo che le dimensioni rispecchiassero il più possibile quelle tipicamente usate nelle costruzioni, in modo da rendere i risultati massimamente aderenti alla realtà.

3.1.1. Descrizione della Campagna

Le travi sono larghe 254 mm , alte 406 mm e lunghe 3.96 m . Si vuole sottolineare come tali misure, che possono apparire atipiche, derivino da dimensioni espresse con il sistema imperiale ancora in uso negli Stati Uniti. Le travi in calcestruzzo sono state confezionate secondo la normativa ACI 318 e sono state rinforzate 3 barre #6 Grade 60 (19 mm di diametro, tensione di snervamento non inferiore a 413 MPa) all'intradosso e barre #4 Grade 60 (12.7 mm di diametro) all'estradosso; l'armatura a taglio è realizzata con staffe a 2 braccia #2 (6 mm di diametro) spaziate di 150 mm . Si rimanda alla fig.3.1 per i dettagli.

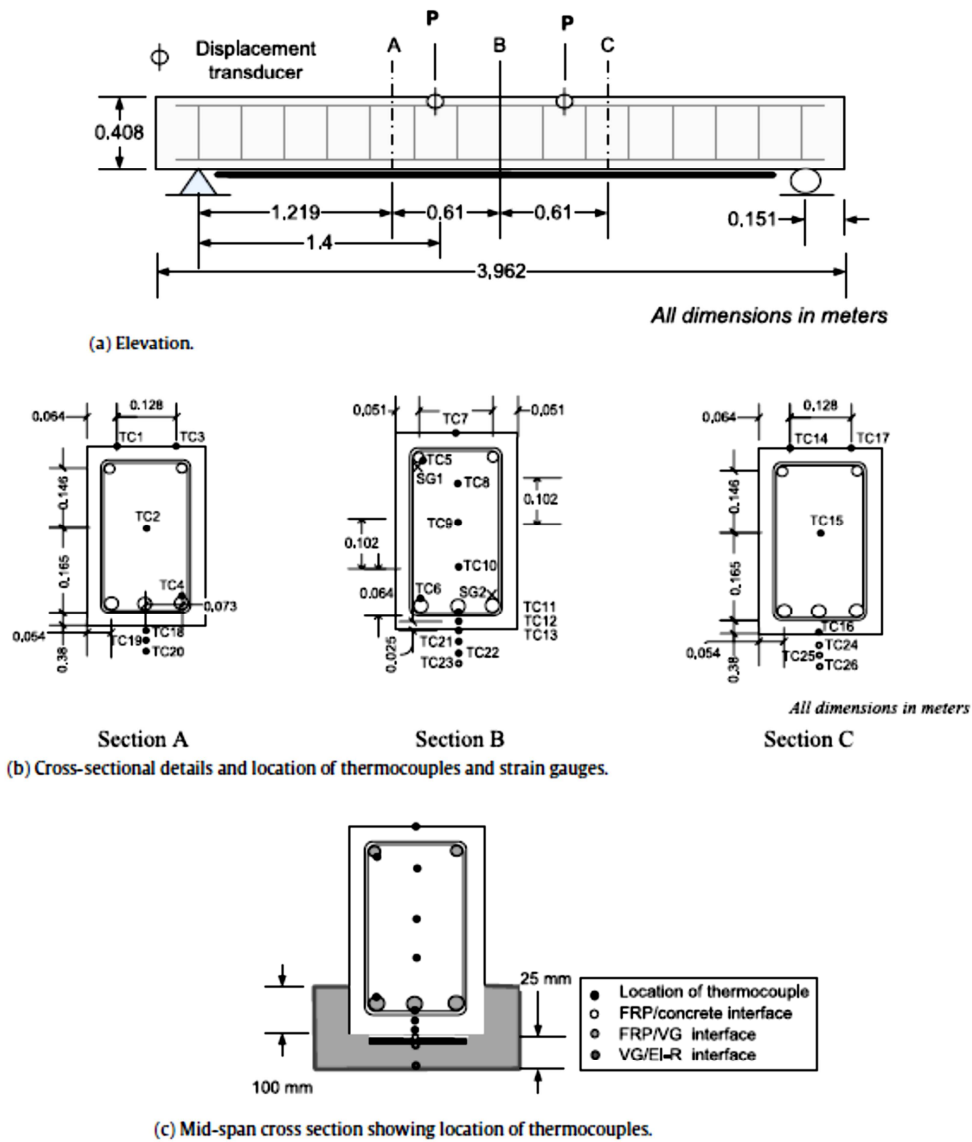


Figura 3.1 Prospetto e sezioni dettagliate dei provini.

Il calcestruzzo è stato confezionato con cemento con resistenza caratteristica di 42 MPa, secondo il seguente mix design:

- Cemento: 390 kg/m³
- Aggregato grosso: 1038 kg/m³

- Aggregato fine: 830 kg/m^3
- Acqua: 156 kg/m^3
- Water reducing agent: 2 kg/m^3

Le travi sono rimaste nei casseri per 7 giorni e successivamente stoccate in laboratorio per 18 mesi alla temperatura di $25 \text{ }^\circ\text{C}$ al 40% di umidità relativa. Successivamente, 4 travi (B1-B4) sono state rinforzate con tessuto CFRP in modo da incrementare la capacità a flessione del 50%. Dopo aver opportunamente irruvidito la superficie di applicazione tramite sabbiatura, due strati di CFRP dello spessore di 1 mm e larghi 203 mm sono stati incollati all'intradosso della trave con resina epossidica attraverso la tecnica del wet-layout. Per le proprietà dei materiali si rimanda alle fig.3.2 e 3.3.

Property	ASTM method	Typical test value
Ultimate tensile strength in primary fiber direction	D-3039	986 MPa
Elongation at break	D-3039	1.0%
Tensile modulus	D-3039	95.8 GPa
Nominal laminate thickness	D-1777	1.0 mm

Figura 3.2 Proprietà meccaniche del rinforzo in CFRP

Property	ASTM method	Typical test value
T_g	D-4065	$82 \text{ }^\circ\text{C}$
Tensile strength	D-638	72.4 MPa
Tensile modulus	D-638	3.18 GPa
Elongation percent	D-638	5.0%
Flexural strength	D-790	123.4 MPa
Flexural modulus	D-790	3.12 GPa

Figura 3.3 Proprietà meccaniche della resina epossidica

Le travi B1 e B2 sono state rinforzate lungo tutta la luce tra gli appoggi, pari a 3.66 m , mentre nelle travi B3 e B4 il rinforzo è stato applicato per 2.44 m simmetricamente rispetto alla mezzeria. Queste due diverse disposizioni sono state adottate per studiare l'influenza della posizione della zona di ancoraggio in porzioni più fredde non esposte al fuoco. Le travi rinforzate sono state

sottoposte a curing per 72 ore e quindi è stato applicato il sistema di protezione Tyfo® WR-AFP tramite spruzzamento in due differenti versioni, A e B. L'isolante in esame è composto di un isolante vermiculite-gypsum (VG) e da uno strato di intumescente (EI-R).

Per la disposizione del sistema isolante si rimanda alla fig.3.4: si noti come sono state testate anche travi prive di rinforzo (B01 e B02) secondo due diverse curve di incendio.

Beam designation	CFRP strengthening	Insulation type	Insulation thickness (mm)		Fire scenario	Support condition
			VG [#]	EI-R		
B01	–	–	–	–	ASTM E119	SS ^b
B02	–	–	–	–	Design fire	AR ^c
B1	2 layers of 203 mm wide	Tyfo® WR AFP [%] -Type A	25	0.1	Design fire	SS
B2		Tyfo® WR AFP-Type B	25	0.1	Design fire	SS
B3		Tyfo® WR AFP-Type A	25	0.1	ASTM E119	SS
B4		Tyfo® WR AFP-Type A	25	0.1	ASTM E119	AR

[%] Advance fire protection system; [#] Vermiculite-gypsum.

^a NF – no failure.

^b Simply supported.

^c Axially restrained.

Figura 3.4 Sommario dei provini.

Lungo le travi sono state installate 27 termocoppie disposte su 3 sezioni trasversali allo scopo di misurare le temperature a diverse profondità nel calcestruzzo, nelle armature, all'interfaccia FRP-calcestruzzo e all'interfaccia FRP-isolante. La disposizione e la numerazione delle termocoppie è indicata in fig3.1.

Sono stati installati estensimetri resistenti fino a 300°C per misurare le deformazioni in tensione e in compressione nelle barre di armatura. La disposizione e la numerazione degli estensimetri è riportata in fig.3.1.

Inoltre, 3 flessimetri (del tipo LVDTs) sono stati installati in mezzzeria e nei punti di applicazione del carico per la misura degli abbassamenti.

I test sono stati condotti in un'apposita fornace (fig.3.5), con un layout similare a quello con cui è stata eseguita la campagna dell'università di Bologna.

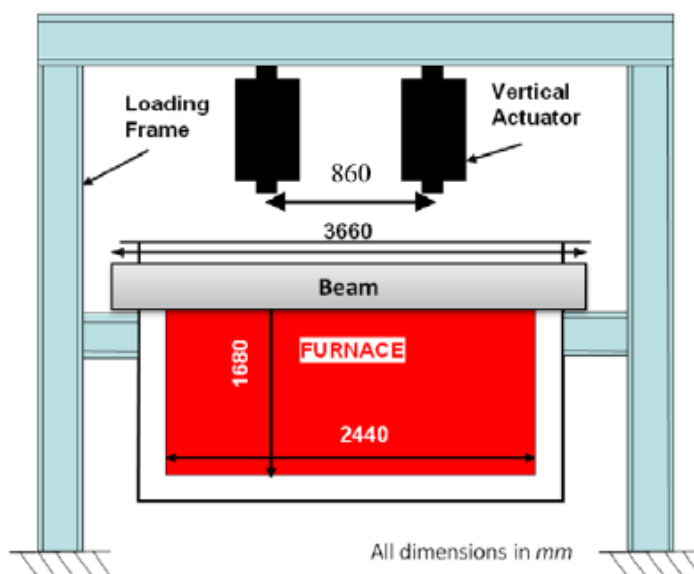


Figura 3.5 Schema dell'apparecchiatura di prova

Il forno è dotato di sei bruciatori a propano che permettono di regolare la temperatura secondo una desiderata curva temperatura-tempo; sei termocoppie sono utilizzate per la temperatura durante il test. Il forno può alloggiare due travi contemporaneamente, ciascuna delle quali sottoposta a diverse condizioni di carico e di vincolo: in particolare una trave può essere testata vincolando lo spostamento assiale.

Le diverse travi, così come indicato nella scheda riepilogativa in fig.3.4, sono testate secondo due curve d'incendio differenti: quella tratta dagli standard americani ASTM E119 [8] (fig.3.6) e quella prescritta dagli eurocodici [15] (fig.3.7).

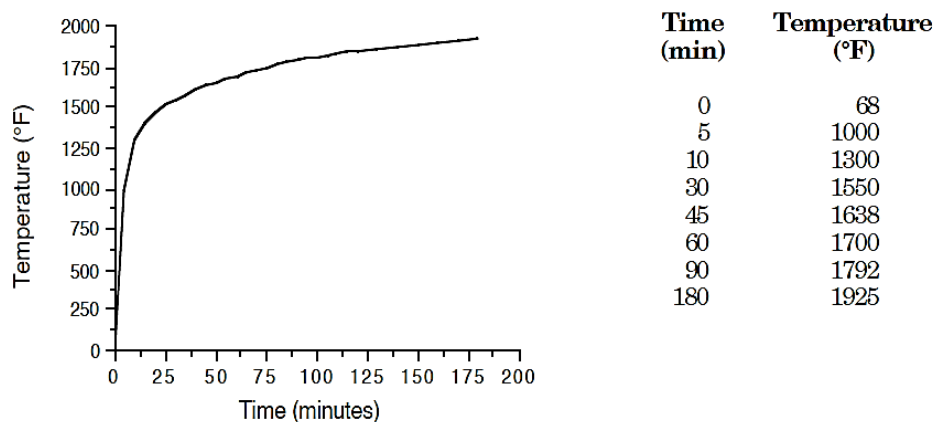


Figura 3.6 Curva d'incendio secondo ASTM E119

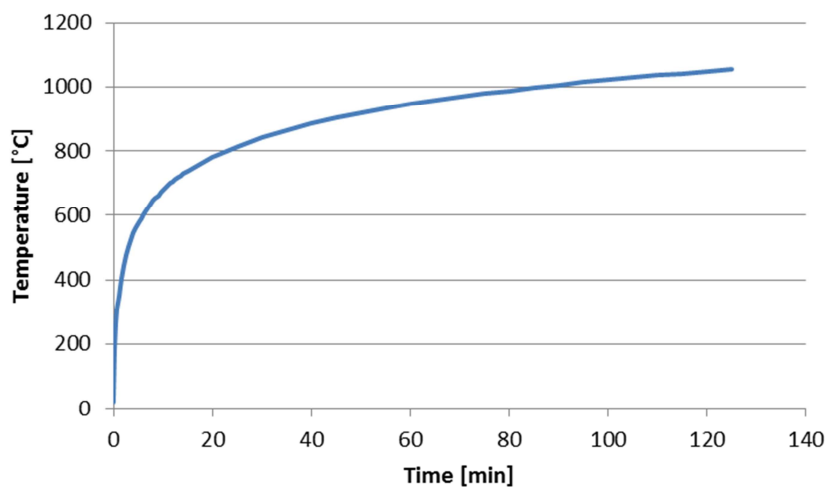


Figura 3.7 Curva d'incendio secondo gli eurocodici ISO834

Tutte le travi sono state testate al fuoco sottoposte ad un carico applicato secondo 4 punti (vincoli compresi). Per le travi non rinforzate si è applicato un carico di 50 *KN* per ciascun attuatore, di 70 *KN* per quelle rinforzate. I carichi applicati corrispondono al 55% e al 50% della capacità nominale rispettivamente delle travi non rinforzate e di quelle rinforzate in accordo con la normativa ACI 318 [5].

3.1.2. Risultati

In fig.3.8-9-10-11 sono riportati i valori delle temperature misurate dalle termocoppie nella sezione di mezzeria; per ogni trave è tracciata anche la curva d'incendio corrispondente, così come misurata dalle termocoppie interne al forno.

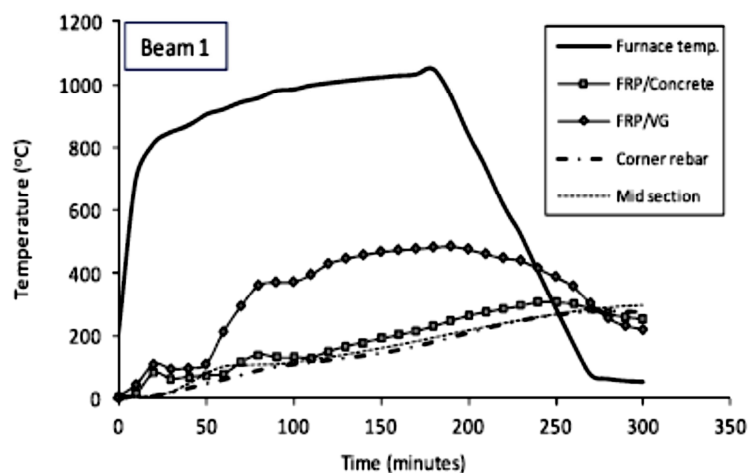


Figura 3.8 Temperature misurate dalle termocoppie nella sezione di mezzeria al variare del tempo per la trave 1.

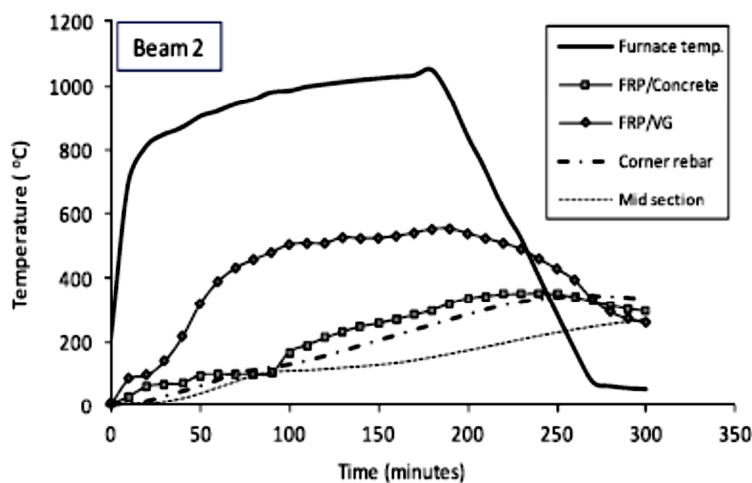


Figura 3.9 Temperature misurate dalle termocoppie nella sezione di mezzeria al variare del tempo per la trave 2.

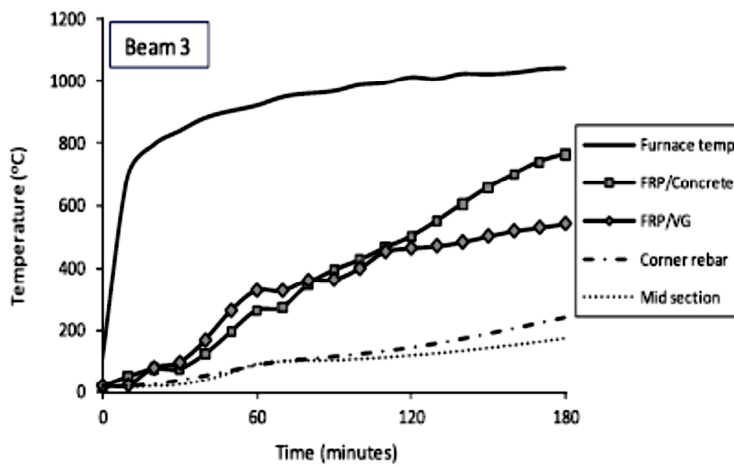


Figura 3.10 Temperature misurate dalle termocoppie nella sezione di mezzeria al variare del tempo per la trave 3.

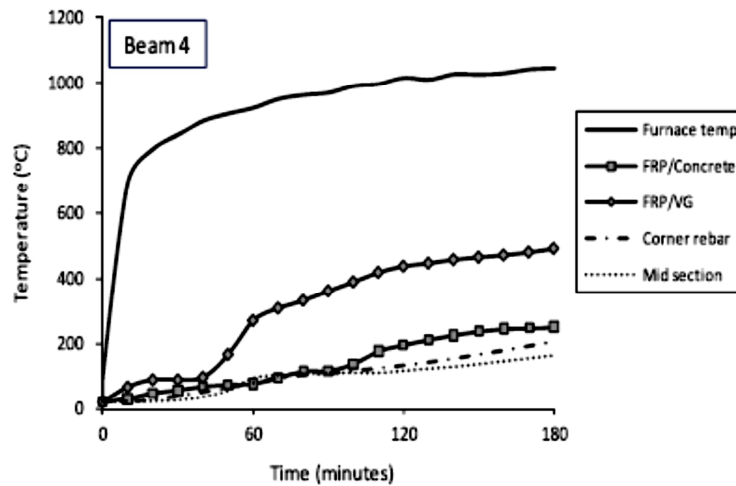


Figura 3.11 Temperature misurate dalle termocoppie nella sezione di mezzeria al variare del tempo per la trave 4.

In ciascuno dei casi si può notare inizialmente un lento aumento della temperatura seguito da un plateau intorno ai 100°C: tale fenomeno può essere attribuito all'evaporazione dell'acqua inevitabilmente presente all'interno del calcestruzzo e dell'isolante (sia libera che in legami chimici), avvenendo i passaggi di stato a temperatura costante.

In fig. xxx sono confrontate le temperature registrate in corrispondenza dell'interfaccia FRP-isolante e FRP-calcestruzzo per le diverse travi.

Dopo il tratto di plateau, di può notare un importante aumento della temperatura dovuto al deterioramento dello strato isolante a seguito della formazione di fessure nello stesso, così come rilevato da indagini visive. Si è inoltre osservato come il sistema di isolamento di tipo B, applicato sulla trave B2, inizi a fessurarsi prima del tipo A.

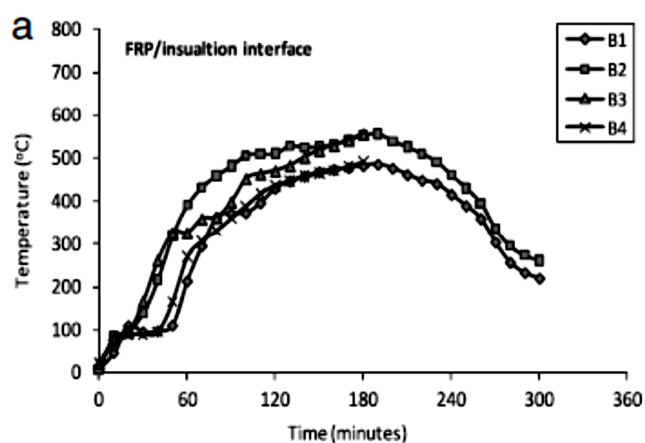


Figura 3.12 Raffronto tra le temperature all'interfaccia FRP-isolante.

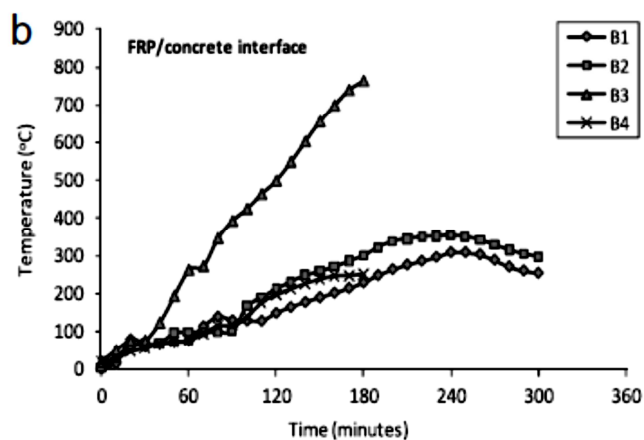


Figura 3.13 Raffronto tra le temperature all'interfaccia FRP-calcestruzzo.

Si può inoltre notare come le temperature all'interfaccia FRP-calcestruzzo crescano più lentamente rispetto all'interfaccia FRP-isolante, fatto dovuto alla formazione di uno strato carbonizzato a seguito della pirolisi della matrice che, come visto nel capitolo 1, svolge un ulteriore effetto isolante.

Per la trave B3 si ha un improvviso aumento della temperatura dopo circa 30 minuti all'interfaccia FRP-calcestruzzo a seguito di una locale delaminazione dell'isolante e del rinforzo, così come confermato dalle indagini visive.

Siccome il rinforzo esterno in FRP è più sensibile all'azione del fuoco rispetto alle barre di armatura annegate nel calcestruzzo, è importante monitorare le temperature delle stesse specialmente alle alte temperature per cui i rinforzi diventano inefficaci. In fig. 3.14 sono riportati gli andamenti delle temperature nelle armature.

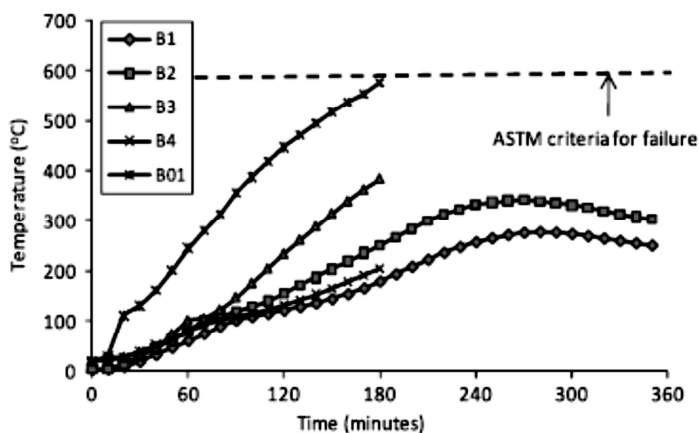


Figura 3.14 Temperature misurate dalle termocoppie in corrispondenza delle barre di armatura

Per la trave non isolata le temperature in corrispondenza delle armature sono sensibilmente più alte dei casi con la presenza di isolamento; inoltre viene raggiunto il limite massimo di temperatura dopo circa 180 minuti. Per la trave B3 il maggiore aumento di temperatura è dovuto alla delaminazione locale del rinforzo, per cui parte dell'intradosso risulta direttamente esposto all'azione del fuoco. Per la trave B2 le temperature sono leggermente più alte a causa del peggior comportamento del sistema isolante di tipo B. Si noti come per le travi

rinforzate (eccetto la B3 a seguito della delaminazione) le temperature nelle armature siano ben al di sotto dei 400 °C, mantenendo così la piena operatività. Questo aspetto sottolinea ulteriormente il fondamentale ruolo dell'isolante. La risposta strutturale delle travi può essere sinteticamente rappresentata dal grafico abbassamento in mezzeria vs. tempo in fig.3.15.

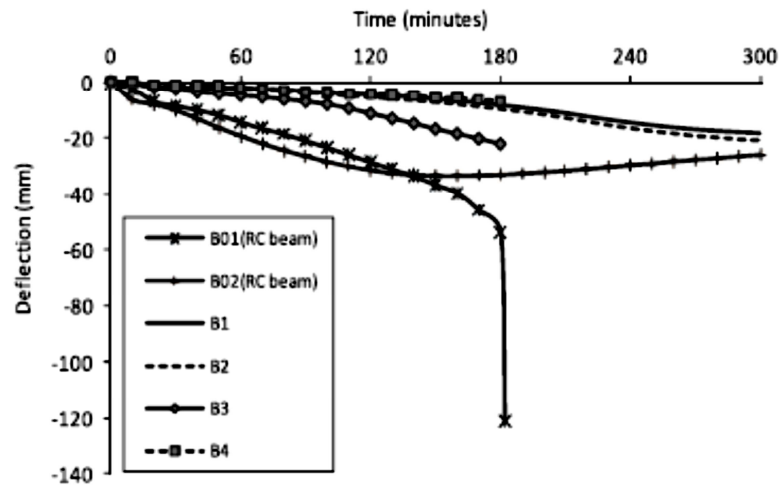


Figura 3.15 Abbassamento in mezzeria vs. tempo per le diverse travi.

Sotto l'azione del fuoco, l'abbassamento in mezzeria cresce gradualmente fino a 20 minuti; successivamente nelle travi rinforzate si ha un improvviso aumento dei valori, dovuto probabilmente alla riduzione dell'adesione tra rinforzo e supporto. Tenendo conto dell'analisi delle temperature, si ha che intorno ai 20 minuti la temperatura in corrispondenza del rinforzo raggiunge la temperatura di transizione vetrosa dell'adesivo a cui segue la perdita dell'effetto composito. Aumentando lo scorrimento relativo tra rinforzo e supporto si ha un contestuale innalzamento dell'asse neutro cui segue una maggiore fessurazione del calcestruzzo e quindi una maggiore deformabilità.

Come visto anche in precedenza, la trave B3 mostra prestazioni peggiori delle altre a seguito della delaminazione locale che causa la perdita del contributo del rinforzo ed un maggior deterioramento delle caratteristiche meccaniche del

calcestruzzo. Ciò nonostante la deflessione nella trave B3 è inferiore a quella registrata per la trave di controllo B01: ciò è dovuto al contributo del sistema isolante che, anche se in modo parziale, aiuta a contenere le temperature del calcestruzzo e, in particolare, delle barre.

Dal confronto dei valori delle travi B3 e B4 è possibile valutare l'effetto del vincolo assiale. La delaminazione del rinforzo avviene in entrambi i casi, tuttavia la trave B4 mostra abbassamenti leggermente minori. Questo risultato può essere spiegato a partire dal fatto che il vincolo assiale della trave B4 impedisce l'espansione termica per mezzo di una reazione vincolare che si traduce in un momento opposto a quello sollecitante a seguito di un effetto arco. Confrontando i valori della trave B4 con la corrispondente trave non rinforzata B02 (anch'essa vincolata assialmente) si può notare come la diversità tra i due casi sia evidente ad alte temperature, per poi ridursi nella fase di raffreddamento. In fig.3.16 è plottato il raffronto tra la reazione assiale per la trave rinforzata (B4) e quella nuda (B02). Chiaramente la trave B02 mostra reazioni maggiori in quanto non gode dell'effetto dell'isolante.

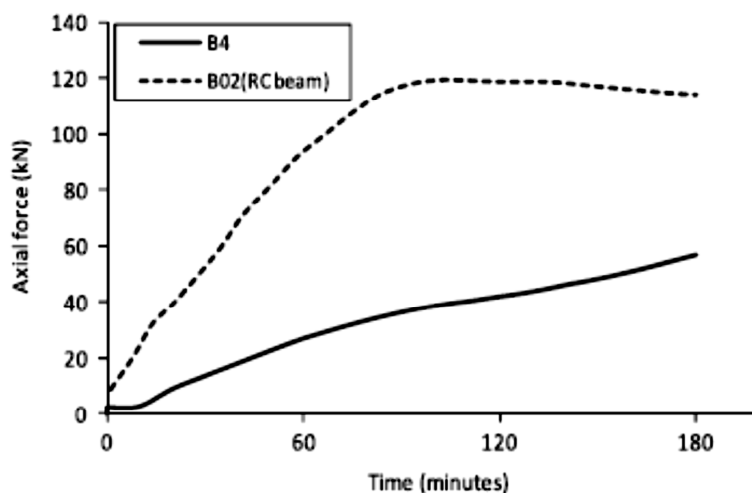


Figura 3.16 Confronto della reazione assiale per la trave rinforzata e quella nuda

Per quanto riguarda la posizione della zona di ancoraggio, nelle travi B1 e B2 essa è posta al di fuori del raggio di azione del fuoco, per cui, anche a seguito della delaminazione della porzione esposta all'azione termica, il rinforzo può funzionare secondo un effetto cavo ancorato soltanto alle estremità. Per questo motivo si riscontrano abbassamenti minori ai casi in cui il rinforzo è interamente esposto al fuoco il quale, ad un certo punto, cessa di fornire alcun contributo di tipo meccanico.

Si noti infine come nessuna trave sia collassata durante la prova, eccetto la trave di controllo B01 a seguito del raggiungimento di elevate temperature nelle armature. Ciò mostra come per carichi di servizio, nel caso in esame 50% della capacità ultima, il raggiungimento della temperatura di transizione vetrosa dell'adesivo non rappresenti un limite di collasso e che il contributo dell'isolamento è fondamentale.

3.2. La Campagna Presso l'Università di Bologna [14,22,27]

In questa indagine si sono effettuate prove sperimentali e analisi numeriche con riferimento a due tipi diversi di calcestruzzo e due tipi diversi di rinforzo. Sono stati indagati tre tempi di resistenza al fuoco pari a 30, 60 e 90 minuti utilizzando la curva caratteristica d'incendio ISO 834 (fig.3.7) per definire la variazione di temperatura dei gas intorno alle strutture esaminate.

Dal punto di vista della protezione al fuoco delle parti strutturali, è stato sottoposto a indagine il composto intumescente Thermolag 3000, secondo le modalità di applicazione indicate dal produttore. A seguito dei test al fuoco sono state condotte sui provini test non distruttivi e distruttivi atti a qualificare la capacità resistente residua dei campioni. Di seguito è presentata una sintesi comprendente le fasi maggiormente significative della campagna di prova, rimandando alla relazione completa per ulteriori dettagli.

3.2.1. Descrizione dei Provini

Sono stati confezionati 40 travetti in calcestruzzo armato gettati in opera all'interno di casseforme di due diverse tipologie tali da realizzare elementi a sezione rettangolare con dimensioni, armatura longitudinale e trasversale come indicato in fig. 3.17.

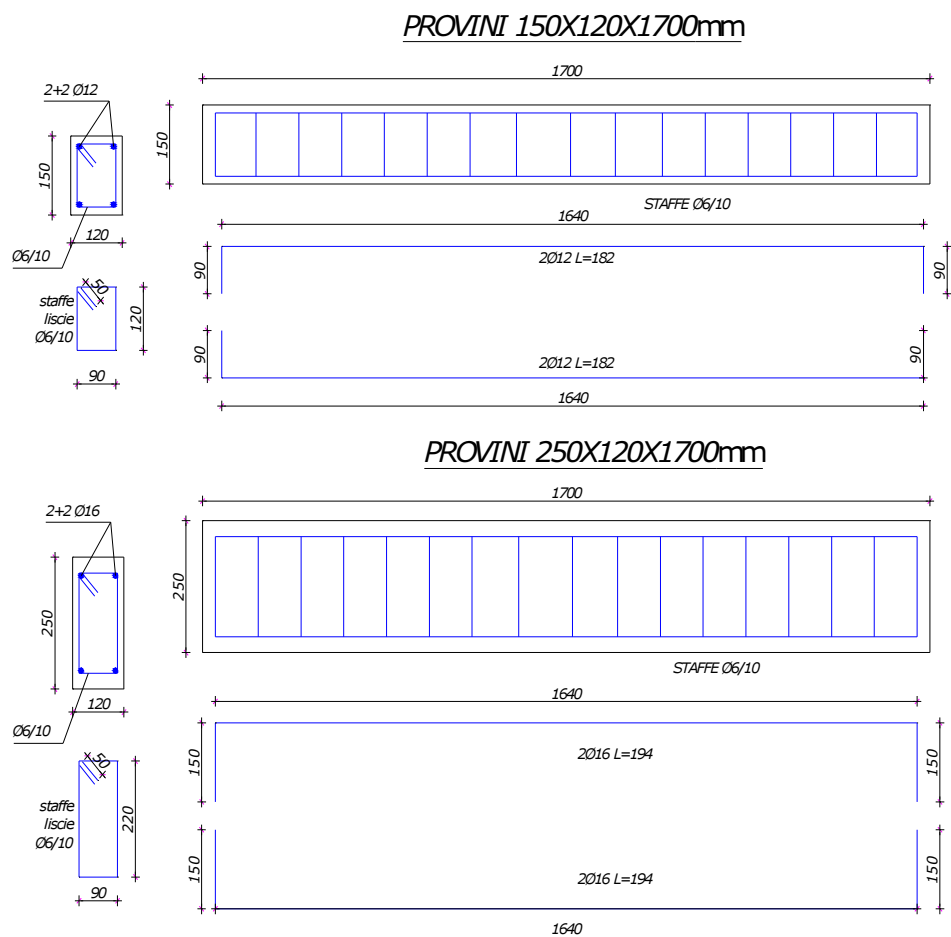


Figura 3.17 Dimensioni geometriche e armature dei provini

I provini sono suddivisi in 4 lotti ciascuno da 10 elementi, seguendo un a numerazione da 1 a 40. Dette serie si contraddistinguono per il trattamento termico subito:

- serie 0, non sottoposta a riscaldamento (da 31 a 40);

- serie 1, riscaldamento di durata 30 minuti (da 1 a 10);
- serie 2, riscaldamento di durata 60 minuti (da 11 a 20);
- serie 3, riscaldamento di durata 90 minuti (da 21 a 30).

Ogni serie è costituita dal medesimo assortimento in termini di provini, come schematizzato in fig.3.18; la ripetitività dell'assortimento è voluta al fine di poter eseguire un confronto, in termini prestazionali, tra elementi integri ed elementi che a causa del riscaldamento hanno subito un danneggiamento sempre più significativo.

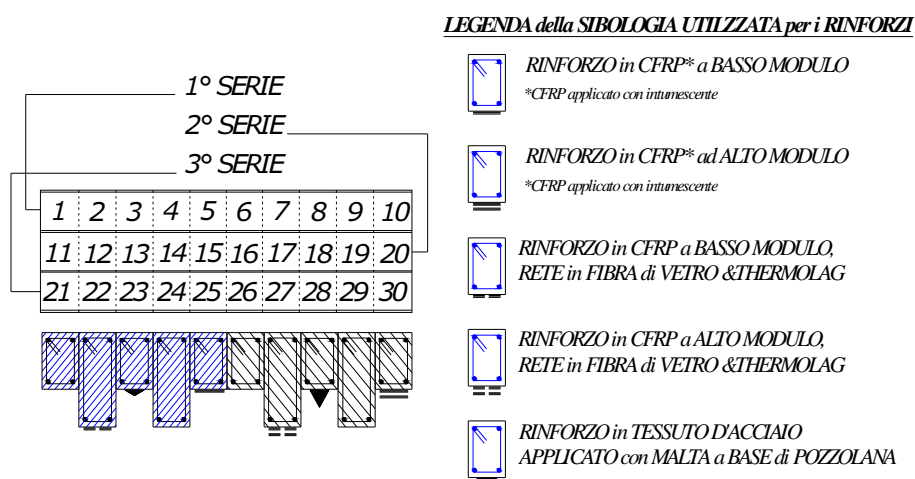


Figura 3.18: assortimento dei travetti sottoposti ad incendio

Ciascuna serie è costituita da 6 travetti alti 150 mm e 4 aventi altezza 250 mm, composti a formare una lastra di chiusura del forno (fig.3.19).

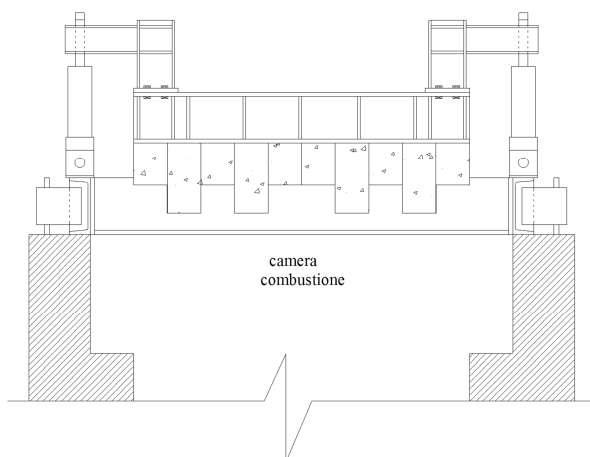


Figura 3.19 Vista del set-up di prova

In fig.3.18, con coloritura blu sono individuati i provini realizzati in calcestruzzo di classe C20/25, mentre in nero si rappresentano quelli realizzati in calcestruzzo di classe C35/45. Tutta l'armatura disposta all'interno dei travetti è costituita da acciaio per cemento armato B450C. Il simbolo, eventualmente presente sulla faccia inferiore, individua il tipo di rinforzo applicato all'intradosso; a tal proposito si precisa che sono state realizzate e conseguentemente testate al fuoco, tre tipologie di rinforzi esterni applicati unicamente all'intradosso dei travetti:

- a) Tre strati di tessuto unidirezionale di carbonio, spessore 0,22 mm, modulo 230 GPa;
- b) Due strati di tessuto unidirezionale di carbonio, spessore 0,22 mm, modulo 390 GPa;
- c) Uno strato di tessuto unidirezionale di microtrefoli di acciaio con spessore 0,19 mm.

Per ciò che concerne l'incollaggio dei rinforzi: le strisce di CFRP sono state applicate mediante resina epossidica, mentre il tessuto in acciaio mediante malta pozzolanica modificata.

ESPERIENZE PRECEDENTI

In tabella 3.1 e 3.2 si riporta la descrizione dettagliata delle caratteristiche dei provini con relativa indicazione di numero e sigla ad essi associati per la classificazione

N°	Sigla	Caratteristiche
1,11,21	S20	Altezza 150mm, calcestruzzo C20/25, nessun rinforzo applicato
2,12,22	H20f_3l&t	Altezza 250mm, calcestruzzo C20/25, 3 strati di fibra a basso modulo applicata con resina epossidica, strato protettivo composto da rete in fibra di vetro e applicazione successiva di Thermolag 3000
3,13,23	S20N	Altezza 150mm, calcestruzzo C20/25, rinforzo in tessuto d'acciaio monodirezionale applicato attraverso malta pozzolanica
4,14,24	H20	Altezza 250mm, calcestruzzo C20/25, nessun rinforzo applicato
5,15,25	S20f_2l&t	Altezza 150mm, calcestruzzo C20/25, 2 strati di fibra a basso modulo applicata con Thermolag 3000, strato protettivo eseguito mediante applicazione successiva di Thermolag 3000
6,16,26	S35	Altezza 150mm, calcestruzzo C35/45, nessun rinforzo applicato
7,17,27	H35f_2h&t	Altezza 250mm, calcestruzzo C35/45, 2 strati di fibra ad alto modulo applicata con resina epossidica, strato protettivo composta da rete in fibra di vetro e applicazione successiva di Thermolag 3000
8,18,28	S35N	Altezza 150mm, calcestruzzo C35/45, rinforzo in tessuto d'acciaio monodirezionale applicato attraverso malta pozzolanica
9,19,29	H35	Altezza 250mm, calcestruzzo C35/45, nessun rinforzo applicato
10,20,30	S35f_1h	Altezza 150mm, calcestruzzo C35/45, 1 strato di fibra ad alto modulo applicata con Thermolag 3000, strato protettivo eseguito mediante applicazione successiva di Thermolag 3000

Tabella 3.1: riassunto delle caratteristiche dei provini sottoposti a trattamento termico.

N°	Sigla	Caratteristiche
31	S20f_2l	Altezza 150mm, C20/25, 2 strati di fibra a basso modulo applicata con resina epossidica
32	H20f_3l	Altezza 250mm, C20/25, 3 strati di fibra a basso modulo applicata con resina epossidica
33	S20N	Altezza 150mm, C20/25, rinforzo in tessuto d'acciaio monodirezionale applicato attraverso malta pozzolanica
34	H20f_3l&t	Altezza 250mm, C20/25, 3 strati di fibra a basso modulo applicata con resina epossidica, strato protettivo eseguito mediante applicazione successiva di termolag
35	S20	Altezza 150mm, C20/25, nessun rinforzo applicato

36	S35	Altezza 150mm, calcestruzzo C35/45, nessun rinforzo applicato
37	H35f_2h	Altezza 250mm, calcestruzzo C35/45, 2 strati di fibra ad alto modulo applicata con resina epossidica
38	S35f_1h	Altezza 150mm, calcestruzzo C35/45, 1 strato di fibra ad alto modulo applicata con resina epossidica
39	H35f_2h&t	Altezza 250mm, calcestruzzo C35/45, 2 strati di fibra a alto modulo applicata con resina epossidica, strato protettivo eseguito mediante applicazione successiva di Thermolag 3000
40	S35N	Altezza 150mm, calcestruzzo C35/45, rinforzo in tessuto d'acciaio monodirezionale applicato attraverso malta pozzolanica

Tabella 3.2: riassunto delle caratteristiche dei provini di riferimento

3.2.2. Descrizione dei materiali impiegati

Di seguito, in tabella 3.3 e 3.4 sono riportate le proprietà meccaniche, rispettivamente, di calcestruzzo ed acciaio

TIPO	f_{ck} [MPa]	$f_{ck,cube}$ [MPa]	f_{cm} [MPa]	f_{ctm} [MPa]	E_{cm} [GPa]
C20/25	20	25	28	2,2	30
C35/45	35	45	43	3,2	34

Tabella 3.3: caratteristiche meccaniche dei calcestruzzi impiegati

TIPO	$f_{y,nom}$ [MPa]	$f_{t,nom}$ [MPa]	$f_{y,k}$ [MPa]	$f_{t,k}$ [MPa]	E_s [MPa]
B450C	450	540	450	550	205000

Tabella 3.4: caratteristiche meccaniche dell'acciaio impiegato per le armature longitudinali e trasversali.

Per quanto riguarda i rinforzi in CFRP sono stati impiegati nastri unidirezionali a basso e ad alto modulo ed un rinforzo in tessuto di armatura unidirezionale in filamenti d'acciaio, Kimisteel 1550[®] (KIMIA). In tabella 3.5 si ha un riassunto delle proprietà dei rinforzi.

RINFORZI	w [g/m ²]	t_f [mm]	b_f [mm]	E_f [GPa]
CFRP basso modulo	400	0,22	100	235
CFRP alto modulo	400	0,22	100	390

Kimisteel 1500	1528	0,19	100	260
----------------	------	------	-----	-----

Tabella 3.5: caratteristiche meccaniche delle fibre utilizzate per il rinforzo all'intradosso

I rinforzi in CFRP sono incollati al substrato in calcestruzzo attraverso l'impiego di resina epossidica Sikadur31CF[®], adesivo bicomponente, la cui scheda tecnica è riportata nella relazione di prova [27].

Il rinforzo in tessuto di armatura unidirezionale in filamenti d'acciaio, Kimisteel 1550[®], è applicato tramite malta pronta all'uso Limepor Kimisteel[®]. La matrice del sistema di rinforzo è costituita da una miscela di leganti idraulici con aggiunta di pozzolana; uno strato di malta con spessore pari a tre millimetri risulta idoneo ad inglobare il rinforzo in fibra metallica.

3.2.3. Test di Riscaldamento in Forno

L'incendio è riprodotto nel forno all'interno della camera di combustione dotata di bruciatori a gas e sistema di estrazione fumi servo controllato per seguire la curva d'incendio desiderata. Gli elementi sottoposti a riscaldamento, affiancati tra loro secondo lo schema di fig.3.19, sono posti a chiudere la sommità della scatola refrattaria; il test, pertanto, simula ciò che accade all'interno di una stanza in cui si sviluppa un incendio in grado di lambire l'intradosso del solaio.

Si noti come la disposizione dei provini, alternanza di elementi alti e bassi, consenta di studiare gli effetti indotti da trattamento termico sia su elementi con tre lati esposti che su elementi in cui solo il fondo è direttamente interessato dall'evento, esposizione tipica rispettivamente di travi emergenti e travi contenute nello spessore del solaio.

Le travi di prova sono inserite all'interno di un telaio metallico, in corrispondenza della mezzeria del quale sono presenti gli agganci per i due martinetti operanti in trazione. Detti pistoni, attraverso una trave di ripartizione a essi collegata e posta sull'asse di mezzeria delle travi testate, generano sugli elementi in calcestruzzo un'azione approssimabile al carico portato in condizioni di esercizio. Occorre tuttavia considerare che, essendo presenti

elementi di differente rigidità, il carico si ripartisce in maniera non uniforme tra i travetti che compongono il coperchio del forno.

3.2.4. Descrizione del sistema di monitoraggio delle temperature e degli abbassamenti

Le temperature sono misurate, nel corso dei test in forno, attraverso termocoppie introdotte all'interno dei campioni in calcestruzzo a differenti distanze dall'intradosso. Allo scopo di ottenere le temperature per ciascun tipo di provino e di rinforzo indagato, sono stati strumentati per la 1^a serie i travetti da 1 a 5, per la 2^a serie i travetti da 11 a 15 e per la 3^a serie i travetti da 21 a 25. Ciascuno dei 5 provini strumentati è stato dotato di 4 sistemi di rilevazione alloggiati all'interno di fori eseguiti preventivamente sul travetto secondo lo schema indicato in fig.3.20. Ulteriori termocoppie di controllo rilevano la temperatura della camera di combustione. Le termocoppie sono numerate progressivamente da 1 a 20 partendo dalla trave 1, 11 o 21 a seconda della serie in esame. Il monitoraggio dell'intero sistema avviene pressoché in continuo con stampa finale dei tabulati minuto per minuto per ogni strumento.

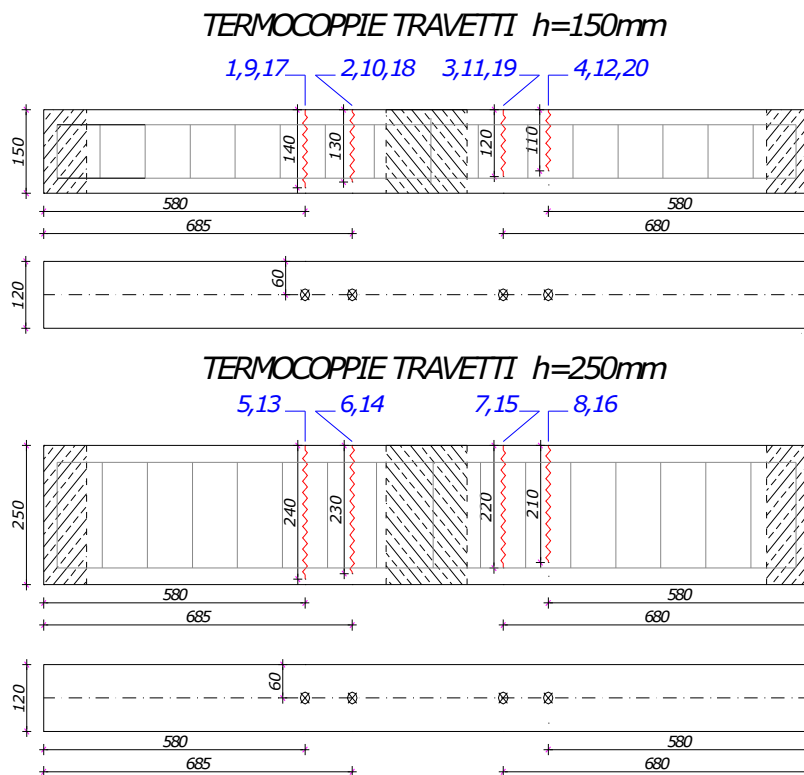


Figura 3.20: vista prospettica ed in pianta della collocazione delle termocoppie sui primi 5 provini.

Durante le prove al fuoco vengono monitorati anche gli abbassamenti in prossimità della mezzeria strutturale. La freccia è valutata attraverso 6 flessimetri, per il cui posizionamento si rimanda alla fig.3.21. In ogni test sono quindi misurate le deflessioni di: tutte le travi in calcestruzzo di classe C20/25 e del provino S35 in calcestruzzo di classe C35/45

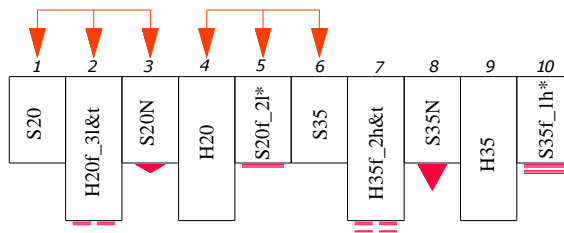


Figura 3.21: schema di disposizione dei flessimetri

3.2.5. Risultati – Le Temperature

Di seguito vengono riportati i risultati, in termini di temperature misurate dalle termocoppie, per i travetti:

- aventi dimensione $120 \cdot 150 \text{ mm}^2$,
- confezionati con calcestruzzo classe C20/25,
- egualmente esposti al carico termico, ovvero con base inferiore a diretto contatto con l'incendio;
- che si diversificano solo per il tipo di rinforzo applicato all'intradosso, con 1-11-21 nessun rinforzo, 3-13-23 rete applicata con malta pozzolanica e 5-15-25 fibra applicata con Thermolag 3000 (applicati 3 strati di intumescente).

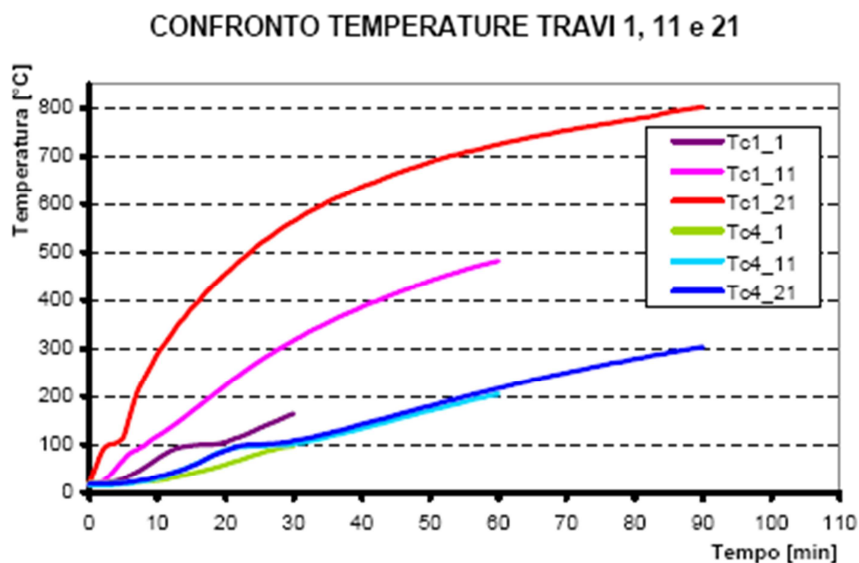


Figura 3.22: andamento delle temperature alle profondità -10mm e -40mm, trave S20, 1^a, 2^a, 3^a serie.

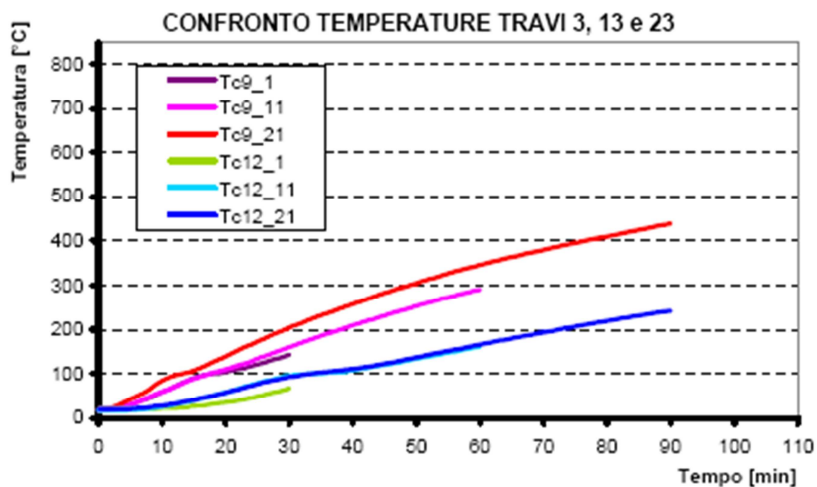


Figura 3.23: andamento delle temperature alle profondità -10mm e -40mm, trave S20N, 1^a, 2^a, 3^a serie.

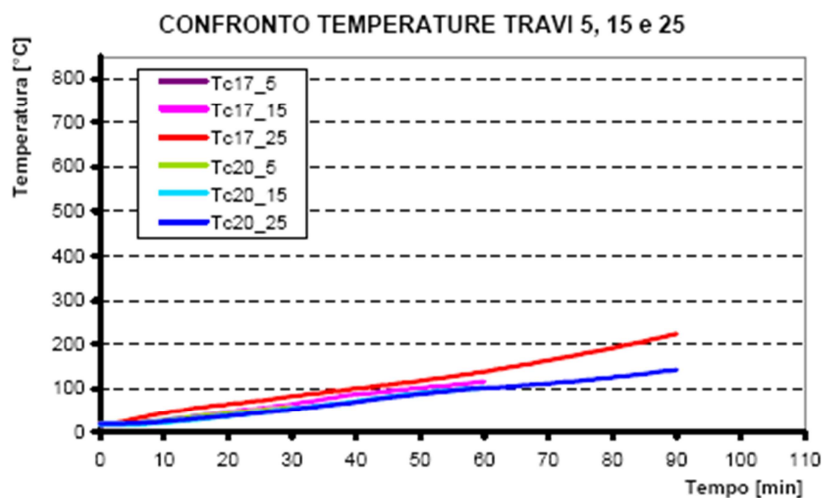


Figura 24: andamento delle temperature alle profondità -10mm e -40mm, trave S20f_2l, 1^a, 2^a, 3^a serie.

Si analizza in primo luogo l'efficacia in termini d'isolamento termico dello strato protettivo applicato all'intradosso. Si noti come il crescente isolamento termico prodotto dalla malta pozzolanica e, più efficacemente, dall'intumescente riduca il surriscaldamento del fondo trave; il contenimento delle temperature, ad

opera del materiale applicato al fondo, diventa meno efficace tanto più ci si allontana dalla superficie esposta.

Nelle curve di surriscaldamento si nota il plateau in corrispondenza della temperatura di 100°C già riscontrato nella campagna di Kodur et al..

Oltre ad essere legato alla quantità di umidità nell'impasto del calcestruzzo, il fenomeno è dipende anche al rapporto tra volume del provino e superficie libera attraverso la quale l'acqua sotto forma di vapore può fuoriuscire dal campione.

Il comportamento sperimentale dei tre provini S20 mostra chiaramente gli effetti indotti dalla variazione di contenuto d'acqua; preso ad esempio il provino 21, sottoposto al fuoco per 90 minuti, è evidente come esso sia soggetto ad un surriscaldamento del fondo notevolmente più accentuato se confrontato con gli andamenti degli analoghi 11 e 1, si veda fig. 5.13. Il più rapido surriscaldamento del provino 21 può ragionevolmente essere correlato alla riduzione del contenuto d'acqua iniziale; detta ipotesi è giustificata dall'analoga riduzione temporale del tratto a temperatura costante rilevato sperimentalmente: 11 min di durata per il travetto 1, meno maturo e testato nel mese di gennaio, contro 5 min di ampiezza per il travetto 21.

L'applicazione di strati protettivi quali malta pozzolanica o resina intumescente, isolando il calcestruzzo sottostante, porta ad un'ulteriore riduzione della superficie attraverso la quale il volume di calcestruzzo può interagire con l'ambiente esterno. Per questo motivo, i provini S20N ed S20f_21 hanno subito surriscaldamenti pressoché identici durante tutti i test.

Nelle fig.3.25 e 3.26 sono presentati gli incrementi delle temperature nel tempo per i provini della serie H aventi dimensione 120x250 mm². In fig.3.25 è riportato l'andamento dei surriscaldamenti per i travetti rinforzati con CFRP rivestito con intumescente, mentre in fig.3.26 è diagrammato l'andamento delle temperature negli esemplari privi di rinforzo esterno e protezione al fuoco.

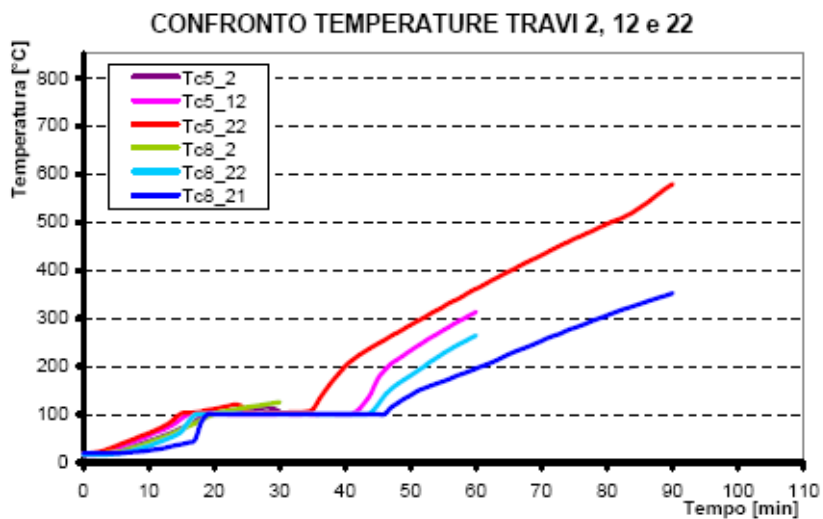


Figura 25: andamento delle temperature alle profondità -10mm e -40mm, trave H20f_3l&t , 1^a, 2^a, 3^a serie

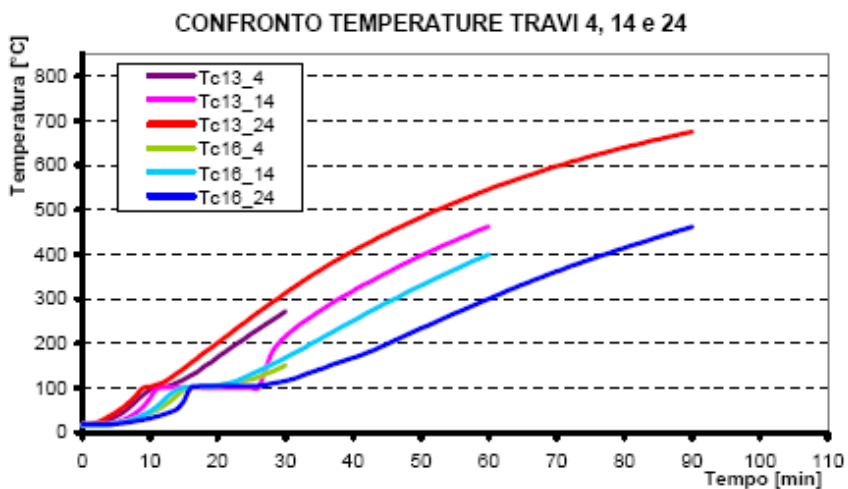


Figura 26: andamento delle temperature alle profondità -10mm e -40mm, trave H20, 1^a, 2^a, 3^a serie

Le travi serie H, dotate di protezione con Thermolag3000, mostrano i medesimi benefici in termini di isolamento dal calore e riduzione della superficie traspirante; ovvero si apprezza un prolungamento del tratto costante a parità di contenuto d'acqua iniziale rispetto alla condizione non protetta, fenomeno già evidenziato nelle travi serie S.

Il quadro complessivo di risposta dei campioni, fornito dal monitoraggio delle temperature, mette in risalto alcuni aspetti salienti in merito al comportamento dei provini:

- ripetitività della forma del profilo di temperatura per le travi caratterizzate dal medesimo rinforzo all'intradosso;
- maggiore surriscaldamento di travi esposte su tre lati rispetto a provini interessati dall'incendio solo al fondo, questo a parità di rinforzo applicato all'intradosso;
- tratti di vaporizzazione dell'umidità a temperatura costante meno pronunciati per travi con altezza pari a 150 mm rispetto ai provini alti 250 mm;
- efficace contenimento delle temperature per travi protette attraverso intonaco pozzolanico o intumescente. Tale efficacia diminuisce con l'aumento della durata dell'incendio.

3.2.6. Risultati - Gli Abbassamenti

Durante il corso della prova al fuoco, ad istanti regolari di tempo, sono stati letti i dati degli abbassamenti in mezzeria dai flessimetri installati come da fig.3.21. Disposto il sistema metallico contenente le dieci travi al di sopra del forno, si è proceduto all'applicazione di un carico di assestamento e successivamente all'assegnazione del carico di esercizio. Trascorso il tempo necessario affinché le deflessioni si attestassero su valori stabili (15 minuti), è stata eseguita la lettura 0 di assestamento e la lettura 1 relativa alla deformazione a freddo indotta dal carico di esercizio (corrispondente ad una pressione $P = 280$ bar pari a circa 40 kN di forza per ciascun martinetto). Dopo aver caricato il sistema e acceso i bruciatori della camera di combustione, la prova al fuoco ha avuto inizio. Per quanto riguarda la prima e la seconda serie, il monitoraggio degli abbassamenti è stato eseguito con una frequenza di 5 minuti, mentre per il terzo lotto ogni 10 minuti.

In fig.3.27 è riportato l'andamento delle frecce in mezzeria per tutte le travi di tutti i lotti: in particolare in curva continua è rappresentata la prova di durata intermedia (60 minuti); si noti che travi poste nella medesima posizione caratterizzate dallo stesso rinforzo sono rappresentate attraverso la medesima colorazione degli indicatori.

Il tratto ascendente delle curve di fig.3.27 delinea il comportamento del sistema in fase di raffreddamento (bruciatori spenti, prova conclusa) e allo scarico dei pistoni.

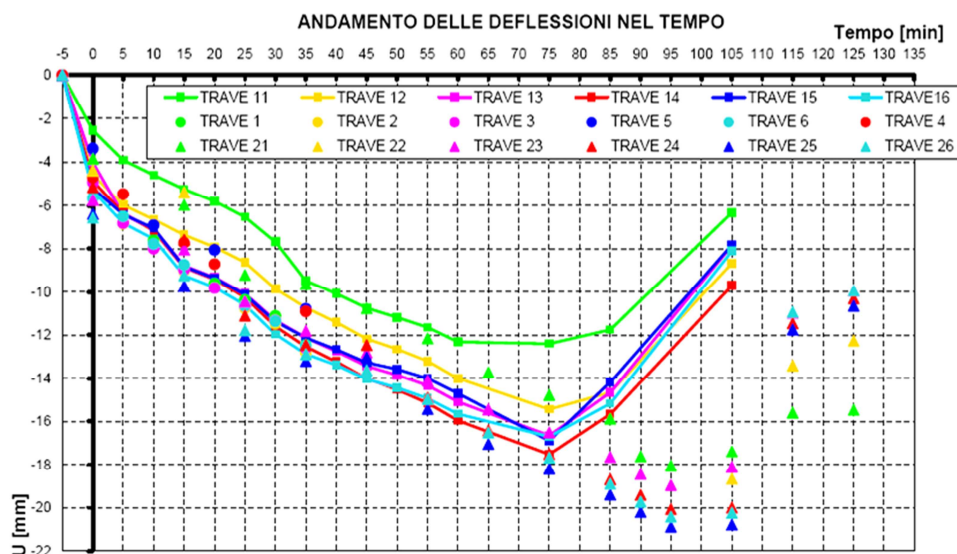


Figura 3.27: andamento degli abbassamenti dei provini durante i test al fuoco; 1^a, 2^a, 3^a serie

Tutti i test hanno fornito curve di deflessione molto vicine tra loro ed approssimabili ad una curva media; ciò è dovuto alla notevole rigidità della trave di ripartizione che è stata in grado di imporre uguali spostamenti a tutti i travetti.

La definizione delle curve di abbassamento nel tempo è molto importante poiché noto il carico complessivo applicato, noto il comportamento della trave di ripartizione e noti i profili di temperatura sui provini, risulta possibile indagare a livello sperimentale la curva di decadimento delle proprietà meccaniche dei materiali sottoposti a trattamento termico a partire dai movimenti misurati.

Passando da un riscaldamento di 30 a 60, ed infine a 90 minuti si ottengono frecce massime che si attestano rispettivamente su:

$$f_{30} = \frac{1}{125}L \rightarrow f_{60} = \frac{1,5}{125}L \rightarrow f_{90} = \frac{1,6}{125}L,$$

In modo analogo, le temperature massime sono nel rapporto 1,000 : 1,125 : 1,200.

Come si nota, la riduzione di rigidezza, che è legata all'incremento di temperatura media, segue un andamento che risulta: meno che proporzionale al tempo di esposizione e più che proporzionale alla temperatura massima raggiunta; triplicando infatti la durata dell'evento gli abbassamenti aumentano del 60% mentre la massima temperatura ha un innalzamento contenuto al 20%.

Di seguito sono riportati gli andamenti di temperatura e abbassamenti in funzione della durata dell'esposizione al fuoco; ogni grafico è relativo a uno specifico programma di rinforzo e isolamento.

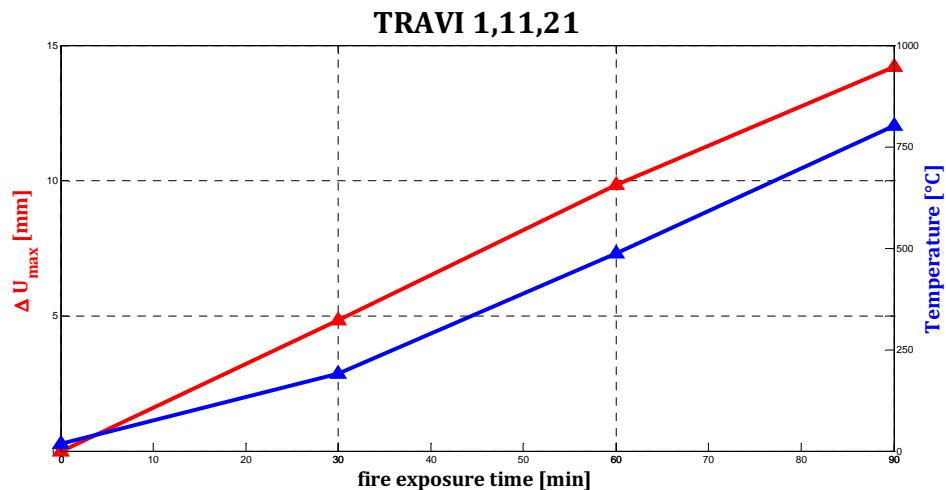


Figura 3.28 Temperatura raggiunta e spostamento massimo per diversi tempi di esposizione al fuoco per le travi S20.

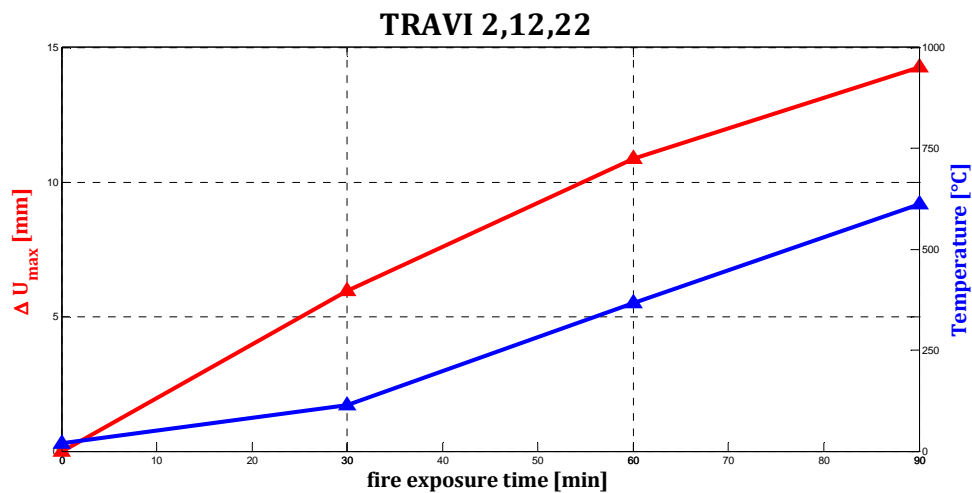


Figura 3.29 Temperatura raggiunta e spostamento massimo per diversi tempi di esposizione al fuoco per le travi H20f_31&t.

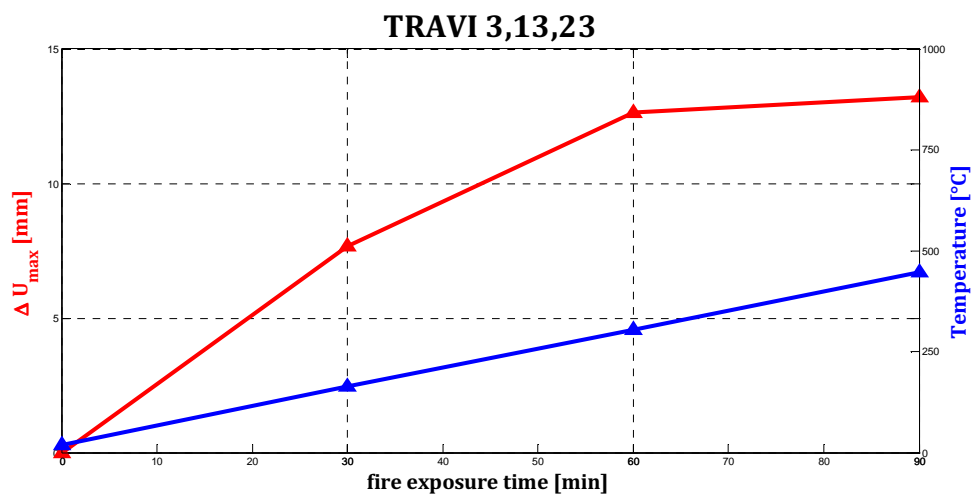


Figura 3.30 Temperatura raggiunta e spostamento massimo per diversi tempi di esposizione al fuoco per le travi S20N.

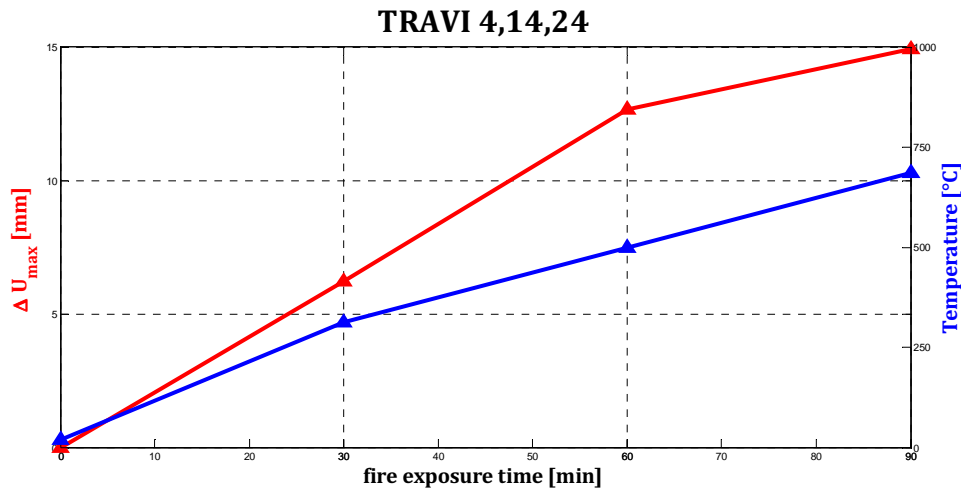


Figura 3.31 Temperatura raggiunta e spostamento massimo per diversi tempi di esposizione al fuoco per le travi H20.

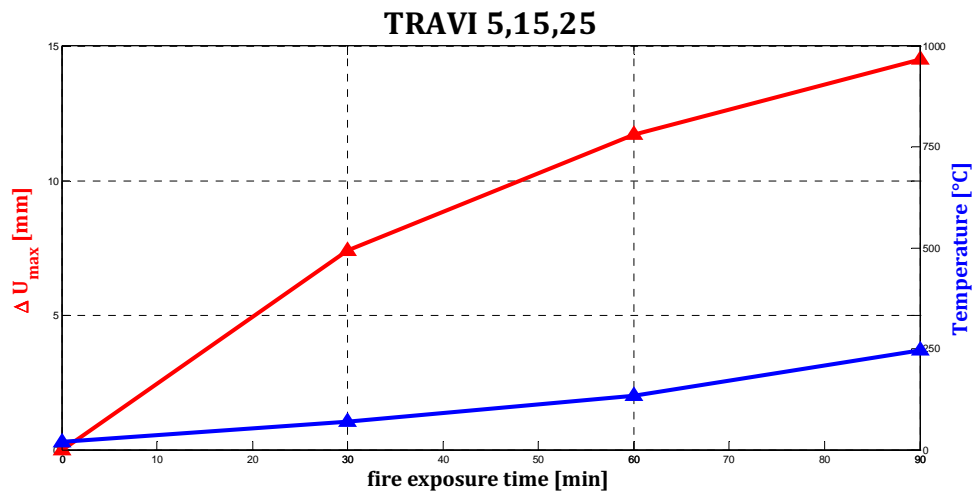


Figura 3.32 Temperatura raggiunta e spostamento massimo per diversi tempi di esposizione al fuoco per le travi S20f_2l&t.

Per quel che riguarda le travi S20 (fig.3.28) si nota una diminuzione della rigidità quasi lineare con il tempo di esposizione, dovuta probabilmente alle buone proprietà del calcestruzzo con la temperatura, che non permette crolli drammatici delle proprietà meccaniche.

Le travi H20f_3l& (fig.3.29) mostrano un contenuto aumento della temperatura(grazie all'isolante) ma una più rapida degradazione della rigidezza,

sulla quale ha molta influenza il contributo del rinforzo. Le fibre di carbonio sono infatti molto sensibili alle alte temperature, ed il fatto che l'ultimo tratto degli spostamenti sia meno pendente degli precedenti indica che il contributo delle fibre si è ridimensionato già prima dei 60 minuti di esposizione.

Questo effetto è tanto più marcato per le travi S20N (fig.3.30), dove il rinforzo è stato chiaramente distrutto prima dei 60 minuti: il calo di rigidezza tra i 60 e i 90 minuti è sicuramente dovuto al solo calo delle prestazioni del calcestruzzo. La malta pozzolanica mostra un ottimo comportamento isolante.

Le travi H40 (fig.3.31) sono come le travi S20, ma più alte. Il minor valore della temperatura registrata a 90 minuti del primo tipo rispetto al secondo appare un poco anomalo, mentre la minor rigidezza deriva dal fatto che l'elemento più alto è esposto al fuoco anche ai lati, per cui il calore ne compromette le proprietà in modo più diffuso.

Per le travi S20f_21&t (fig.3.32) si ha un ottimo contenimento delle temperature, ma un'inefficace azione del rinforzo sulla rigidezza, fatto probabilmente dovuto all'uso del thomlag3000 come adesivo, dimostratosi non adatto.

NOTA METODOLOGICA:

I grafici mostrano delle criticità. Innanzitutto c'è una piccola lacuna nei dati, infatti lo spostamento a 90 minuti della serie 2 non è registrato per 90 e 95 minuti e il valore utilizzato è corrispondente a 105 minuti. La criticità maggiore riguarda gli spostamenti al tempo 0 dovuti al solo carico di esercizio. Infatti, per il medesimo tipo di trave si riscontrano valori dell'abbassamento iniziale molto diversi per le durante le 3 diverse prove. Per ovviare a questo inconveniente si è preferito valutare come quantità di interesse la differenza tra l'abbassamento massimo al tempo di esposizione desiderato (30,60,90) e l'abbassamento iniziale corrispondente; non avrebbe avuto molto senso infatti plottare gli spostamenti assoluti.

4. LA CAMPAGNA SPERIMENTALE

4.1. Descrizione della Campagna Sperimentale

La campagna sperimentale oggetto di questa tesi consiste nell'indagare il comportamento al fuoco di travetti di cemento armato rinforzati con fibre di basalto, incollati mediante una particolare malta ed eventualmente isolati con l'intumescente Thermolag3000. In più si prosegue con l'esecuzione di prove di pull-out sui travetti della campagna descritta al punto 3.2 per ottenere ulteriori dati utili a fini comparativi.

Sono stati realizzati 18 provini divisi in 3 serie, ciascuna delle quali verrà sottoposta ad una durata dell'incendio via via crescente. Per la durata d'incendio più alta non si testano i travetti sprovvisti del cappotto intumescente, che, invece, verranno testati a freddo come metro di riferimento.

In questa tesi non è riportata tutta la campagna sperimentale, che rientra in un'attività ben più ampia, bensì le fasi di progetto e le prove preliminari. È importante verificare la qualità dell'impregnamento tra la malta e la fibra, per cui si eseguono prove di pull-out.

In generale sono realizzati tre tipi di travetti in cemento armato, indicati rispettivamente con la sigla B, F e S. Tali sigle corrispondono alla modalità di rottura del travetto nudo non rinforzato a temperatura ambiente; a seconda del tipo di travetto è applicato un rinforzo a taglio e/o a flessione per raggiungere all'incirca una situazione di rottura bilanciata.

Sostanzialmente, la campagna in questione si basa su prove di flessione a 4 punti da eseguirsi secondo il layout di fig.4.1 su tutti i provini rinforzati e sottoposti all'incendio. Il travetto è in una configurazione pressoché simmetrica,

tuttavia viene caricato con una leggerà eccentricità, al fine di mettere in risalto la sezione in cui si verificherà la sollecitazione di momento massimo.

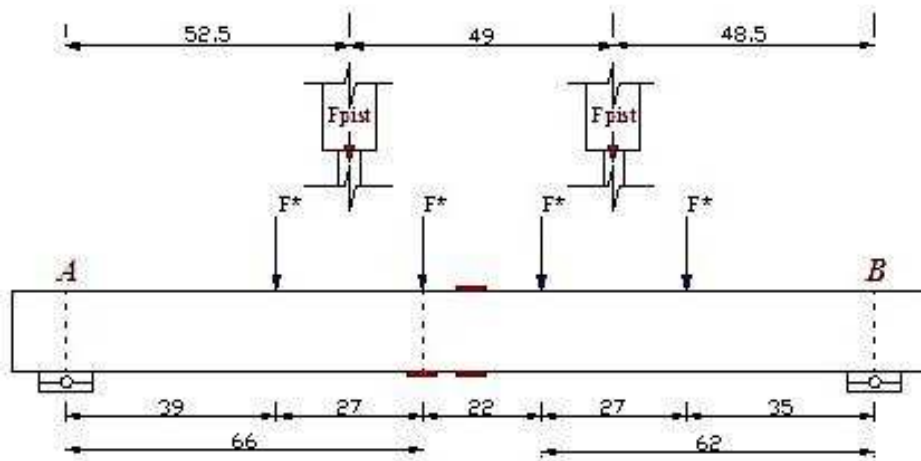


Figura 4.1 Layout prova a flessione a 4 punti

A seguito dei test e dei meccanismi di rottura verrà valutata l'efficienza dei rinforzi a flessione e taglio.

Inoltre, una serie di termocoppie è deputata alla misura delle temperature in vari punti dei travetti, che verranno confrontate con quelle previste dal modello agli elementi finiti presentato al capitolo 5. Nei futuri sviluppi del progetto di ricerca è prevista la realizzazione di un modello FEM non lineare per la valutazione della capacità portante al variare della temperatura sulla linea proposta da Kodur (punto 2.5) e della capacità portante residua a seguito del riscaldamento e successivo raffreddamento.

4.2. Dimensioni e Armatura dei Travetti in C.A.

I 3 tipi di travetti in c.a. sono armati secondo le indicazioni in tabella 4.1.

TRAVE	ARM. LONG.	A_s [mm^2]	ARM. TRASV.	A_{sw} [mm^2]
B	2 + 2 Φ 16	402	Φ 12/125 mm	56
F	2 + 2 Φ 12	226	Φ 12/125 mm	56

S	2 + 2 Φ 20	628	Φ 12/125 mm	56
---	-----------------	-----	------------------	----

Tabella 4.1 Quantità di armatura longitudinale e trasversale per i diversi travetti.

Per la disposizione dei ferri all'interno dei diversi travetti si rimanda alle fig.4.3-4-5, al termine del paragrafo 4.2.

4.2.1. Proprietà di Acciaio e Calcestruzzo

ACCIAIO:

$$f_{yk} = 450 \text{ MPa}$$

$$f_{tk} = 540 \text{ MPa}$$

$$f_{ym} = f_{yk} + 10 \text{ MPa} = 460 \text{ MPa}$$

$$f_{tm} = f_{tk} + 20 \text{ MPa} = 560 \text{ MPa}$$

CALCESTRUZZO:

$$R_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

$$f_{ck} = 25 \text{ MPa}$$

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \text{ MPa} = 33 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} = 2,6 \text{ MPa}$$

$$E_c = 31 \text{ GPa}$$

$$\varepsilon_c = 0,35\%$$

4.2.2. Calcolo delle Travi

Dalla risoluzione dello schema statico di fig.4.1, risultano i seguenti diagrammi del momento flettente e del taglio:

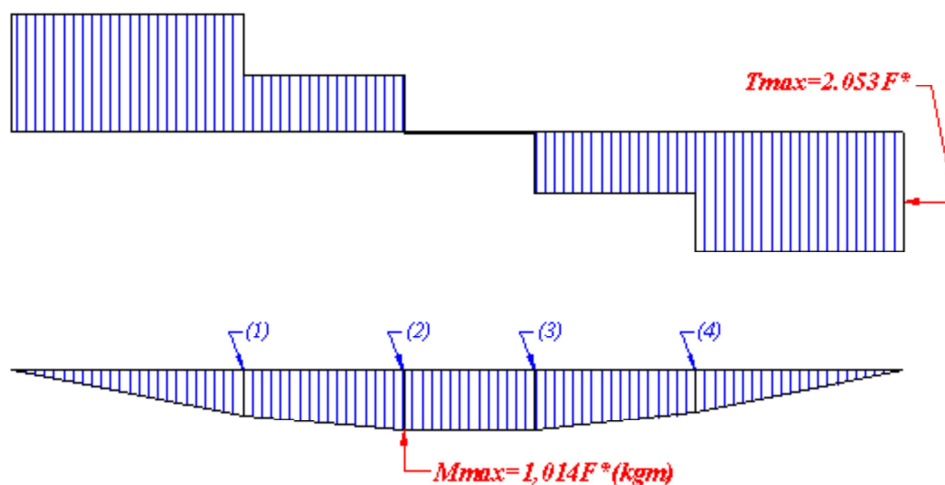


Figura 4.2 Diagramma di Taglio e Momento relativi al layout di fig.4.1.

Per valutare il tipo di rottura, si deve stimare il rapporto tra la forza applicata ai pistoni di carico che causa la crisi a flessione e quella che la provoca a taglio. Si procede come segue, avendo cura di calcolare tutte le grandezze con i parametri di resistenza medi dei materiali. Si è deciso di esprimere i risulta in kg forza.

FLESSIONE

Si valuta il momento resistente medio in modo semplificato:

$$M_{Rm} = A_s \cdot f_{ym} \cdot 0.9 \cdot d$$

Perché sia raggiunto tale momento resistente la forza F^* applicata sulla trave dal ripartitore (come indicato in fig.4.1-2) deve essere:

$$F^* = \frac{M_{Rd}}{1.014}$$

E la forza F di ciascun pistone:

$$F_{pist_M} = (2 \cdot F^*) - 30kg$$

TAGLIO

Si stima il taglio resistente sostituendo nelle formule di verifica i valori medi di resistenza dei materiali. Si utilizzano due diverse normative per un confronto. La normativa NTC2008 tiene conto dell'inclinazione dei puntini in calcestruzzo, ma nella resistenza a taglio totale considera la sola resistenza delle staffe; la normativa del 1996 non tiene conto dell'inclinazione delle bielle compresse, tuttavia indica di aggiungere alla resistenza data dall'armatura trasversale un addendo dovuto ai contributi iperstatici del traliccio di Morsch.

- NTC2008:

$$V_{Rcm} = 0.9 \cdot (0.5f_{cm}) \cdot b_w \cdot d$$

$$V_{Rsm} = \frac{A_{sw} \cdot f_{ym} \cdot 0.9 \cdot d \cdot \cot\theta}{s}$$

Dove l'inclinazione delle bielle di calcestruzzo è stimata come:

$$\cot\theta = \sqrt[4]{\frac{1 + \frac{1}{n\rho_s}}{1 + \frac{1}{n\rho_l}}}$$

Dove $\rho_s = \frac{A_{sw}}{s b_w}$ è la percentuale geometrica di armatura trasversale.

$$V_{Rm} = \min(V_{Rcm}, V_{Rsm})$$

Perché sia raggiunto tale taglio resistente la forza F^* deve essere:

$$F^* = \frac{V_{Rm}}{2,053}$$

E la forza F di ciascun pistone:

$$F_{pistT} = (2 \cdot F^*) - 30kg$$

- DM 09/01/1996:

$$V_{cm} = 0.60 \cdot f_{ctm} \cdot b_w \cdot d$$

$$V_{wm} = \frac{A_{sw} \cdot f_{ywm} \cdot 0.9 \cdot d}{s} =$$

$$V_{Rm} = V_{cm} + V_{wm}$$

Per ognuno di due casi viene valutato il rapporto F_S :

$$F_S = \frac{F_{pistT}}{F_{pistM}}$$

Se:

- $F_S \approx 1$, allora ci si aspetta una rottura di tipo bilanciato, ovvero il comparire di entrambi i meccanismi di collasso;
- $F_S > 1$, è prevedibile la crisi a flessione;
- $F_S < 1$, si avrà crisi a taglio.

Nelle tabelle 4.2-3-4 seguenti sono riportati i risultati per il calcolo dei tre diversi travetti.

Tipo	A_s [mm^2]	A_{sw} [mm^2]	ρ_l	ρ_s	$cot\theta$
B	402	56	0.0191	0.0037	1.49
F	226	56	0.0108	0.0037	1.30
S	628	56	0.0299	0.0037	1.66

Tabella 4.2 Caratteristiche geometriche delle armatura e delle bielle in cls.

Tipo	M_{Rm} [kgm]	$V_{Rm,2008}$ [kg]	$V_{Rm,1996}$ [kg]
B	2912	4848	6522
F	1637	4215	6522
S	4550	5392	6522

Tabella 4.3 Proprietà resistenti dei travetti.

Tipo	$F_{pist,M}$ [kg]	$F_{pist,V2008}$ [kg]	$F_{pist,V1996}$ [kg]	FS_{2008}	FS_{1996}
B	5715	4692	6323	0.82	1.11
F	3200	4076	6323	1.27	1.98
S	8944	5223	6323	0.58	0.71

Tabella 4.4 Forze sui pistoni e corrispondenti rapporti FS.

Dai coefficienti FS ottenuti si nota che sicuramente i travetti F e S si romperanno rispettivamente a flessione e a taglio, mentre per i travetti B il meccanismo di rottura è dubbio. Chiaramente è praticamente impossibile valutare e progettare un elemento a rottura perfettamente bilanciata, tuttavia il risultato ottenuto può ritenersi soddisfacente.

4.2.3. I Fori per l'Alloggiamento delle Termocoppie.

Ciascun provino è caratterizzato dalla presenza di 4 cavità verticali per l'alloggiamento delle termocoppie, con uguale geometria per tutti i 18 travetti.

Tutte le cavità hanno:

- diametro $\Phi = 10\text{ mm}$;

- profondità variabile rispetto all'estradosso, rispettivamente di 16-17-18-19 cm (estradosso distante rispettivamente 4-3-2-1 cm).

Dette cavità sono realizzate inserendo, in fase di getto, opportuni dispositivi in grado di conformare il calcestruzzo con la geometria richiesta. Detti elementi sono rimossi, in fase di scasseratura, senza che all'interno dei fori rimangano residui di detti dispositivi. Le posizioni dei fori lungo la linea d'asse del travetto dovranno essere rispettate con cura al fine di assicurare un'adeguata distanza dei medesimi dalle staffe presenti nel provino.

Per la disposizione dettagliata dei fori di alloggiamento delle termocoppie si veda la fig.4.6.

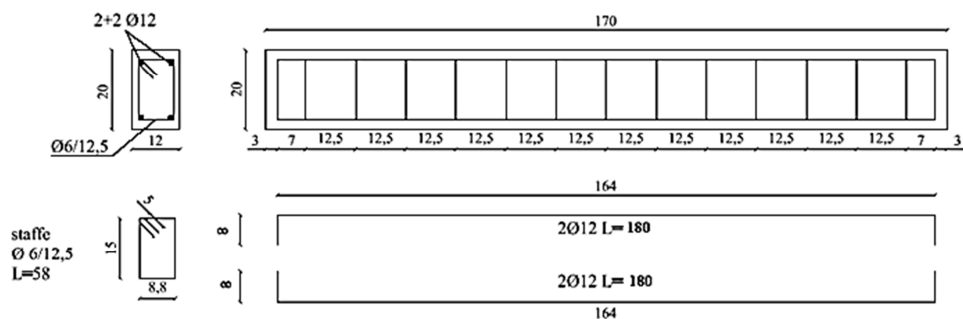


Figura 4.3 Disposizione dei ferri - serie F.

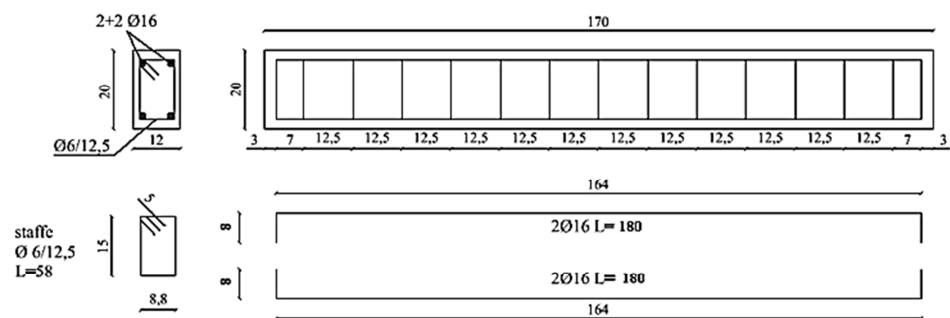


Figura 4.4 Disposizione dei ferri - serie B.

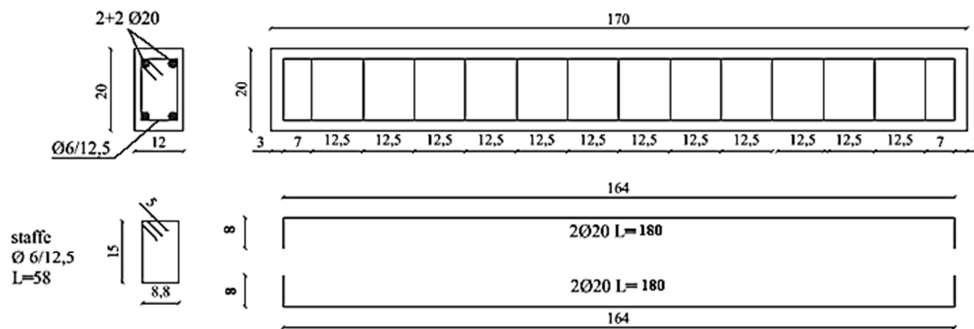


Figura 4.5 Disposizione dei ferri - serie S.

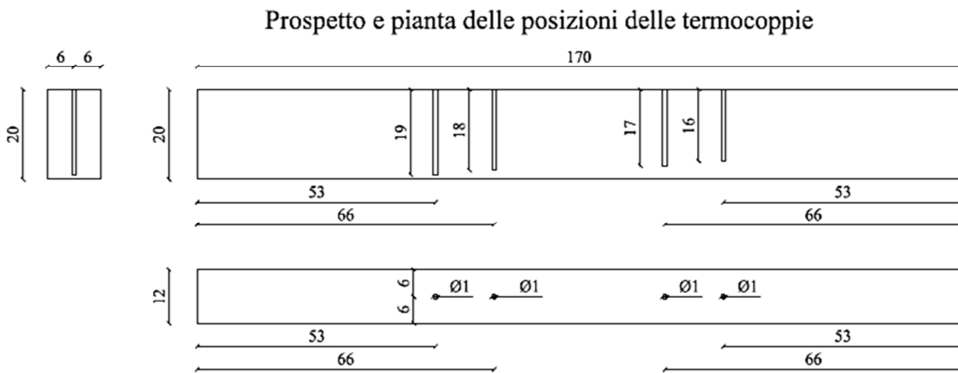


Figura 4.6: Posizioni e dimensioni delle cavità da realizzare nel getto.

4.3. Rinforzo e Isolamento dei Travetti

Per il rinforzo dei travetti è stata scelta la fibra di basalto Mapei MapeWrap B UNI-AX. La scelta è rischiosa in quanto è una fibra molto densa e si potrebbero avere problemi di impregnamento. Per questo motivo saranno realizzati inizialmente tre travetti soltanto (uno per tipo), quindi sottoposti a prove di pull-out e di flessione a quattro punti a freddo per verificare la buona riuscita o meno dell'applicazione della fibra. In caso di cattivo esito dell'applicazione del rinforzo, si opterà per un tessuto a maglie più larghe, che richiederà o spessore maggiore o l'applicazione di un maggior numero di strati.

Di seguito sono riportate le proprietà meccaniche del tessuto di basalto utilizzato, dove con m_a si è indicata la grammatura del tessuto, con t_{eq} lo spessore equivalente di tessuto secco, con σ_R e ε_R la resistenza e l'allungamento ultimo a trazione rispettivamente.

m_a [g/m^2]	t_{eq} [mm]	σ_R [MPa]	ε_R	E [GPa]
600	0.214	>4840	2 %	89

A causa dell'elevata resistenza a trazione e del tessuto, lo stato ultimo da prendere in considerazione per i calcoli è certamente quello di delaminazione.

4.3.1. Calcolo dei Rinforzi

I rinforzi devono essere calcolati in modo che ciascun travetto raggiunga la rottura bilanciata: per i travetti F ed S si dovrà compensare la mancanza, rispettivamente, di resistenza a flessione e taglio, mentre per i travetti B i rinforzi a taglio e flessione devono migliorare le resistenze corrispondenti in modo il più possibile uguale.

Per il travetto F si ha (punto 4.2.2.) che il taglio massimo V_s agente sulla trave quando questa raggiunge la resistenza a flessione M_{Rm}^F è pari a:

$$V_s(M_{Rm}^F) = \frac{2.053}{1.014} M_{Rm}^F$$

Il travetto ha quindi ancora a disposizione una capacità a taglio ΔV_R pari a:

$$\Delta V_R = V_{Rm} - V_s(M_{Rm}^F)$$

Affinché si possa fruire di questa resistenza residua arrivando a rottura bilanciata, il rinforzo deve fornire al travetto un surplus di momento resistente ΔM_R pari a:

$$\Delta M_R = \frac{1.014}{2.053} \Delta V_R$$

Eseguito i calcoli risulta che:

$$\Delta M_R = 5 \text{ kNm} \text{ seguendo l'approccio delle NTC2008;}$$

$$\Delta M_R = 16 \text{ kNm} \text{ seguendo l'approccio delle del DM09/01/1996;}$$

Ora si stima, applicando un metodo semplificato, il miglioramento ΔM_{rinf} prodotto dall'applicazione di uno strato di tessuto. Ci si basa sullo stato limite di delaminazione, visto l'altissima resistenza a trazione.

La procedura di calcolo adottata per la determinazione della tensione di delaminazione del rinforzo è quella riportata nel documento tecnico CNR-DT200/2004.

La lunghezza ottimale di ancoraggio l_e viene stimata con la formula:

$$l_e = \sqrt{\frac{E_f \cdot t_f}{2 \cdot f_{ctm}}} = 60 \text{ mm}$$

dove E_f è il modulo di elasticità normale nella direzione della forza, f_{ctm} è la resistenza media a trazione longitudinale del calcestruzzo costituente il supporto e t_f è lo spessore dello strato di fibre.

La lunghezza di ancoraggio è ampiamente garantita visto che il rinforzo è applicato lungo tutta la lunghezza della trave, anche oltre gli appoggi.

L'energia specifica di frattura, Γ_{Fk} , del legame di aderenza rinforzo-calcestruzzo è definita come:

$$\Gamma_{Fk} = 0.03 \cdot k_b \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot f_{ctm}}$$

nella quale f_{ck} è la resistenza caratteristica del calcestruzzo.

Con riferimento ad una delaminazione di estremità, la tensione di progetto del rinforzo, f_{fad} , ovvero il valore della massima tensione alla quale il rinforzo può lavorare nella sezione terminale di ancoraggio, vale:

$$f_{fad} = \frac{1}{\gamma_{f,d} \cdot \sqrt{\gamma_c}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot E_f \cdot \Gamma_{Fk}}{t_f}}$$

essendo $\gamma_{f,d}$ il coefficiente parziale di modello e γ_c il coefficiente parziale del calcestruzzo.

Allo scopo di prevenire il meccanismo di delaminazione intermedia causato dalla presenza delle fessure nella trave, è possibile ricorrere ad una procedura

semplificata consistente nel verificare che, allo SLU, la tensione nel composito fibrorinforzato non ecceda un valore massimo, $f_{fdd,2}$, fornito dalla seguente relazione:

$$f_{fdd,2} = k_{cr} \cdot f_{fdd}$$

Dove k_{cr} pu; essere assunto uguale a 3.

Il momento resistente è quindi determinato mediante la formula:

$$\Delta M_{rinf,1} = 0.9h \cdot b_f \cdot t_f \cdot f_{fdd,2}$$

Applicando le formule sopraindicate e omettendo i coefficienti di sicurezza al fine di ottenere valori più simili a quelli reali (i valori di progetto sono ovviamente delle sottostime), si ottiene, per un tessuto di larghezza $b_f = 100 \text{ mm}$:

$$\Delta M_{rinf} = 5.2 \text{ kNm}$$

Si decide quindi di rinforzare l'intradosso delle travi F con 2 strati di tessuto lungo tutta la lunghezza del travetto e di larghezza $b_f = 100 \text{ mm}$.

Per il travetto S si calcola per analogia con il caso precedente il valore di ΔV_R da fornire attraverso i rinforzi a taglio, per cui:

$$\Delta V_R = 37 \text{ kN} \text{ seguendo l'approccio delle NTC2008;}$$

$$\Delta V_R = 26 \text{ kN} \text{ seguendo l'approccio delle del DM09/01/1996;}$$

Per soddisfare a questa richiesta si utilizzano strisce disposte a U dello stesso tessuto di basalto di larghezza $w_f = 50 \text{ mm}$ con passo (interasse) $p_f = 100 \text{ mm}$.

La capacità a taglio fornita dall'applicazione di una serie di strisce a U è data dalla formula:

$$V_{Rd,f} = \frac{1}{\gamma_{Rd}} 0.9 \cdot d \cdot f_{fed} \cdot 2 \cdot t_f \cdot \cot\theta \cdot \frac{w_f}{p_f}$$

Dove:

$$f_{fed} = f_{fad} \cdot \left[1 - \frac{1}{3} \cdot \frac{l_e}{0.9 \cdot d} \right]$$

Applicando queste formule, considerando $\cot\theta = 1.66$ (tab.4.2) e non considerando i coefficienti di sicurezza, si ha che una serie di strisce produce l'incremento di resistenza a taglio $\Delta V_{rinf,1}$ vale:

$$\Delta V_{rinf,1} = 21 \text{ kN}$$

Si decide quindi di applicare una serie di 2 strisce sovrapposte, ciascuna di larghezza $w_f = 50 \text{ mm}$, interasse $p_f = 100 \text{ mm}$, disponendo 6 U per lato (fig.4.7).

Per le travi B si mettono entrambi i rinforzi a taglio e a flessione, disposti con le stesse modalità, applicando tuttavia per ciascun caso un sola strato di tessuto.

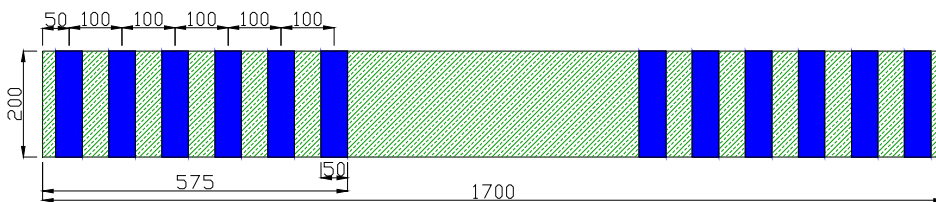


Figura 4.7 Disposizione dei rinforzi a taglio (una o due strisce).

4.3.2. L'Intumescente Thermolag3000

Ad alcune travi è applicato l'intumescente Thermolag3000 con spessore diverso, a seconda del tempo di esposizione al fuoco. Per ciascuna durata della prova d'incendio si avrà una trave per tipo (B,F e S) isolata e una non isolata; si fa eccezione per il tempo di esposizione maggiore, per cui si ritiene opportuno testare soltanto i travetti isolati. I rimanenti tre travetti sono quelli utilizzati per le prove preliminari a freddo. Il Thermolag3000 è applicato all'intradosso e sulle facciate laterali, applicando tanti strati quanti sono quelli necessari per raggiungere gli spessori desiderati.

Per quanto riguarda gli spessori, ancora due ipotesi sono al vaglio, una preferita dal costruttore dei travetti e l'altra suggerita dal fornitore del Thermolag3000.

Tempo di esposizione [min]	Ipotesi 1 [mm]	Ipotesi 2 [mm]
60	1.5	5
90	3	8
120	4.5	12

Tabella 4.5 Spessori dello strato di Thermolag3000.

4.3.3. Riepilogo

Nelle seguenti tabelle 4.6-7-8-9 è riportato il riepilogo delle caratteristiche dei travetti di prova. Ciascuna tabella è relativa a un diverso tempo di esposizione al fuoco (60,90,120 minuti, a freddo). I rinforzi sono indicati tramite delle sigle.

Si ricorda che i rinforzi sono costituiti da tessuto di basalto *MAPEI MapeWrap B UNI-AX (grammatura 600 g/m²)* incollato tramite la malta *STEULER-Acid Cement AE*.

RINFORZO A FLESSIONE:

- **f1** (per travetti B): 1 strato di tessuto larghezza $b_f = 100 \text{ mm}$ per tutta la lunghezza della trave.
- **f2** (per travetti F): 1 strato di tessuto larghezza $b_f = 100 \text{ mm}$ per tutta la lunghezza della trave.

RINFORZO A TAGLIO:

- **t1** (per travetti B): 1 striscia, ciascuna di larghezza $w_f = 50 \text{ mm}$, interasse $p_f = 100 \text{ mm}$, disposizione a U, 6 per lato a partire dal fondo (fig.4.7).
- **t2** (per travetti S): 2 strisce sovrapposte, ciascuna di larghezza $w_f = 50 \text{ mm}$, interasse $p_f = 100 \text{ mm}$, disposizione a U, 6 per lato a partire dal fondo (fig.4.7).

ISOLAMENTO:

- **A**: nessun isolamento;

- **B1**: rivestimento di Thermolag3000 spessore 1.5(5) *mm*;
- **B2**: rivestimento di Thermolag3000 spessore 3(8) *mm*;
- **B3**: rivestimento di Thermolag3000 spessore 4.5(12)*mm*;

Per identificare la generica trave si utilizzerà una sigla del tipo B-60-I, dove la prima lettera (B, F, S) indica il tipo di travetto e quindi di rinforzo, il secondo numero (60, 90, 120, 0) indica il tempo di esposizione al fuoco e la lettera finale (I o N) indica se il provino è isolato o meno, essendo il tipo d'isolamento univocamente legato al tempo di esposizione.

Sigla	B-60-N	B-60-I	F-60-N	F-60-I	S-60-N	S-60-I
Tipo	B	B	F	F	S	S
Rinforzo a Flessione	f1	f1	f2	f2	/	/
Rinforzo a Taglio	t1	t1	/	/	t2	t2
Isolamento	A	B1	A	B1	A	B1

Tabella 4.6 Caratteristiche dei 6 travetti per l'esposizione al fuoco di 60 minuti.

Sigla	B-90-N	B-90-I	F-90-N	F-90-I	S-90-N	S-90-I
Tipo	B	B	F	F	S	S
Rinforzo a Flessione	f1	f1	f2	f2	/	/
Rinforzo a Taglio	t1	t1	/	/	t2	t2
Isolamento	A	B2	A	B2	A	B2

Tabella 4.7 Caratteristiche dei 6 travetti per l'esposizione al fuoco di 90 minuti.

Sigla	B-120-I	F-120-I	S-120-I
Tipo	B	F	S
Rinforzo a Flessione	f1	f2	/
Rinforzo a Taglio	t1	/	t2
Isolamento	B3	B3	B3

Tabella 4.8 Caratteristiche dei 3 travetti per l'esposizione al fuoco di 120 minuti.

Sigla	B-0-N	F-0-N	S-0-N
Tipo	B	F	S
Rinforzo a Flessione	f1	f2	/
Rinforzo a Taglio	t1	/	t2
Isolamento	A	A	A

Tabella 4.9 Caratteristiche dei 3 travetti per l'esposizione al fuoco a freddo

4.3.4. L'Applicazione dei Rinforzi

I rinforzi sono stati applicati presso la ditta Res.in.tec, specializzata in restauri con materiali innovativi, da un operatore esperto.

Prima dell'applicazione del tessuto (fig.4.8), la superficie di calcestruzzo è stata accuratamente preparata. Si è provveduto ad asportare lo strato più superficiale mediante carteggio meccanico con dischi di carta abrasiva installati su un flessibile, avendo cura di eliminare tutte le irregolarità superficiali. In più, nella porzione da rinforzare a taglio, si sono smussati gli spigoli lato intradosso, in quanto angoli troppo marcati sarebbero sede di pericolose concentrazioni di tensione. Si è successivamente pulita la superficie dai residui polverosi del carteggio. Il risultato dell'operazione è mostrato in fig.4.9, dove si possono notare i segni della carta abrasiva e gli inerti.



Figura 4.8 Il tessuto di basalto installato: si noti l'alta densità di fibre.



Figura 4.9 La superficie di calcestruzzo pronta per l'applicazione dei rinforzi.

Si è quindi preparata la malta tri-componente. Seguendo i dosaggi consigliati si è ottenuta una malta assolutamente non lavorabile, con consistenza simile ad un terriccio: tale condizione ha portato all'ipotesi di un errore di scrittura nella scheda tecnica. Si è proceduto aggiungendo in proporzioni uguali un'ulteriore quantità delle due componenti liquide fino a raggiungere un impasto dalle condizioni di lavorabilità soddisfacenti.

Una volta pronta la malta, per realizzare una buona adesione si è inumidita la superficie di calcestruzzo. Questo accorgimento fa sì che il calcestruzzo non assorba il contenuto d'acqua della malta, compromettendo il processo di presa. La malta si è dimostrata facile da applicare e da regolarizzare. Si è applicato un

primo strato sul calcestruzzo, quindi il tessuto e infine un ulteriore strato di malta (fig.4.10).



Figura 4.10 Rinforzo a flessione e U a taglio installati.

Vista la densità del tessuto, si è usata molta cura nel passare l'ultimo strato di malta per favorire il miglior impregnamento possibile. Ciò nonostante, la quantità di malta che visibilmente trapassava il tessuto era modesta.

Infine, ecco come si presentavano le tre travi di prova rinforzate, su cui erano già stati installati i nottolini per le prove di pull-out trattate nel capitolo 6 (fig.4.11).



Figura 4.11 Travi rinforzate. In ordine crescente di distanza: S, F e B.

4.4. La Prova al Fuoco

Le prove di incendio saranno realizzate presso il Laboratorio Prevenzione Incendi (L.A.P.I.) di Calenzano (FI) specializzato nell'esecuzione di prove di comportamento al fuoco. Le prove e la strumentazione utilizzata nel laboratorio per l'esecuzione della prova sono conformi a quanto indicato nella norma UNI EN 1363.

La strumentazione di prova da utilizzarsi per eseguire l'esperimento e costituita da:

- forno appositamente progettato e realizzato per raggiungere le condizioni di prova volute;
- dispositivi di comando per il controllo della temperatura del forno;
- manometri per il controllo e la registrazione della pressione dei gas caldi all'interno del forno;
- telaio per l'alloggio dei travetti da sovrapporsi al forno in modo tale da creare le dovute condizioni di riscaldamento, pressione e sostegno;
- dispositivi di carico e vincolo del campione di prova, comprensivo di sistema di comando e controllo del carico;
- sistema per la misura della temperatura all'interno del forno
- trasduttori di spostamento;
- cronometro;
- dispositivo per misurare la concentrazione di gas all'interno della camera di combustione.

4.4.1. Il Forno

Il forno di prova a disposizione riscalda un ambiente chiuso superiormente dalla superficie d'intradosso dei travetti di prova, similmente alle situazioni delle campagne sperimentali indicate nel capitolo 3 (fig.4.12). Il forno è dotato di due bruciatori tramite i quali si realizzano le condizioni di temperatura di

esposizione normalizzate facendo riferimento alla curva standard ISO 834 (fig.3.7), avendo cura di monitorare la temperatura del forno durante l'esecuzione della prova attraverso delle termocoppie. La normativa ammette tolleranza tra il valore misurato dalle termocoppie e quello previsto dalla curva d'incendio. È richiesto che, passati i primi dieci minuti di prova, la temperatura registrata da una termocoppia qualsiasi presente nel forno non differisca più di 100°C da quella prevista della curva standard di riferimento.

Durante i primi cinque minuti della prova l'aumento di temperatura è estremamente rapido, quindi non è prescritto nessun limite di tolleranza e si richiede soltanto di seguire la curva di riferimento nel modo più accurato possibile.

All'interno della camera di combustione è previsto anche un manometro per monitorare la pressione dei gas, resa necessaria dal fatto che la distribuzione di pressione è fortemente influenzata dall'effetto del moto ascensionale dei gas.

L'operazione di misura si effettua con un manometro manuale, attraverso cui è possibile regolare la pressione e l'intervallo temporale durante cui devono essere misurate e registrate le pressioni (circa un minuto).

Il controllo della pressione è da tenere in assoluta considerazione durante lo svolgimento della prova. Infatti, durante lo sviluppo di un incendio, l'aumento di pressione causato dal surriscaldamento dei gas può essere tale da sollevare l'impalcato. Monitorando la pressione, lo svolgimento della prova avviene in condizioni di sicurezza, agendo dunque sulla valvola del manometro per far diminuire la pressione una volta superati i 20 bar.



Figura 4.12 Il forno presso l'azienda LA.P.I.

4.4.2. Il Telaio

I 6 provini (3 nel caso di 120 minuti di esposizione), che devono essere sottoposti contemporaneamente alla prova d'incendio con il medesimo tempo di esposizione, devono essere disposti separati l'uno dall'altro attraverso pannelli in materiale isolante necessari per realizzare la chiusura del forno (fig.4.13-14). Nel caso di prova a 120 minuti, le tre travi mancanti verranno sostituite da altrettanti pannelli isolanti. In fig.4.14 è presentata una vista dall'alto del telaio, dove la campitura a nido d'ape identifica i pannelli di materiale isolante. La superficie esposta al fuoco è quella di intradosso più una porzione delle due superfici laterali, per un'altezza di 124 mm a partire dall'intradosso (fig.4.15). Al fine di realizzare tale condizione, è stato modificato il telaio di acciaio utilizzato durante la campagna sperimentale descritta al punto 3.2.

Dopo aver posizionato i travetti sul telaio d'acciaio si provvederà al rivestimento dello stesso strato di 25 mm di fibra di ceramica in modo da proteggerlo, considerate l'alta conducibilità termica dell'acciaio e le alte temperature che si sviluppano all'interno della camera di combustione. Senza questo accorgimento,

l'acciaio verosimilmente raggiungerebbe le temperature presenti all'interno del forno che ne comprometterebbero la stabilità e la resistenza.

Il telaio ha anche la funzione di applicare un carico sui provini generato da due martinetti idraulici, la cui azione è distribuita sulla mezzeria dei travetti per mezzo di una trave di ripartizione trasversale in acciaio, ben visibile in fig.4.13. Causa l'elevata rigidità dell'elemento di ripartizione, è molto probabile che il carico dei martinetti non sia egualmente redistribuito sui provini. I travetti, infatti, inevitabilmente hanno la propria mezzeria a quote leggermente diverse, ma per elementi molto rigidi anche una piccola variazione di spostamento può indurre una grande forza in risposta.

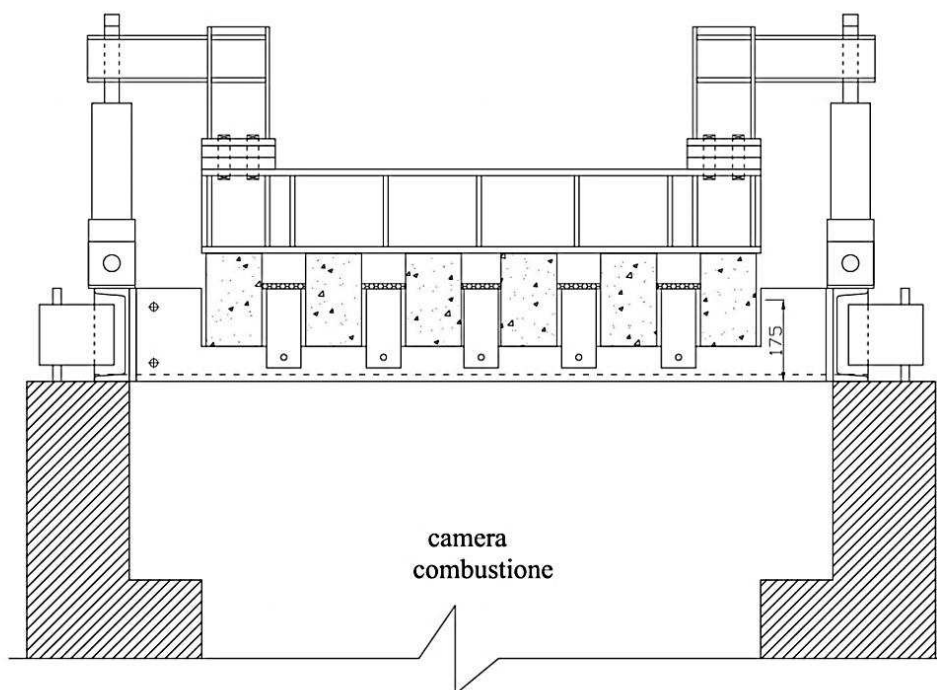


Figura 4.13 Sezione frontale del telaio e della camera di combustione.

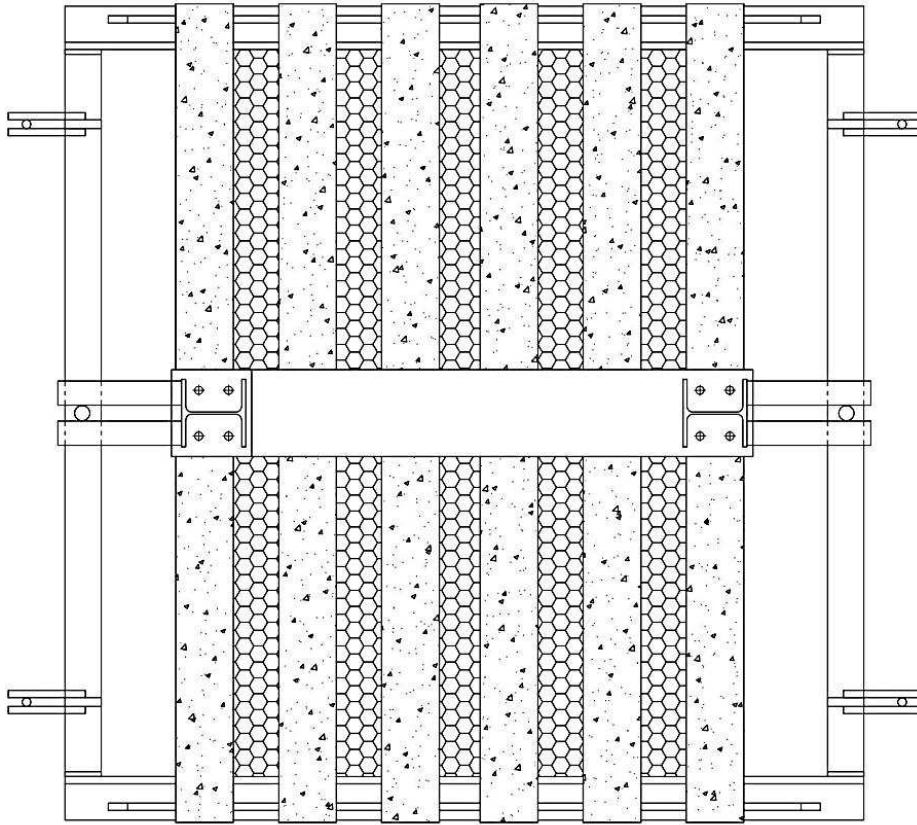


Figura 4.14 Vista aerea del telaio con i travetti.

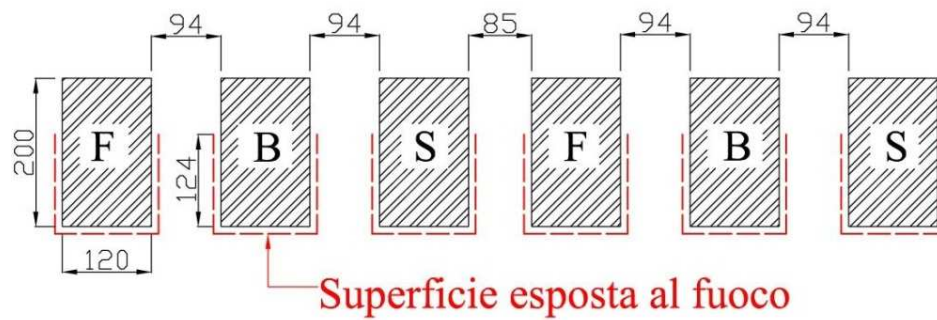


Figura 4.15 Disposizione dei travetti e superficie esposta al fuoco.

4.4.3. Le Termocoppie

Una termocoppia è costituita da due conduttori elettrici di materiale diverso, uniti tra loro in un punto (giunto caldo), in corrispondenza del quale si esegue la rilevazione della temperatura. L'estremità costituita dai terminali liberi dei due conduttori prende il nome di giunto freddo. Quando esiste una differenza di temperatura tra il giunto caldo il giunto freddo, si genera una differenza di potenziale elettrico tra le estremità libere della termocoppia in corrispondenza del giunto freddo. Il valore di tale potenziale elettrico è legato alla differenza di temperatura, attraverso una legge non lineare.

Per misurare la temperatura dell'interno del forno si utilizzano due termocoppie di tipo K, come definito nella IEC 584-1. Questa tipologia di strumentazione è realizzata con due leghe contenenti nichel ed è adatta per eseguire misurazioni in ambienti che presentano atmosfere ossidanti.

Al fine di massimizzare la precisione nella misura della temperatura, è importante proteggere il giunto di misurazione dall'irraggiamento diretto e da correnti d'aria, orientando quindi le termocoppie con il giunto rivolto verso l'intradosso dei travetti e proteggendolo con un "ped" per evitare che il calcestruzzo riscaldato influisca sulla misura della temperatura.

Le termocoppie per misurare le temperature all'interno degli appositi alloggi ricavati all'interno delle travi (fig.4.6) sono realizzate con fili nudi di diametro 0,5 mm isolati con un doppia guaina di fibre di vetro. È necessario aver cura che i fili rimangano quanto più isolati in prossimità della giunzione e si cerca anche di tenere i fili nudi il più possibile distanziati al fine di minimizzare gli effetti elettrolitici. Prevedendo temperature di circa 800°C si sono utilizzati giunti di tipo K (cromo/alluminio).

4.4.4. Esecuzione della Prova

Disposti i provini sul telaio, si applica il carico di prova almeno 15 minuti prima che abbia inizio lo svolgimento della prova in modo che avvenga un completo

assestamento; inoltre, il carico deve essere applicato ad una velocità tale da evitare effetti di tipo dinamico. Gli spostamenti dovuti al carico iniziale devono essere accuratamente misurati prima dell'accensione dei bruciatori per mezzo di flessimetri installati al di sopra di ogni provino: a causa del problema della non omogenea ripartizione del carico possono essere registrati spostamenti iniziali anche molto diversi tra i provini e non coglierli sarebbe causa di importanti errori nella fase di valutazione dei risultati, come già indicato nella nota metodologica al punto 3.2.6.

Si ritiene opportuno che la prova si svolga a temperatura ambiente più prossima possibile ai 20°C, valore di riferimento nei modelli agli elementi finiti.

Una volta accesi i bruciatori, gli spostamenti di ogni provino vengono registrati con cadenza periodica. Anche dopo lo spegnimento dei bruciatori si continuano a registrare gli spostamenti al fine di quantificare eventuali riguadagni di rigidità.

4.5. Le Prove di Pull-out

Le prove di pull-out o di strappo possono essere eseguite sia sul rinforzo incollato al substrato sia sul calcestruzzo nudo.

La prova di pull-out, quando viene eseguita su elementi rinforzati in FRP, è condotta in accordo con quanto disposto dalla norma italiana in materia CNR DT200/2004. Si riporta quindi lo stralcio riguardante le prove semidistruttive per il monitoraggio e controllo: *“prova di strappo normale: La prova, utile per il solo accertamento delle proprietà del substrato ripristinato, viene eseguita utilizzando piastre circolari di acciaio di spessore 20 mm e con diametro pari ad almeno 3 volte la dimensione caratteristica dell'inerte del calcestruzzo del substrato, e comunque non inferiore a 40 mm. Il rinforzo deve essere tagliato attorno al bordo della piastra, prima della prova, con una fresa cilindrica retta di diametro ≤ 3 mm, rotante ad almeno 2500 giri/minuto, avendo cura di non surriscaldare il composito e di ottenere l'incisione anche del substrato per uno*

spessore di 1-2 mm. L'applicazione può ritenersi accettabile se almeno l'80% delle prove (entrambe nel caso di due sole prove) fornisce una tensione di picco allo strappo non inferiore a 0.9-1.2 MPa ed inoltre se, prevalentemente, la crisi è localizzata al di sotto della superficie di interfaccia composito / substrato".

Durante l'esecuzione di alcune prove di pull-out è stata rilevata la difficoltà di eseguire l'incisione perfettamente centrata rispetto al nottolino metallico, in quanto la fresa tende a spostarsi rispetto alla posizione di partenza; spesso quindi l'incisione è realizzata appoggiando parte della fresa al nottolino. Per ovviare a questo inconveniente si è deciso di realizzare inizialmente l'incisione con la fresa e quindi di incollare il nottolino metallico, avendo cura di riempire l'incisione con della plastilina o del materiale equivalente al fine di evitarne il riempimento con la resina di incollaggio.

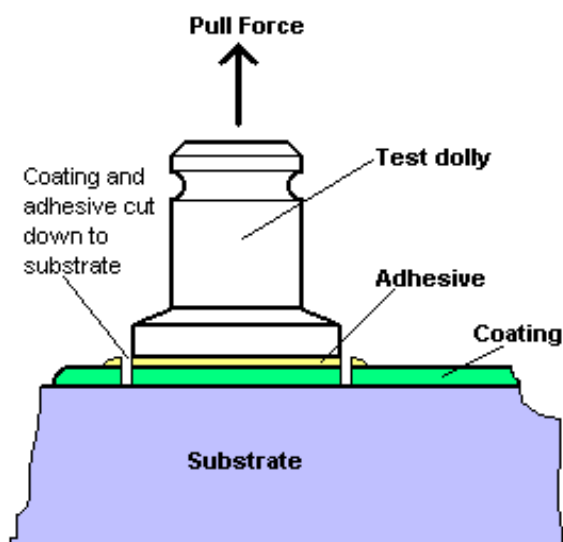


Figura 4.16 Schema prova di pull-out

Per quanto riguarda le prove eseguite direttamente sul calcestruzzo, esse sono condotte applicando l'elemento metallico sul materiale attraverso resina a elevate prestazioni; a maturazione completata lo strappo del pezzo metallico avviene senza esecuzione d'incisioni attorno alla piastra metallica.

In ogni caso è fondamentale pulire e regolarizzare scrupolosamente la superficie su cui incollare il nottolino: è buona norma eseguire un leggero carteggio, eliminare eventuali residui grassi per mezzo di un solvente e infine soffiare con aria compressa.



Figura 4.17 Superficie del rinforzo prima pulita preparata prima dell'applicazione del nottolino.

È molto importante anche distribuire l'adesivo (resina epossidica) in modo omogeneo in modo che il nottolino risulti perfettamente allineato al piano del substrato su cui è applicato.

Le prove di strappo hanno molto spesso successo quando effettuate sul solo calcestruzzo, mentre si possono avere problemi specialmente quando il nottolino è applicato su una fibra poco pulita oppure incollata con una resina molto liscia. Può, infatti, accadere che poco dopo l'inizio del tiro del nottolino si abbia il repentino distacco dello stesso dalla colla (fig.4.18).



Figura 4.18 Distacco prematuro del nottolino.

Per eseguire lo strappo si utilizza un semplice apparecchio a manovella dotato di piedini regolabili per ottenere un ancoraggio ottimale (fig.4.19). Sul display è possibile leggere la forza finale a cui avviene lo strappo e la conseguente tensione media.



Figura 4.19 Apparecchio per lo strappo dei nottolini.

A seguito di una prova di pull-out su un elemento rinforzato si possono avere diverse modalità di rottura, come indicato in fig.4.20:

- a) Rottura coesiva nel substrato;
- b) Rottura adesiva tra il substrato e l'adesivo;
- c) Rottura all'interno del rinforzo: coesiva interna alla matrice, adesiva tra tessuto e malta/adesivo.

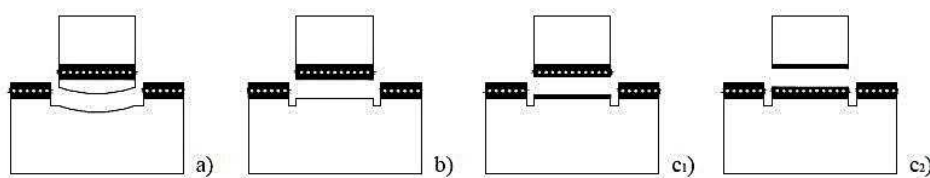


Figura 4.20 Modalità di rottura a seguito di una prova di pull-out.

Il meccanismo di rottura preferibile è quello di tipo a), indice di un buon impregnamento tra tessuto e matrice e di una resistenza a trazione dell'adesivo maggiore di quella del calcestruzzo (fig.4.21).



Figura 4.21 Strappo con rottura di tipo "a". Sulla destra il nottolino ribaltato coperto del calcestruzzo strappato.

4.6. La Prova di Flessione

Tutti i provini verranno sottoposti a prova a flessione a quattro punti di carico diretto secondo lo schema statico di fig.4.1.

La prova è la medesima della campagna dell'Università di Bologna descritta nel capitolo 3. Il dispositivo di carico è realizzato per mezzo di due attuatori che insistono su due elementi ripartitori atti a sdoppiare il carico sulla trave semplicemente appoggiata su appoggi cilindrici per realizzare simmetricamente una luce pari a 150 cm (fig.4.22-23).

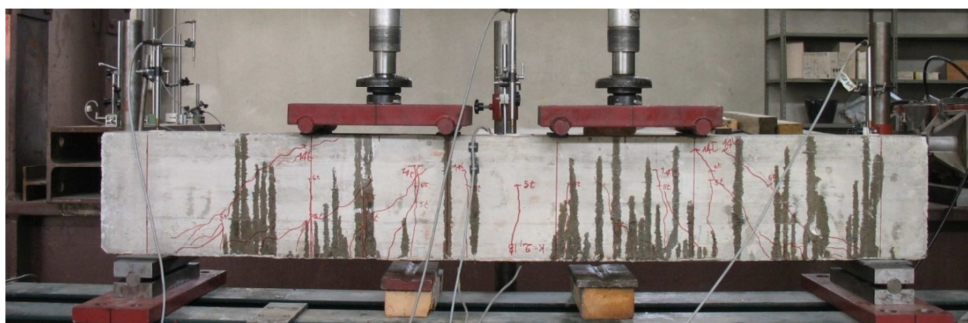


Figura4.22 Prova di flessione eseguita con lo stesso sistema delle prove della presente campagna.

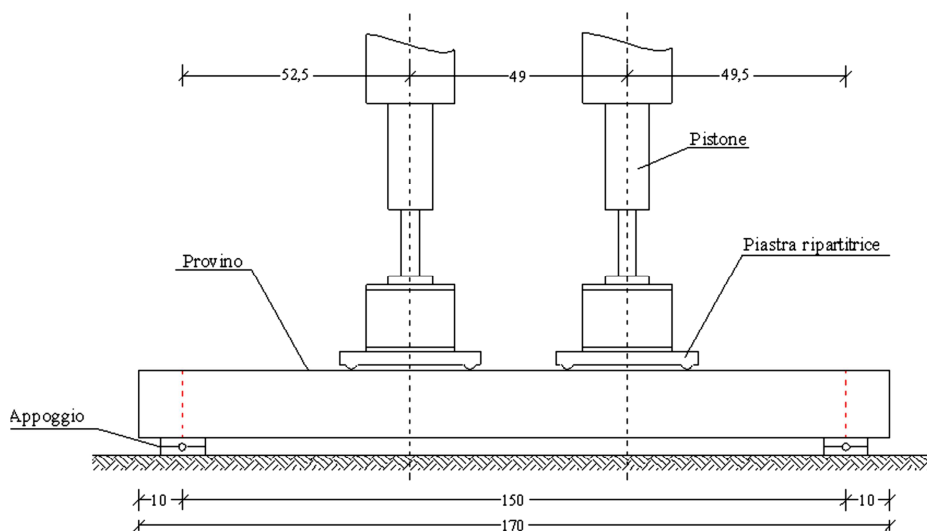


Figura 4.23 Layout della prova a flessione

La prova si esegue in controllo di forza e vengono misurate deformazioni e spostamenti in punti prestabiliti:

- Forza applicata ai martinetti;
- Deformazione longitudinale in mezzeria all'estradosso (compressione);
- Deformazione longitudinale in mezzeria all'intradosso (allungamento);
- Deformazione longitudinale all'intradosso (allungamento) nel punto di momento massimo;
- Abbassamenti agli appoggi ed in mezzeria.

La forza applicata ai martinetti è letta sul manometro manuale e misurata istante per istante elettronicamente; le deformazioni sono rilevate per mezzo di semplici estensimetri a resistenza elettrica applicati mediante la tecnica a nastro (fig.4.17), non prima di aver accuratamente regolarizzato e pulito la superficie di incollaggio secondo le indicazioni del bollettino tecnico cod. b-129-itr e v. 2 del 07/05/99

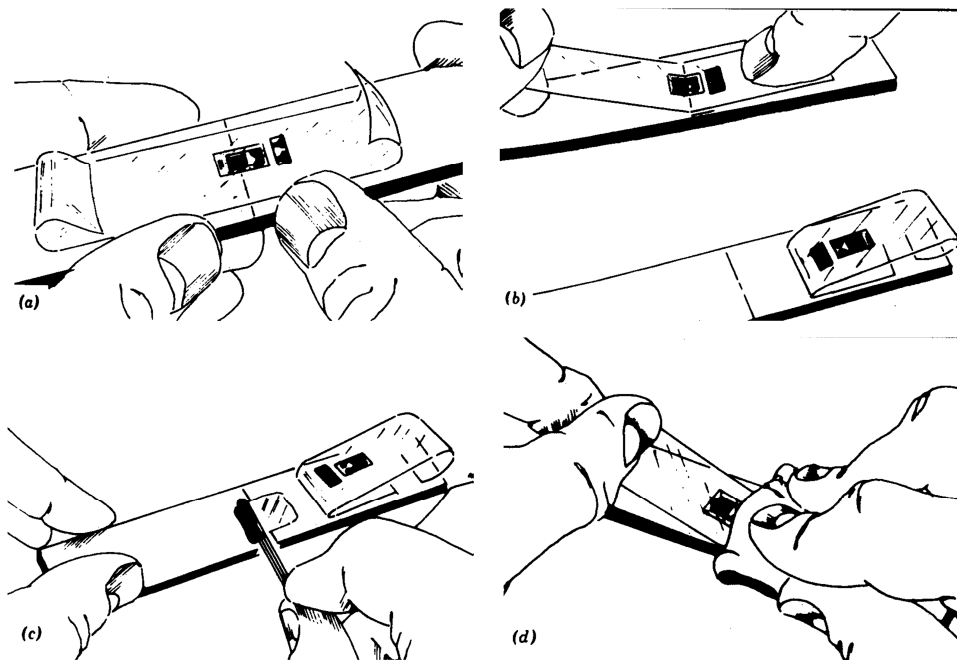


Figura 4.24 Metodo del nastro per l'installazione di estensimetri a resistenza elettrica (ERSG):
 a) posizionare l'estensimetro nel punto desiderato con il nastro adesivo; b) sollevare uno dei lembi dell'adesivo tenendo l'altro fermo; c) applicare l'adesivo sul substrato nella posizione di installazione; d) riposizionare l'estensimetro e forzare la fuoriuscita dell'adesivo in eccesso con la pressione delle dita.

Gli spostamenti in corrispondenza della mezzeria e degli appoggi sono misurati attraverso 3 LVDT (Linear Variable Differential Transformer, collegandoli rigidamente ad un supporto esterno che ne garantisce il corretto posizionamento. La sonda (probe) dello strumento è posta a contatto con un vetrino fissato al provino in corrispondenza del punto del quale si vuole misurare lo spostamento.

4.7. La Prova a Compressione a Caldo della Malta

Un punto importante della presente tesi è quello di caratterizzare la malta *STEULER-Acid Cement AE* alle alte temperature. Il produttore, infatti, non fornisce alcuna informazione sulla resistenza al variare della temperatura, ma indica soltanto il limite di utilizzo a 450°C. Con la presente prova si mira a valutare la resistenza a compressione di cilindri di malta scaldati per 3 ore in stufa a 100, 200 e 300°C. La prova viene effettuata su di una pressa e sono

misurati soltanto gli spostamenti delle piastre di carico, in quanto la misura delle deformazioni richiederebbe l'installazione di estensimetri speciali non disponibili. Si ricava che è possibile valutare la resistenza a compressione e l'accorciamento a rottura per diverse temperature. Questi due dati permettono di stimare il modulo elastico secante. È da sottolineare che la valutazione delle deformazioni come misura degli accorciamenti diviso lunghezza iniziale del provino non è certamente la via più accurata, ma si possono almeno ottenere indicazioni sugli ordini di grandezza.

Si esegue anche una prova a freddo, in quanto la malta è stata preparata con proporzioni tra i componenti diverse da quelle indicate nella scheda tecnica al fine di renderla sufficientemente lavorabile per applicarla come adesivo.

Si assume ragionevolmente che l'andamento della resistenza a compressione con la temperatura rispetto al valore a freddo sia lo stesso di quello a trazione; lo stesso per il modulo elastico e modulo a taglio G .

Note queste quantità, sarà possibile implementare la malta nel modello di Kodur descritto nel capitolo 2.

Per la descrizioni di provini, apparati e per i risultati delle prove, si rimanda al punto 6.2.

5. SIMULAZIONI NUMERICHE

Scopo fondamentale dell'attività di ricerca è quello di realizzare modelli affidabili per prevedere il comportamento degli elementi di interesse. Per quanto riguarda il problema delle strutture sottoposte ad incendio, è necessario lavorare sulla modellazione di due diversi problemi interagenti tra loro: quello termico e quello meccanico. In questa tesi si fa riferimento specificatamente a quello termico, mentre la definizione della parte meccanica è affidata agli ulteriori sviluppi del progetto di ricerca, secondo il processo logico indicato da Kodur et al, di cui si è accennato nel capitolo 3.

5.1. Il problema termico agli elementi finiti

5.1.1. L'equazione del Calore

Il problema termico in questione è un problema bidimensionale in regime transitorio, cioè dove è coinvolta la variabile tempo.

Il modello agli elementi finiti si propone di integrare l'equazione differenziale per la conduzione termica:

$$\left(\frac{\partial^2 q_x(x, y, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 q_y(x, y, t)}{\partial y^2} \right) = -\rho(x, y, T)c(x, y, T) \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t}$$

Dove è opportuno definire il flusso di calore $\bar{q}(x, y, t)$ come:

$$q_x(x, y, T, t) = \lambda(x, y, T) \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial x}$$

$$q_y(x, y, T, t) = \lambda(x, y, T) \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial y}$$

e

$T(x, y, t)$ è la temperatura nel generico punto $P = (x, y)$ all'istante t ;

$\lambda(x, y, T)$ è la conduttività termica;

$\rho(x, y, T)$ è la densità;

$c(x, y, T)$ è il calore specifico.

In questo caso si assume che la conduttività termica $\lambda(x, y, T)$ abbia il medesimo valore in tutte le direzioni.

Si osserva come l'equazione differenziale in questione sia fortemente non lineare nei coefficienti, quindi la risoluzione analitica risulta impossibile. La formulazione è valida internamente per la conduzione termica, ma si possono includere i fenomeni di convezione e radiazione sulla superficie esterna attraverso le condizioni al contorno. In aggiunta, come indicato anche in seguito, si può considerare l'irraggiamento interno attraverso l'artificio della conducibilità apparente.

L'equazione è infatti accompagnata da un dato iniziale e da condizioni al bordo:

- condizioni di Dirichlet: rappresentano situazioni in cui la temperatura al bordo del dominio ha un andamento noto a priori (ad esempio perché la si tiene costante con un termostato);
- condizioni di Neumann: rappresentano situazioni in cui il flusso di calore sulla frontiera del dominio è noto a priori.
- condizioni di Robin (o di radiazione): rappresenta situazioni in cui si suppone ci sia un legame tra il flusso di calore al bordo e il valore della temperatura al bordo.

Queste ultime condizioni sono quelle da utilizzarsi nel caso della modellazione del caso d'incendio, dove la temperatura dell'ambiente a causa dell'incendio è trasformata in un flusso radiativo ed in uno convettivo.

Il flusso di calore per via radiativa è valutato per mezzo della legge di Stefan-Boltzmann, per la quale il flusso di calore q_r trasferito vale:

$$q_r = \varepsilon_r \cdot \sigma_r \cdot (T_\infty^4 - T_{sup}^4)$$

Dove:

ε_r è l'emissività della superficie;

T_∞ è la temperatura dell'ambiente a distanza sufficientemente grande dalla superficie;

T_{sup} è la temperatura della superficie;

σ_r è la costante di Stefan-Boltzmann .

Il flusso di calore q_c per via conduttiva è calcolato per mezzo della legge di Newton:

$$q_c = h_c(T_{sup} - T_\infty)$$

Dove h_c è il coefficiente di trasmissione del calore per convezione.

5.1.2. Formulazione agli Elementi Finiti

Per la discretizzazione agli elementi finiti, il campo di temperatura all'interno di un elemento può essere scritto come:

$$T = \mathbf{N}t$$

Dove:

t è il vettore delle temperature nodali;

\mathbf{N} è la matrice delle funzioni forma dell'elemento che può essere scritta come:

$$\mathbf{N} = [N_1(\xi) \ N_2(\xi) \ \cdots \ N_n(\xi)]$$

Dove :

ξ è il vettore delle coordinate naturali;

n è il numero di nodi dell'elemento;

$N_i(\xi)$ è la funzione di forma relativa al nodo i –simo.

Come descritto nel paragrafo precedente, il flusso di calore è una funzione del gradiente di temperatura. Utilizzando la precedente scrittura del campo di temperatura, il vettore gradiente di temperatura in due dimensioni $\mathbf{g} = \nabla T =$

$\left[\frac{\partial T}{\partial x} \ \frac{\partial T}{\partial y} \right]$, può essere scritto come:

$$\mathbf{g} = \mathbf{B}t$$

$$\text{Dove } \mathbf{B} = \nabla \mathbf{N} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial y} \end{bmatrix}$$

In modo simile all'applicazione del principio di minimo dell'energia potenziale, l'applicazione del calcolo variazionale all'equazione di Fourier porta ad un'equazione del tipo:

$$Kt + Ct = f$$

Dove:

K è la matrice di conducibilità termica;

C è la matrice di smorzamento;

f è il vettore dei carichi.

Dove le matrici e i vettori globali sono ottenuti dall'assemblaggio delle matrici e dei vettori dei singoli elementi C_e , K_e e f_e .

5.2. La Modellazione dell'Intumescente

La modellazione dell'intumescente è senz'altro la parte più delicata dell'intero processo di calcolo. Si tratta, infatti, di un materiale che tende a rigonfiare in modo considerevole, comportamento il quale non è possibile cogliere con i normali software di calcolo agli elementi finiti. Per le caratteristiche degli intumescenti si rimanda al punto 1.4.6.

Per superare questo problema si fa riferimento ai risultati sperimentali ottenuti da Staggs [25] per intumescenti con diverso rapporto di espansione. È stato infatti rilevato che la conducibilità termica apparente dell'intumescente cresce all'aumentare dell'espansione, in quanto ad alte temperature diventa sempre più significativo il contributo dell'irraggiamento attraverso le bolle interne; tuttavia l'espansione costituisce un effetto benefico in quanto aumenta lo spessore di strato protettivo. In fin dei conti risulta che, approssimativamente, i due effetti si compensano e non vi è molta differenza tra intumescenti con rapporti di espansione diversi (fig.1.25). Nella presente modellazione s'ipotizza che il rapporto U tra la conducibilità termica e lo spessore in divenire dell'intumescente sia una costante rispetto al rapporto di espansione, funzione

della temperatura, della conducibilità termica iniziale λ_{20} e dello spessore iniziale \bar{s} .

$$U(T, \lambda_{20}, \bar{s}) = \frac{\lambda}{s}$$

In questo modo, noto lo spessore e la conducibilità termica iniziali, si può valutare la conducibilità termica fittizia λ_{mod} da assegnare man mano all'intumescente, che nel modello mantiene spessore costante $S_{mod} = \bar{s}$.

Risulta:

$$\frac{\lambda_{mod}}{S_{mod}} = \frac{\lambda_{exp}}{S_{exp}} = U(T, \lambda_{20}, \bar{s})$$

Quindi:

$$\lambda_{mod} = U(T) \cdot S_{mod}$$

Il problema richiede quindi la conoscenza di $U(T, \lambda_{20}, \bar{s})$. Nel caso in esame si procede come segue, utilizzando l'andamento di U di fig.5.1.

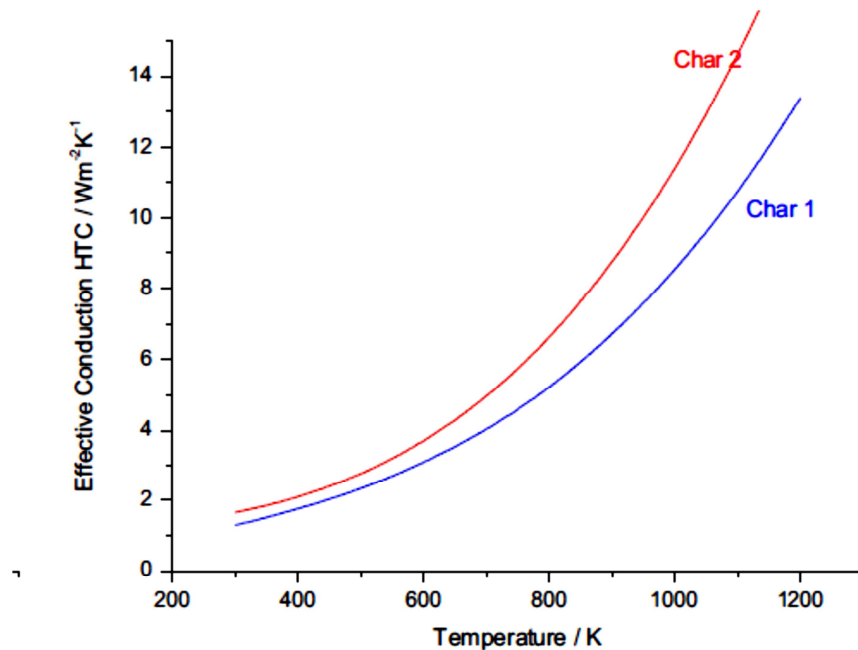


Figura 5.1 $U(T)$ per intumescenti con diverso rapporto di espansione [25].

Avendo a disposizione il solo grafico, si riportano con cura i dati di entrambe le curve su un foglio di calcolo (tabella 5.1). La curva a cui si farà riferimento è la media tra le due.

T [°K]	T [°C]	Lower [W/m ² °C]	Upper [W/m ² °C]	Media [W/m ² °C]
300	27	1.3	1.6	1.45
400	127	1.75	2.06	1.905
500	227	2.38	2.75	2.565
600	327	3.1	3.6	3.35
700	427	4.05	4.95	4.5
800	527	5.25	6.6	5.925
900	627	6.85	8.6	7.725
1000	727	8.5	11.4	9.95
1100	827	10.8	14.6	12.7

Tabella 5.1 Rilevazione dei punti di U dal grafico di fig.5.1.

Si può osservare che le curve di fig.5.1 mostrino un andamento di tipo esponenziale, per cui si utilizza la funzione regressione esponenziale del foglio di calcolo sui punti della curva media (fig.5.2).

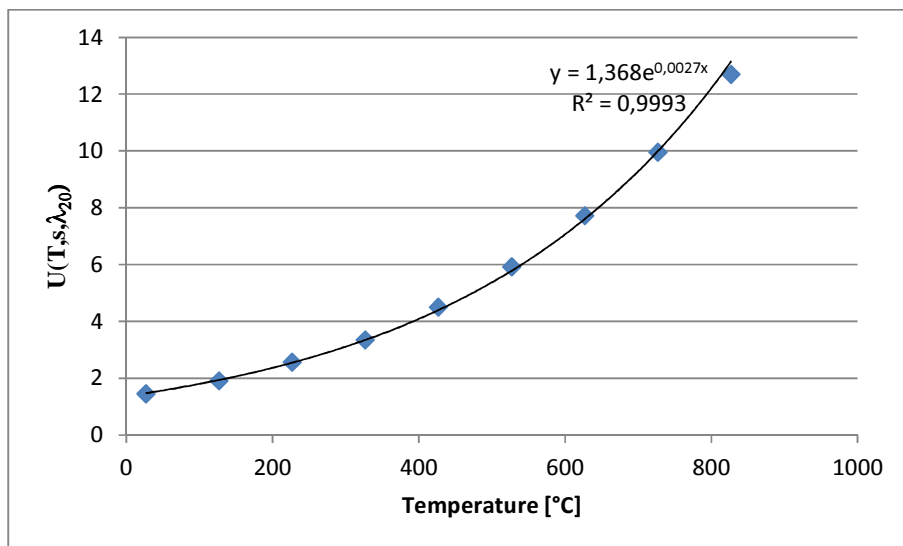


Figura 5.2 Punti della curva U media con regressione esponenziale.

La funzione di regressione esponenziale è del tipo:

$$U(T, \bar{s}, \lambda_{20}) = U(\bar{s}, \lambda_{20}) \cdot e^{\alpha T}$$

Dove la temperatura T è espressa in gradi centigradi.

Dividendo ambo i membri per lo spessore iniziale $\bar{s} = s_{mod}$, risulta:

$$\lambda_{mod} = \widetilde{\lambda}_0(\lambda_{20}) \cdot e^{\alpha T}$$

Il valore $\widetilde{\lambda}_0$ non è la conducibilità termica a $0^\circ C$. È da considerarsi in questo caso come un fattore matematico per il solo calcolo, senza significato fisico.

Siccome la maggior parte dei dati di conducibilità termica sono forniti alla temperatura di $20^\circ C$, si modifica la formula come segue:

$$\lambda_{mod} = \lambda_{20} \cdot e^{\alpha(T-20)}$$

Segue che il parametro α è il dato fondamentale ricavato dalla regressione esponenziale che permette di passare dalla conducibilità termica apparente iniziale a quella da assegnare all'intumescente fittizio a spessore costante del modello al variare della temperatura.

A seguito della regressione esponenziale risulta:

$$\alpha = 0.0027$$

Si noti come la statistica R^2 relativa alla regressione esponenziale realizzata sia molto prossima ad 1 (0.9993), indicando come i dati seguano in modo quasi perfetto la curva approssimante calcolata.

Si costruisce dunque la curva λ_{mod} come:

$$\lambda_{mod} = \begin{cases} \lambda_{20} & T \leq 20^\circ C \\ \lambda_{20} \cdot e^{0.0027(T-20)} & T > 20^\circ C \end{cases}$$

Su λ_{20} non si hanno valori specifici per il Thermolag3000, quindi ci si riferisce a valori tipici degli isolanti intumescenti. Si assume:

$$\lambda_{20} = 0.07 \text{ W/m}^2\text{C}$$

Il calore specifico si ipotizza costante a causa della mancanza di informazioni al riguardo. Questa ipotesi è fortemente semplificativa, per il fatto che la caratteristica principale degli intumescenti è quella di essere dei materiali

reattivi, per cui è abbastanza ovvio che alle reazioni e ai cambiamenti di stato del materiale corrispondano variazioni del calore specifico. Detto questo, si è assunto nel modello:

$$c = 1640 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$$

5.3. La Mesh

Il modello è realizzato attraverso una modellazione bidimensionale della sezione, attraverso l'uso di elementi "plate", impostando lo stato piano di deformazione. Si sarebbe potuto modellare tutta la trave con elementi "brick" e risolvere un problema di tipo tridimensionale, ma lo sforzo computazionale sarebbe risultato pazzesco e il beneficio nella qualità dei risultati sarebbe stato apprezzabile soltanto nelle zone di estremità della trave.

La mesh realizzata è la medesima per tutte le tipologie di travetto (B, F e S), in quanto ai fini del calcolo termico le differenze sono piccole

Inizialmente si era optato per una mesh estremamente particolareggiata, costituita da migliaia di elementi: tale dettaglio nasceva dalla volontà di modellare con precisione la fibra di basalto, la quale ha spessore di 0,214 mm. È intuitivo capire come la realizzazione di elementi approssimativamente quadrati per lo strato di fibra abbia dato origine ad una mesh estremamente fine in tutta l'area circostante alla fibra (fig.5.3).

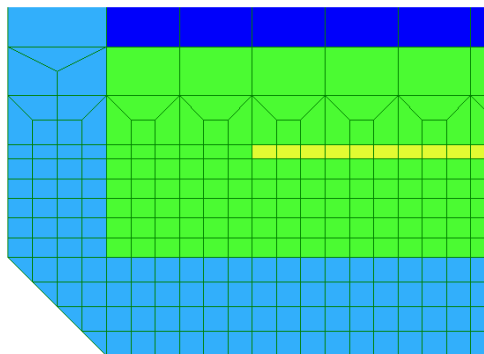


Figura 5.3 Mesh raffittita nell'intorno dello spigolo inferiore: Thermolag (azzurro), malta (verde), fibra (giallo), calcestruzzo (blu).

La complessità della mesh, unita alla forte non linearità del modello per quanto riguarda le proprietà dei materiali e l'azione termica, portava a tempi di risoluzione di circa 2/3 ore. Per tale motivo si è deciso di ridurre il dettaglio della mesh, trascurando completamente la fibra di basalto (fig.5.4-5).

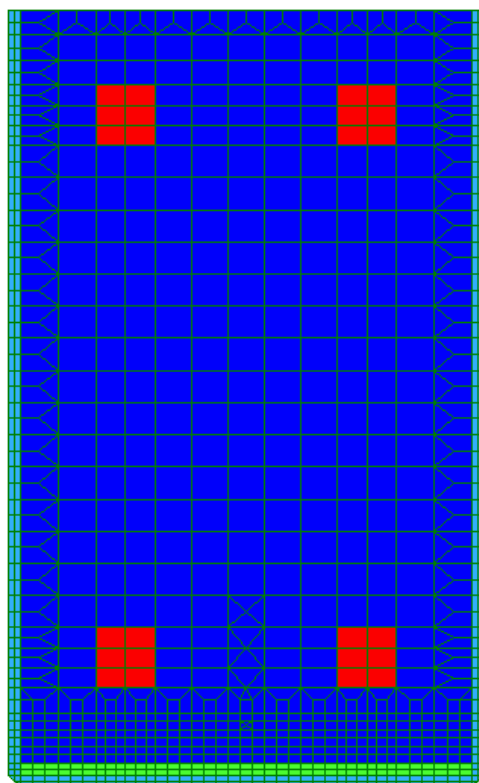


Figura 5.4 Mesh per il caso con 3 mm di Thermolag.

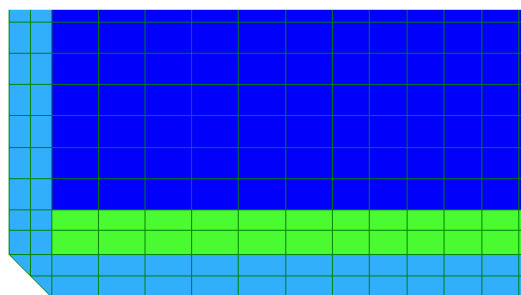


Figura 5.5 Mesh spigolo inferiore sinistro.

Dal confronto di fig.5.3 e 5.5 si può notare come il numero di elementi utilizzati per modellare lo spessore di malta (in verde) sia notevolmente ridotto nel secondo caso. È ragionevole pensare che l'aver trascurato la fibra di basalto non comporti, visto lo spessore e le caratteristiche termiche non così diverse dalla malta, un'alterazione apprezzabile dei risultati.

Di seguito, per la trave nuda, si riporta il confronto tra la simulazione numerica condotta con la mesh raffittita e quella con la mesh meno dettagliata. Si limita la portata temporale dell'analisi a 30 minuti per contenere i tempi della soluzione.

Tempo [s]	Mesh fitta [°C]	Mesh rada [°C]	Diff [°C]
2.00	20.00	20.00	0.00
4.00	20.00	20.00	0.00
6.00	20.00	20.00	0.00
8.00	20.00	20.00	0.00
10.00	20.00	20.00	0.00
35.00	20.01	20.01	0.00
60.00	20.20	20.20	0.00
110.00	22.18	22.20	-0.02
160.00	26.55	26.64	-0.09
210.00	32.99	33.16	-0.18
260.00	41.10	41.37	-0.27
310.00	50.57	50.92	-0.35
360.00	61.11	61.52	-0.42

410.00	72.48	72.95	-0.47
460.00	84.48	84.99	-0.51
560.00	109.84	110.38	-0.55
660.00	135.97	136.52	-0.55
760.00	162.23	162.74	-0.52
860.00	188.17	188.64	-0.47
960.00	213.61	214.01	-0.40
1060.00	238.40	238.73	-0.33
1160.00	262.38	262.63	-0.26
1260.00	285.50	285.68	-0.18
1360.00	307.76	307.86	-0.10
1460.00	329.14	329.17	-0.03
1560.00	349.66	349.62	0.04
1660.00	369.38	369.27	0.11
1760.00	388.30	388.13	0.17

Si può osservare come le differenze nei risultati tra le due diverse mesh sia assolutamente insignificante, con uno scarto massimo rilevato di mezzo grado circa.

5.4. Le Condizioni al Contorno e la Soluzione

5.4.1. Le Condizioni al Contorno

Le condizioni al contorno sono del tipo di Robin, così come descritto al punto 5.1.1. Infatti, il flusso termico è determinato ad ogni step temporale proporzionalmente alla differenza tra la temperatura superficiale esterna e la temperatura sui nodi degli elementi esterni, per mezzo delle leggi di convezione e irraggiamento.

I coefficiente di convezione e l'emissività sono stati assegnati a seconda che la superficie fosse o meno esposta al fuoco.

Esposizione	h_c [$W/m^2\text{°C}$]	ϵ_r [-]
Al fuoco	25	0.56
All'ambiente	9	0.8

Tabella 5.2 Caratteristiche di convezione e irraggiamento.

La temperatura esterna della porzione esposta al fuoco è determinata al variare del tempo dalla curva d'incendio ISO-834 (fig.3.7), mentre per le superfici non esposte si è fissata la temperatura ambiente pari a 20 °C. Anche la temperatura iniziale di tutti gli elementi del modello è stata stabilita a 20°C.

5.4.2. I Passi di Integrazione

È importante scegliere in modo corretto i passi di integrazione. Infatti, in caso di passi troppo lunghi si potrebbero ottenere risultati non corretti o anche problemi d'instabilità della soluzione. La scelta dei passi deve essere un compromesso che conservi l'accuratezza dei risultati senza gravare eccessivamente sui tempi di soluzione. È all'incirca la stessa questione riguardo al dettaglio della mesh.

Nel caso in esame è necessario scegliere passi temporali piuttosto piccoli nei primi istanti a causa della rapida pendenza della curva d'incendio; per alcuni

tentativi iniziali si hanno avuto, infatti, problemi di stabilità numerica proprio dovuti a questo fatto.

Le simulazioni, infine, sono state condotte attenendosi alla seguente sequenza di step temporali:

Numero di passi	Durata dei passi [s]
10	1
10	5
40	10
67	20

Tabella 5.3 Sequenza dei passi d'integrazione.

5.5. Risultati

Sono state condotte simulazioni sul modello di travetto nudo e quindi con tutti gli spessori di intumescente descritti nel capitolo 4. Per tutti i travetti si sono fatte due diverse simulazioni, usando i modelli di conducibilità termica e calore specifico di acciaio e calcestruzzo proposti rispettivamente dagli Eurocodici e dall'ASCE. Questo al fine di valutare l'influenza di tali modelli nel caso specifico di studio e tentare di capire quale dei due approcci risulti più adeguato.

Le temperature d'interesse sono in corrispondenza:

- Delle termocoppie, al fine di confrontarle con i risultati sperimentali;
- Della fibra;
- Delle barre di armatura inferiori.

Per quanto riguarda le termocoppie, nei grafici si è indicato con:

- tc 1: termocoppia a 16 cm dall'estradosso;
- tc 2: termocoppia a 17 cm dall'estradosso;
- tc 3: termocoppia a 18 cm dall'estradosso;
- tc 4: termocoppia a 19 cm dall'estradosso;

Di seguito, per ogni condizione d'isolamento del travetto, si riportano i grafici delle temperature nelle termocoppie, nelle armature e lungo la fibra.

5.5.1. Travetto Nudo

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	294	274	336	321	406	393	509	496
60	527	498	573	536	641	590	730	664
90	670	600	712	629	772	672	847	756
120	769	650	808	675	861	729	923	833

Tabella 5.4 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

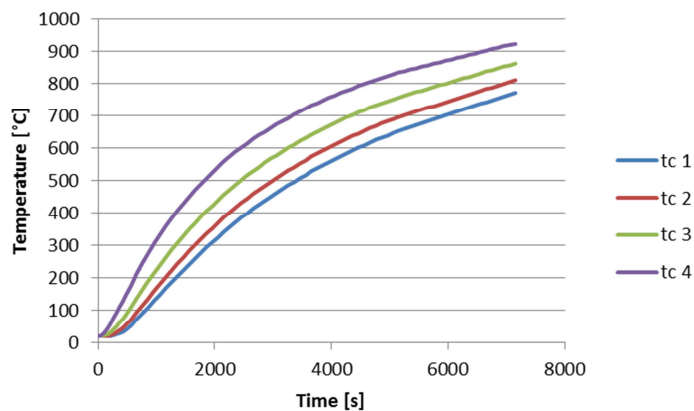


Figura 5.6 Termocoppie EC - travetto nudo

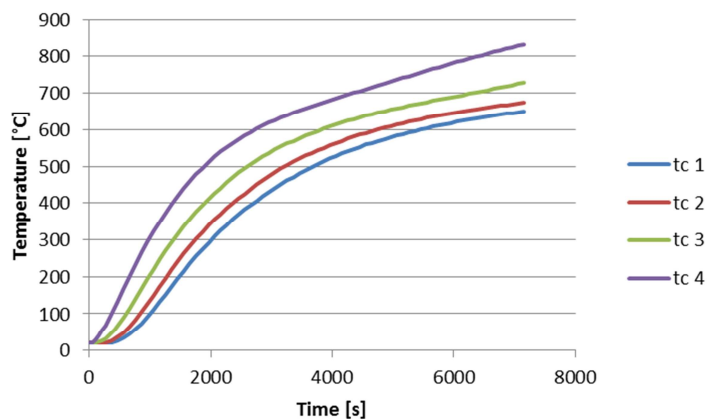


Figura 5.7 Termocoppie ASCE - travetto nudo

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	420	406
60	648	599
90	760	686
120	867	751

Tabella 5.5 Temperature acciaio –travetto nudo

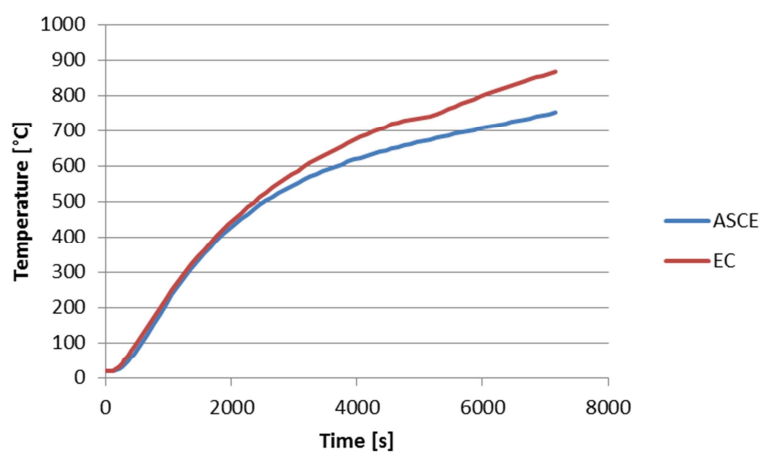


Figura 5.8 Temperature armature tese secondo EC e ASCE – travetto nudo.

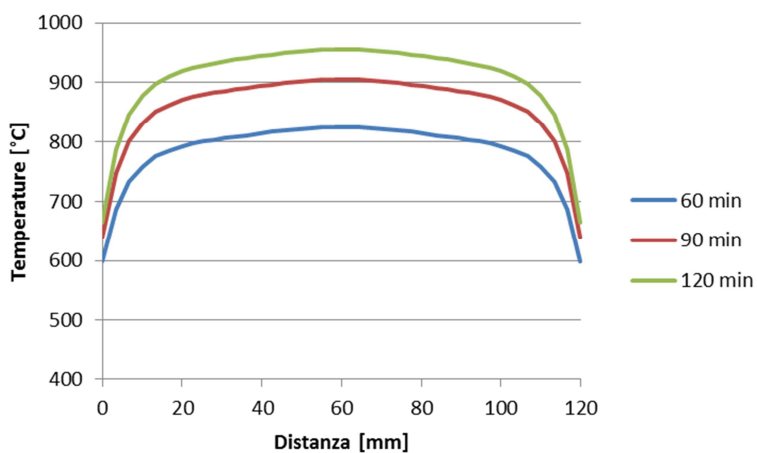


Figura 5.9 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello EC – travetto nudo.

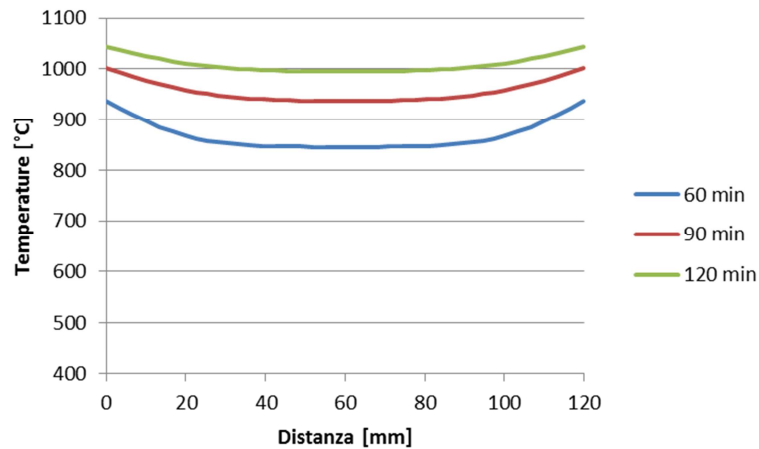


Figura 5.10 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE– travetto nudo.

Si nota immediatamente che applicando il modello ASCE si ottengono temperature minori rispetto alle prescrizioni degli Eurocodici, in particolare per alte temperature. Ciò è dovuto al fatto che l’ASCE prevede per aggregati carbonatici un picco del calore specifico intorno ai 700°C, fattore non prevista dalle norme europee. Considerando che generalmente le norme sono a favore di sicurezza e che in questo caso il calcestruzzo è a base di aggregati carbonatici, di seguito si riportano soltanto i grafici ricavati con l’approccio ASCE. I tabulati delle temperature per EC e ASCE sono riportati in allegato alla presente tesi.

5.5.2. Thermolag 1.5 mm

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	255	230	293	275	356	343	449	437
60	493	469	538	509	606	565	696	639
90	647	583	691	614	752	657	828	732
120	747	640	787	664	842	713	907	813

Tabella 5.6 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

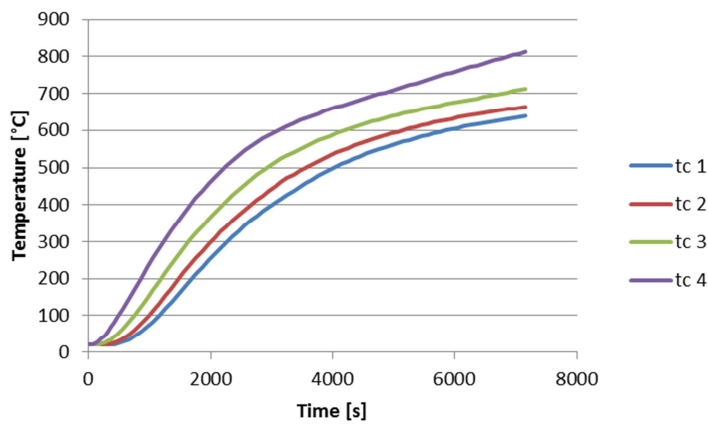


Figura 5.11 Termocoppie ASCE – Thermolag 1.5 mm

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	369	358
60	614	573
90	738	669
120	846	733

Tabella 5.7 Temperature acciaio – Thermolag 1.5 mm.

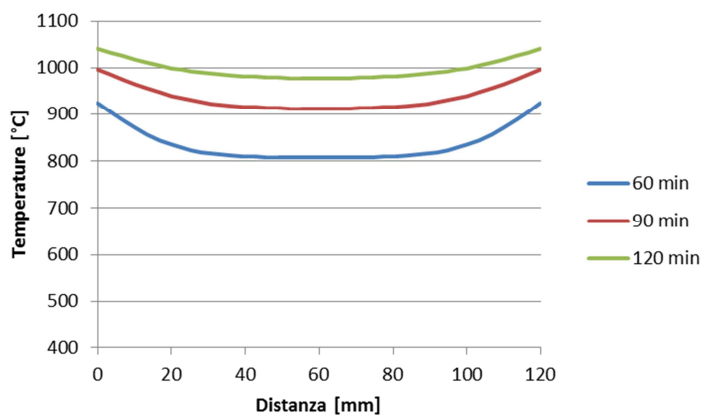


Figura 5.12 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE– travetto Thermolag 1.5 mm.

5.5.3. Thermolag 3 mm

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	220	192	254	232	309	295	391	380
60	458	437	502	480	569	539	658	614
90	621	565	665	597	727	641	805	709
120	724	628	765	653	821	697	889	791

Tabella 5.8 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

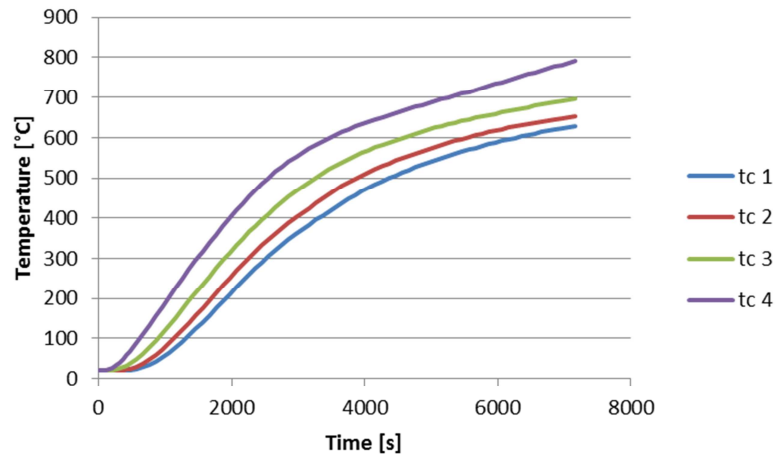


Figura 5.13 Termocoppie ASCE – Thermolag 3 mm

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	323	311
60	578	545
90	726	652
120	824	716

Tabella 5.9 Temperature acciaio – Thermolag 3 mm.

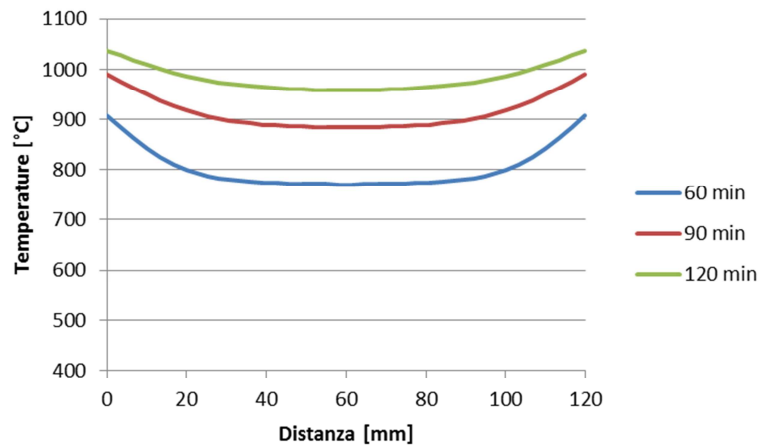


Figura 5.14 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE– Thermolag 3 mm.

5.5.4. Themolag 4.5 mm

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	190	160	220	195	268	252	339	328
60	423	406	466	448	530	509	618	586
90	592	546	637	579	700	624	779	688
120	701	616	742	642	800	683	870	768

Tabella 5.10 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	281	263
60	541	516
90	703	633
120	799	700

Tabella 5.11 Temperature acciaio – Thermolag 4.5 mm.

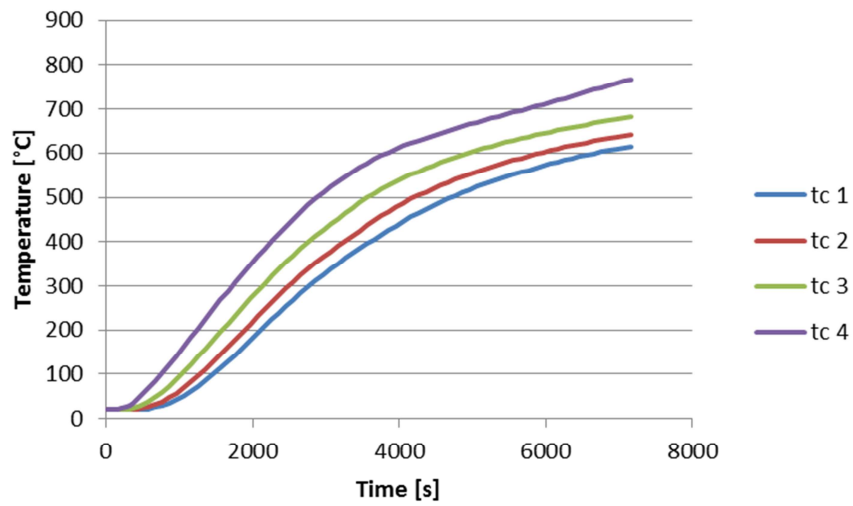


Figura 5.15 Termocoppie ASCE – Thermolag 4.5 mm.

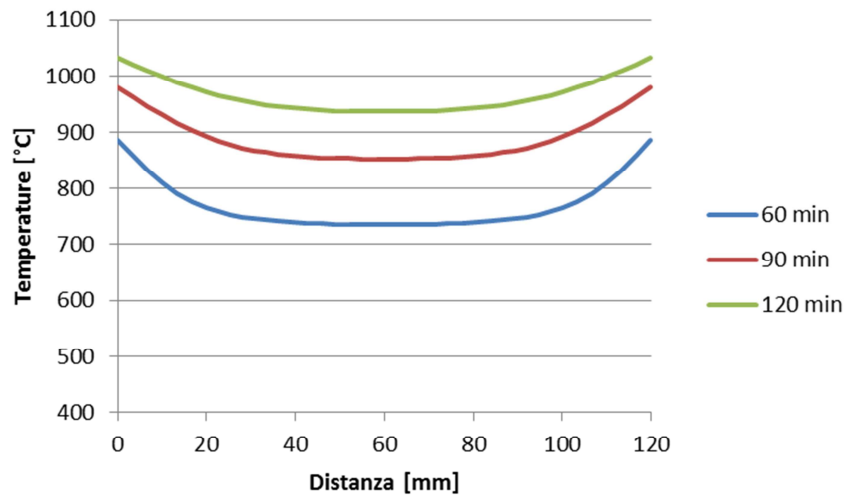


Figura 5.16 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE– Thermolag 4.5 mm.

5.5.5. Thermolag 5 mm

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	181	151	210	185	256	239	323	313
60	412	396	454	437	518	498	604	576
90	583	540	627	572	690	619	770	681
120	693	611	735	638	793	679	864	760

Tabella 5.12 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

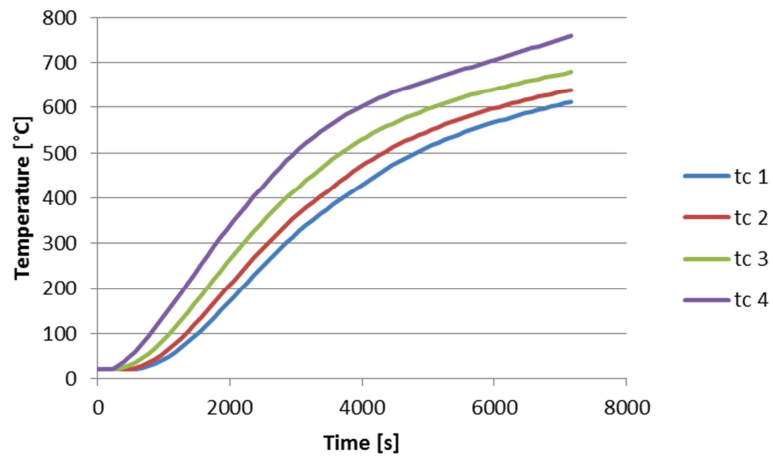


Figura 5.17 Termocoppie ASCE – Thermolag 5 mm.

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	269	256
60	528	506
90	694	627
120	790	694

Tabella 5.13 Temperature acciaio – Thermolag 5 mm.

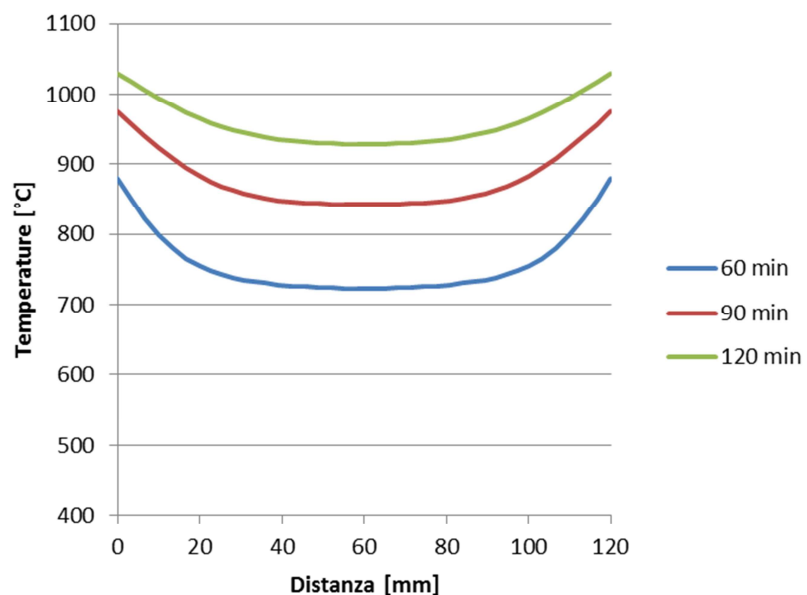


Figura 5.18 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE– Thermolag 5 mm.

5.5.6. Thermolag 8 mm

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	135	104	157	130	192	171	242	230
60	349	336	386	373	442	428	518	503
90	524	498	568	533	630	582	709	644
120	649	583	692	612	752	652	825	716

Tabella 5.14 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

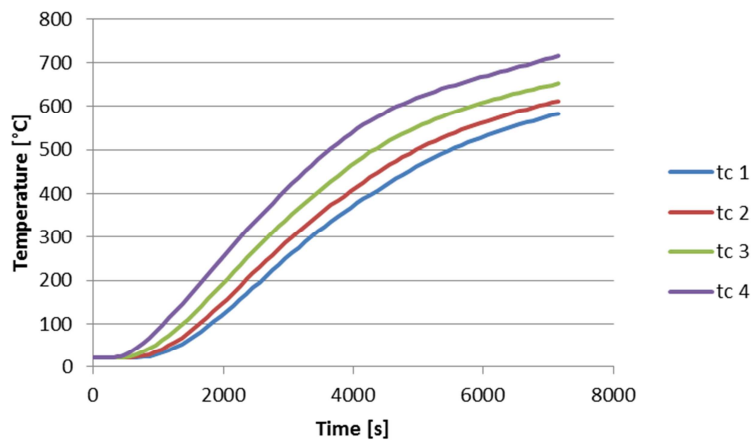


Figura 5.19 Termocoppie ASCE – Thermolag 8 mm.

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	203	188
60	454	439
90	636	588
120	739	663

Tabella 5.15 Temperature acciaio –Thermolag 8 mm.

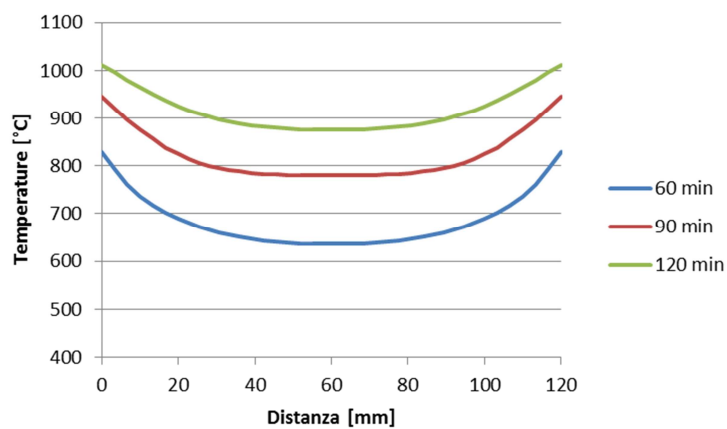


Figura 5.20 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE– Thermolag 8 mm.

5.5.7. Thermolag 12 mm

t [min]	tc_1 [°C]		tc_2 [°C]		tc_3 [°C]		tc_4 [°C]	
	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE	EC	ASCE
30	87	63	102	79	127	107	161	149
60	277	260	307	294	352	341	413	401
90	448	432	488	471	545	523	619	588
120	582	541	625	572	685	615	759	670

Tabella 5.16 Temperature calcolate nelle termocoppie secondo i modelli EC ed ASCE.

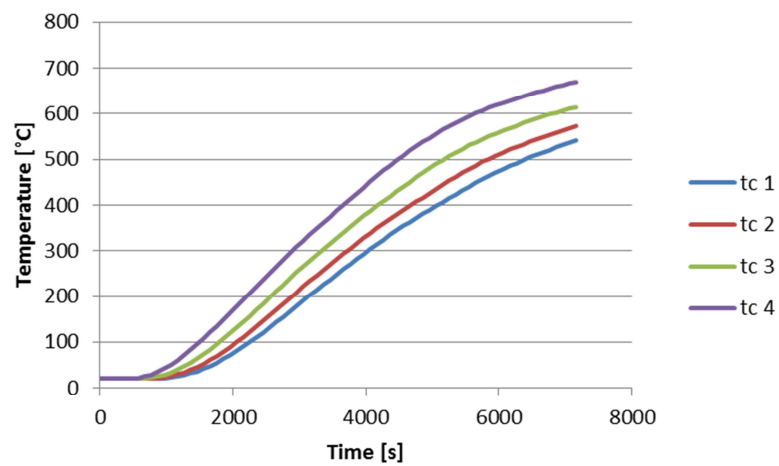


Figura 5.21 Termocoppie ASCE – Thermolag 12 mm.

t [min]	$T_{acciaio}$ [°C]	
	EC	ASCE
30	136	120
60	365	354
90	554	529
120	689	622

Tabella 5.17 Temperature acciaio – Thermolag 12 mm.

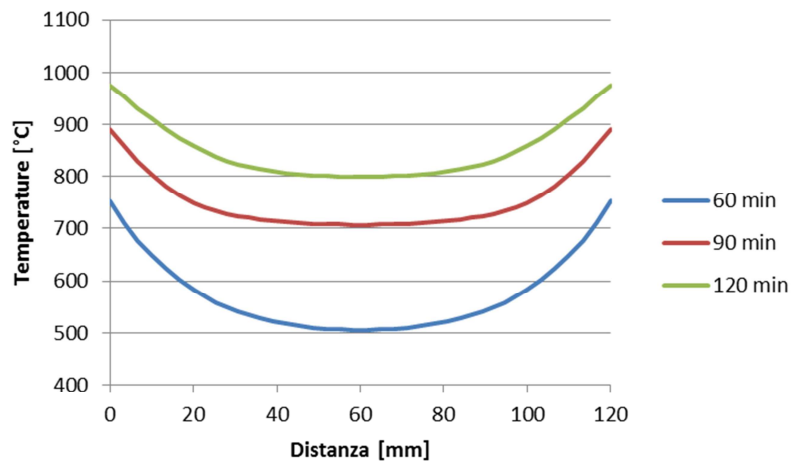


Figura 5.22 Andamento temperatura nel rinforzo secondo modello ASCE- Thermolag 12 mm.

5.5.8. Confronto Armature in Acciaio

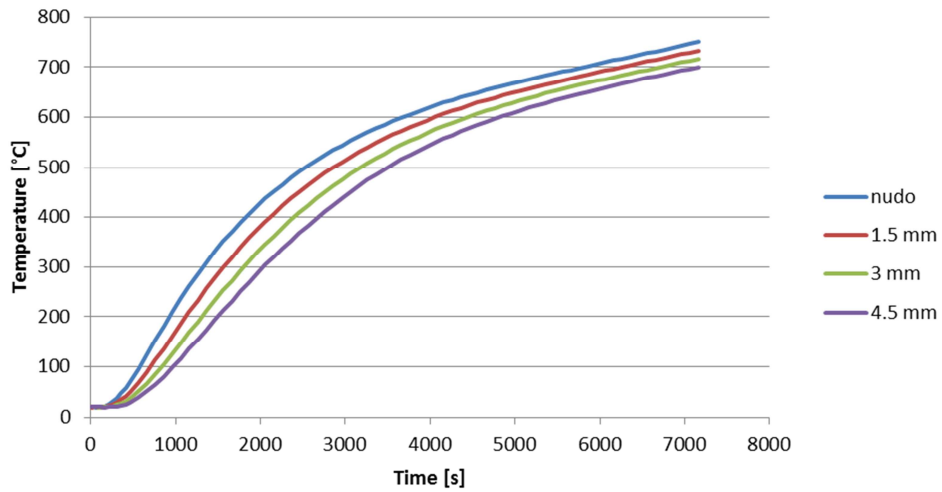


Figura 5.23 Confronto tra le temperature dell'acciaio rilevate nei diversi travetti - approccio ASCE.

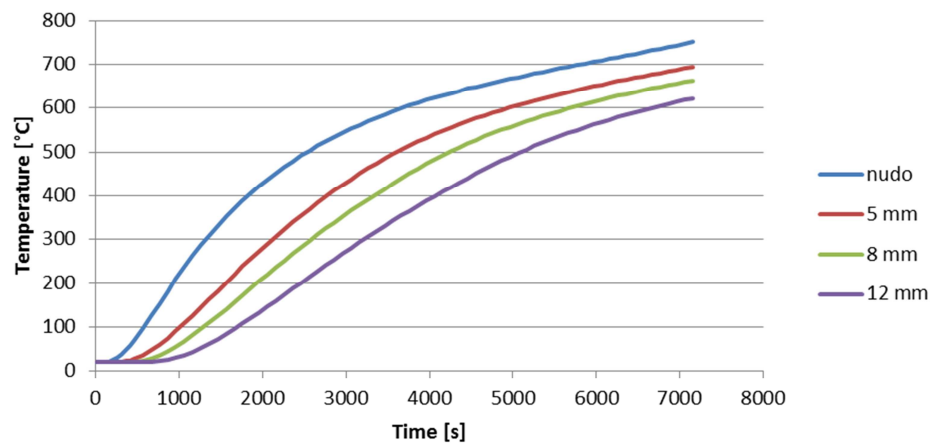


Figura 5.24 Confronto tra le temperature dell'acciaio rilevate nei diversi travetti - approccio ASCE.

5.5.9. Confronto Termocoppie

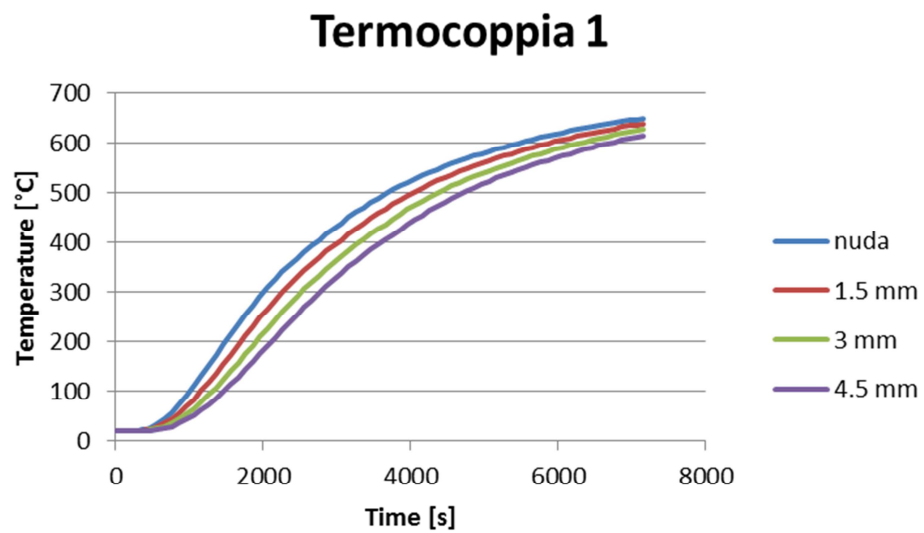


Figura 5.25 Confronto termocoppia 1 per diversi valori di isolamento.

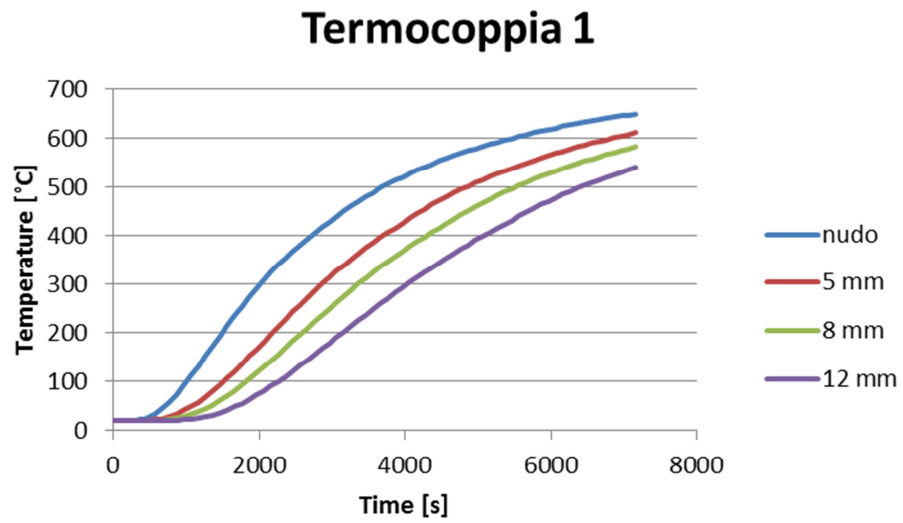


Figura 5.26 Confronto termocoppia 1 per diversi valori di isolamento.

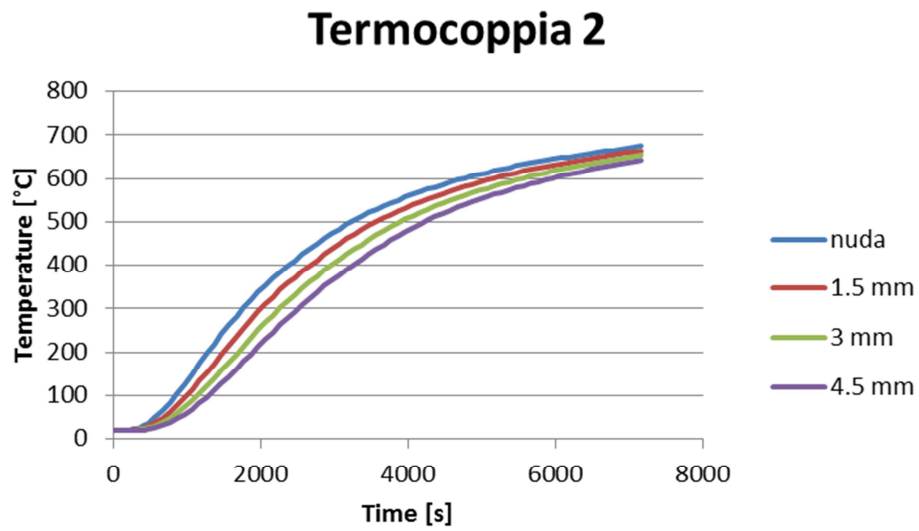


Figura 5.27 Confronto termocoppia 2 per diversi valori di isolamento.

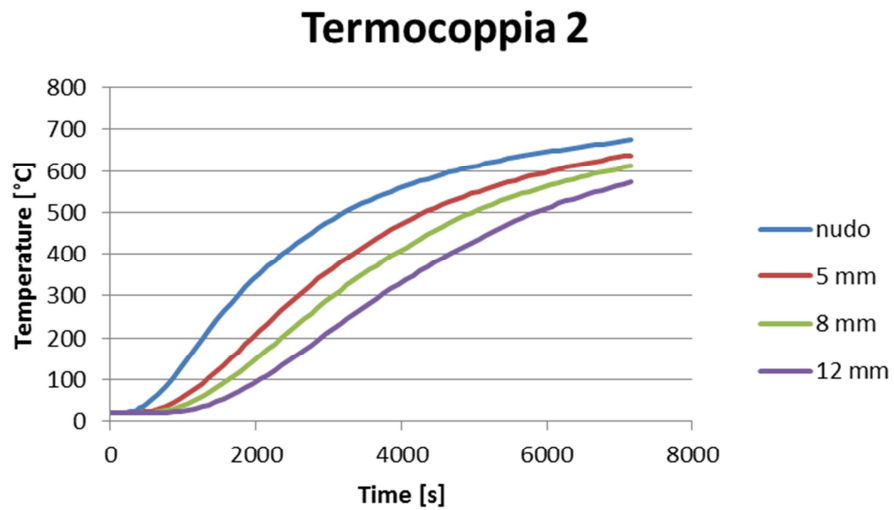


Figura 5.28 Confronto termocoppia 2 per diversi valori di isolamento.

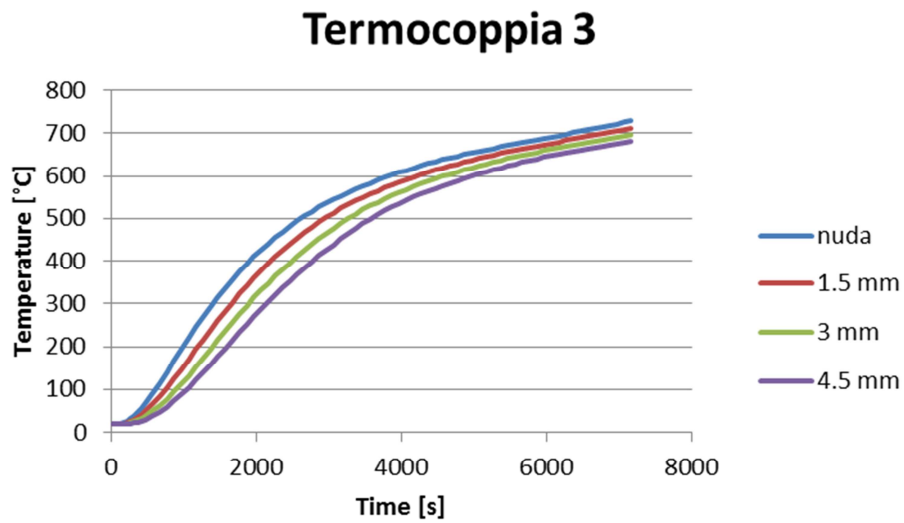


Figura 5.29 Confronto termocoppia 3 per diversi valori di isolamento.

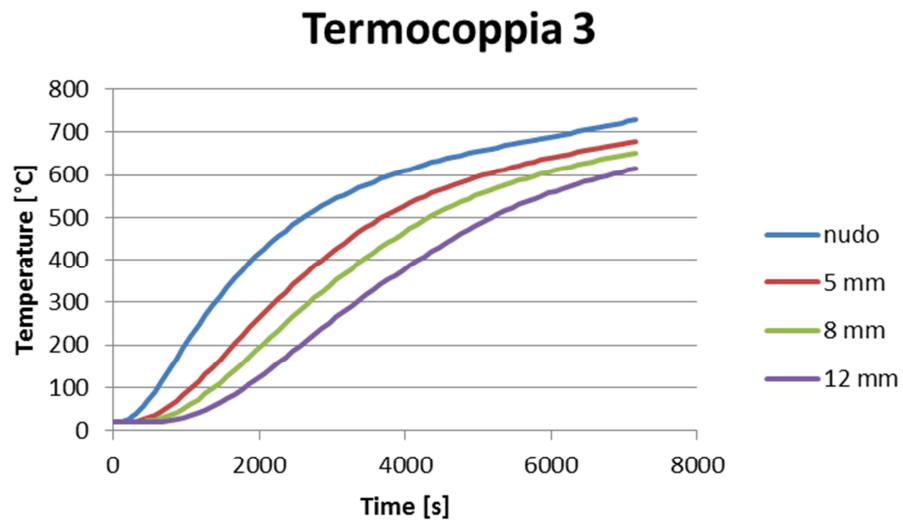


Figura 5.30 Confronto termocoppia 3 per diversi valori di isolamento.

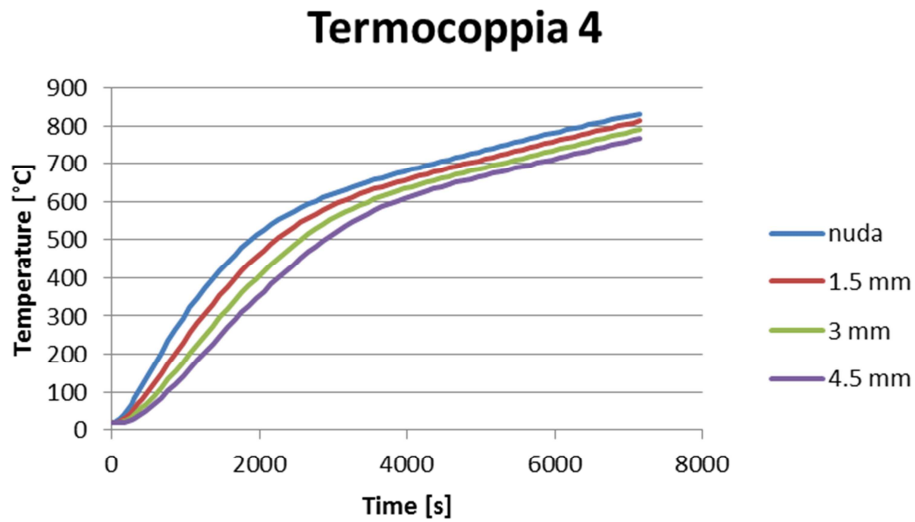


Figura 5.31 Confronto termocoppia 4 per diversi valori di isolamento.

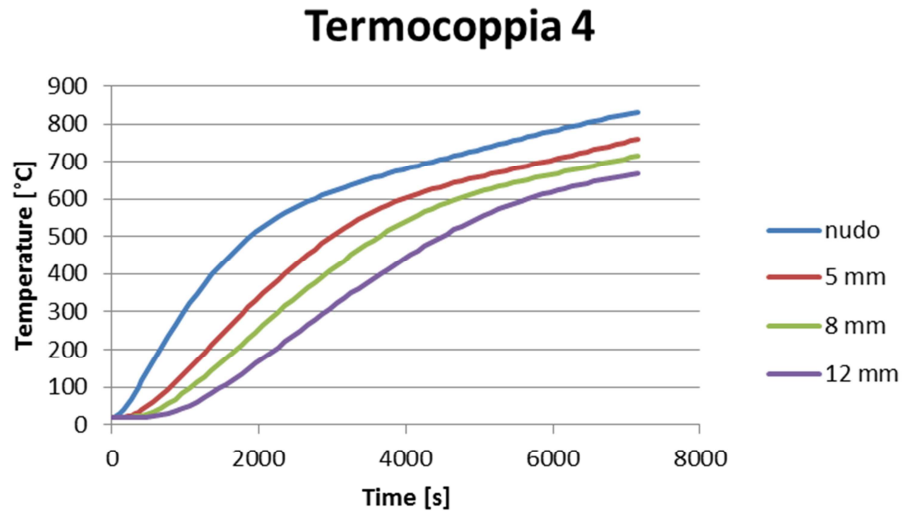


Figura 5.32 Confronto termocoppia 4 per diversi valori di isolamento.

5.6. Osservazioni sui Risultati

Si nota immediatamente che le curve delle temperature in corrispondenza delle termocoppie non mostrano nessun “plateau” nell’intorno dei 100°C, diversamente da come si è riscontrato nei risultati sperimentali delle campagne descritte nel capitolo 3. Il plateau ha un effetto benefico nei confronti dell’aumento di temperatura, ritardandone la crescita in funzione dell’umidità della pasta di cemento. Da qui la convinzione che, passati i 100°C, le temperature calcolate siano decisamente sovrastimate, in particolare nelle posizioni più interne dove l’umidità è maggiore.

Ritornando sul punto degli approcci ASCE e EC, si nota come il distacco tra i due casi sia particolarmente evidente alle alte temperature; questo è un fatto di non poco conto in quanto, per tali valori di temperatura, differenze di poche decine di gradi possono essere segnare di molto il comportamento strutturale, fino addirittura la fase di collasso.

Osservando l'andamento della temperatura tra le termocoppie di una stessa trave, si coglie un andamento quasi bilineare con un ginocchio in corrispondenza dei 600°C. Fino a questo valore, le curve delle diverse termocoppie procedono con inclinazione differente, con pendenza tanto maggiore quanto minore la distanza dall'intradosso esposto al fuoco; una volta raggiunto il ginocchio, con tempi chiaramente diversi, si ha un sostanziale parallelismo tra le curve. Segue che la massima differenza di temperatura tra la termocoppia più esterna e le altre si registra all'istante in cui la prima raggiunge il punto di ginocchio.

Per quanto riguarda l'effetto delle varie configurazioni d'isolante, conviene ragionare in termini di effetto ritardante rispetto al provino non isolato. Tale effetto è tanto più marcato quanto è alta la temperatura. Uno strato di Thermolag3000 di 12 mm può arrivare a ritardare il raggiungimento di una temperatura di 600°C di poco meno di un'ora, che in termini di resistenza al fuoco è un valore considerevolissimo.

Ragionando in termini assoluti, si nota come nel punto di rilevazione più esposto (termocoppia 4), il valore di prima allerta per il calcestruzzo (500°C) è raggiunto dopo 40 minuti circa nel travetto nudo, fino a 90 minuti circa per il caso maggiormente isolato.

Anche il profilo di temperatura nell'acciaio teso è ovviamente simile a quello registrato dalle termocoppie. Per una valutazione di massima, si fissa a 600°C il limite accettabile per l'acciaio, quindi si nota che a 60 minuti non si hanno problemi, mentre a 90 minuti sarebbe necessario un cappotto di 5 mm e a 120 minuti di 12 mm.

Per quanto riguarda la fibra e la malta circostante, si stimano temperature molto alte specialmente avvicinandosi alle due superfici laterali. Questo dato è più significativo riguardo al calcestruzzo, in quanto la fibra è molto vicina alla superficie riscaldata e anche un eventuale forte umidità del sottile strato di malta adesiva non varierebbe di molto i risultati. Ci si rende conto di essere in

presenza di temperature estremamente elevate e che l'effetto dell'isolante può risultare determinante. Sebbene in corrispondenza degli spigoli laterali, la temperatura sia, in ogni caso, oltre i 1000°C, si può notare una differenza con il centro tanto più marcata quanto è spesso lo strato di isolante. È proprio in questo frangente che uno spesso strato di Thermolag ha effetti estremamente importanti. 12 mm di isolante permettono di contenere la temperatura al centro della fibra di oltre 200°C a 90 e 120 minuti rispetto al caso non isolato. I benefici del Thermolag cominciano ad essere sostanziali per spessori a partire dai 5 mm.

5.7. Valutazione Preliminare del Danno

5.7.1. La Riduzione della Capacità Portante della Porzione in c.a.

Non essendo a conoscenza delle prestazioni del basalto e della malta adesiva alle alte temperature, ci si limita a valutare la resistenza residua della porzione in c.a. Operando una drastica semplificazione, si considera il travetto rinforzato come un sistema di resistenze in serie, una costituita dalle barre d'acciaio e l'altra dalla fibra, che vanno ad equilibrare la risultante interna di trazione.

La riduzione della capacità portante della sezione non rinforzata può essere calcolata una volta noto il profilo di temperatura per mezzo di procedure semplificate quali il "metodo dell'isoterma 500°C" e "il metodo delle zone", così come indicato nell'Annex B dell'Eurocodice 2, parte 1.2.

Il caso in esame ha una geometria estremamente semplice per cui il calcolo può essere fatto in modo immediato. Secondo il metodo dell'isoterma 500°C, nel caso in cui l'intradosso riscaldato sia soggetto a trazione, l'altezza utile della trave non subisce variazioni. La larghezza del travetto deve essere ridotta, ma il suo valore ha scarsa influenza sul momento resistente, tanto più che, nel caso in esame, la parte superiore della trave non è esposta al fuoco, nemmeno

lateralmente. Ipotizzando che la capacità ultima a flessione vari linearmente con la resistenza a trazione delle armature, il caso in questione è immediatamente risolto, in quanto le armature tese sono due e simmetriche: una volta nota la temperatura delle armature (la stessa per simmetria), si valuta attraverso la tabella 5.18 il rapporto di riduzione della resistenza a trazione dell'acciaio, il quale corrisponde alla riduzione della capacità a flessione del travetto. Per temperature intermedie rispetto a quelle riportate, si procede per interpolazione lineare.

Steel Temperature [°C]	$f_{sy,\theta}/f_{yk}$ [-]
20	1,00
100	1,00
200	1,00
300	1,00
400	1,00
500	0,78
600	0,47
700	0,23
800	0,11
900	0,06
1000	0,04
1100	0,02
1200	0,00

Tabella 5.18 Fattori di riduzione della resistenza a trazione dell'acciaio al variare della temperatura.

Seguendo questo approccio risulta che, dopo 60, 90 e 120 minuti, le capacità portanti delle sezioni al netto del contributo dei rinforzi è ridotta come indicato nelle tabelle seguenti.

Isolamento	EC		ASCE	
	T_{steel} [°C]	$M_{u,\vartheta}/M_{u,20}$	T_{steel} [°C]	$M_{u,\vartheta}/M_{u,20}$
Nudo	648	0.36	599	0.47
1.5 mm	614	0.44	573	0.56
3 mm	578	0.54	545	0.64
4.5 mm	541	0.65	516	0.73
5 mm	528	0.69	506	0.76
8 mm	454	0.88	439	0.91
12 mm	365	1	354	1

Tabella 5.19 Capacità portante residua al netto del contributo del rinforzo dopo 60 minuti di esposizione al fuoco.

Isolamento	EC		ASCE	
	T_{steel} [°C]	$M_{u,\vartheta}/M_{u,20}$	T_{steel} [°C]	$M_{u,\vartheta}/M_{u,20}$
Nudo	760	0.16	686	0.26
1.5 mm	738	0.18	669	0.30
3 mm	726	0.20	652	0.35
4.5 mm	703	0.23	633	0.39
5 mm	694	0.24	627	0.41
8 mm	636	0.38	588	0.51
12 mm	554	0.61	529	0.69

Tabella 5.20 Capacità portante residua al netto del contributo del rinforzo dopo 90 minuti di esposizione al fuoco.

Isolamento	EC		ASCE	
	T_{steel} [°C]	$M_{u,\vartheta}/M_{u,20}$	T_{steel} [°C]	$M_{u,\vartheta}/M_{u,20}$
Nudo	867	0.08	751	0.17
1.5 mm	847	0.09	733	0.19
3 mm	824	0.10	716	0.21
4.5 mm	799	0.11	700	0.23
5 mm	790	0.12	694	0.24
8 mm	739	0.18	663	0.32
12 mm	689	0.26	622	0.42

Tabella 5.21 Capacità portante residua al netto del contributo del rinforzo dopo 120 minuti di esposizione al fuoco.

Paragonando di nuovo i dati relativi al modello ASCE con quello realizzato secondo gli Eurocodici, si riscontrano importanti differenze soprattutto per alti tempi di esposizione. Sta alle prove sperimentali dimostrare il contributo dei rinforzi e validare le previsioni fin qui fatte.

6. RISULTATI SPERIMENTALI

6.1. Prove di Pull-Out

6.1.1. Prove Aggiuntive sulla Campagna di Bologna

Sono state effettuate prove di strappo aggiuntive su alcuni provini della precedente campagna dell'Università di Bologna descritta al capitolo 3.

PRIMA SERIE

In tabella 6.1 sono riportati i risultati dei test effettuati dal Del Prete [14]. In questa prima fase sono stati eseguiti i test atti a classificare le proprietà: del calcestruzzo, dei rinforzi integri e dei rinforzi sottoposti ad incendio ma ancora conservati (1° lotto, serie H). Si ricorda che queste prove di pull-out sono state eseguite prima delle prove a flessione.

Trave	Tipo Di Test	Valore [Mpa]	Modalità Di Crisi
35	Resist. CLS	1,60 (c), 1,50 (d)	-
40	Resist. CLS	1,30 (g), 1,25 (h)	-
32	CFRP integro	2,00 (e)	CLS
37	CFRP integro	1,65 (f)	Crisi lato cls e parzialmente colla cls
2	CFRP bruciato	0,75 (b)	CLS
7	CFRP bruciato	2,00 (a)	Crisi lato cls e parzialmente colla cls

Tabella 6.1 Risultati della prima serie di pull-out test.

I valori di resistenza allo strappo riportati in tabella 6.1 sono il risultato della lettura sulla scala graduata della macchina di prova; esse pertanto sono riferite all'azione di tiro applicata su di una superficie di riferimento pari all'area di incollaggio del nottolino metallico. Per ragioni di ordine pratico però, la prova viene eseguita strappando dal supporto in calcestruzzo una superficie di fibra avente, sempre area circolare, ma di diametro maggiore rispetto a quella del nottolino metallico. In particolare si ha il diametro del nottolino metallico pari a 20mm (fig.6.1) mentre la fibra strappata ha un diametro pari a 28mm. Le tensioni reali di strappo della fibra vanno quindi sostanzialmente dimezzate rispetto ai valori indicati in tabella. In caso di crisi lato calcestruzzo i risultati ottenuti sui rinforzi integri rimangono comunque in linea con i valori soglia definiti dalla normativa in materia.



Figura 6.1 Strappo di un nottolino da 20 mm effettuato da Del Prete.

SECONDA SERIE

Di seguito sono riportate le prove svolte successivamente su alcuni provini già sottoposti alla prova di flessione. In questo caso sono stati eseguiti strappi sia su fibra che su calcestruzzo. Alcuni strappi sul calcestruzzo sono stati eseguiti in posizione laterale (fig.6.3) a ridosso dell'intradosso, in modo da poter testare calcestruzzo non fessurato a seguito delle prove di flessione. In questo caso sono stati utilizzati nottolini di diametro 50 mm.



Figura 6.2 Incisione con tazza prima dello strappo.



Figura 6.3 Strappo di un nottolino applicato sulla superficie laterale.

Numero Trave	Posizione	Valore [Mpa]	Modalità Crisi*
22	Rinforzo	1.68	Colla nottolino
22	lat. su cls	1.23	-
12	su rinforzo	1.34	Colla nottolino
12	lat. su cls	1.04	-
17	Su rinforzo	0.89	Colla nottolino
7	Sup. su cls	2.34**	-
7	Lat. su cls	3.01	-
37	Su rinforzo (+ esterno)	0.92	CLS
37	Su rinforzo (+ interno)	0.96	CLS
37	Lat. su cls	2.22	-
2	Su rinforzo	1.66	CLS
2	Lat su cls	1.97	-
40	Sup su cls	4.76	-
4	Sup su cls	1.55	-
14	Sup su cls	1.03	-
24	Sup su cls	0.97	-

Tabella 6.2 Risultati della seconda serie di pull-out test.

*la modalità di rottura è indicata solo per i nottolini applicati sulla fibra.

**valore incerto per lettura difettosa.

I nottolini 1,3,5 applicati su travi con rinforzo ripristinato non hanno asportato, come invece prevedibile, la fibra (fig. 4.18), probabilmente a seguito di un difetto di posa.

OSSERVAZIONI E COMMENTO DEI RISULTATI

In diverse occasioni il test ha dato esito insoddisfacente, in quanto si ha avuto il distacco del nottolino all'interfaccia della resina utilizzata per la sua posa. Questo denota un evidente difetto d'installazione: è tuttavia difficile realizzare uno strato adesivo perfettamente omogeneo e imperfezioni anche piccole possono causare concentrazioni di tensioni tali da innescare la frattura dell'adesivo che altrimenti avrebbe una resistenza a trazione ben superiore del calcestruzzo anche nel caso di riscaldamento e successivo raffreddamento.

Il numero di prove effettuato non permette di condurre accurate analisi quantitative in quanto nel migliore di casi si hanno 2 valori registrati per la stessa quantità di interesse. È evidente che risulta impossibile un trattamento statistico. Ciò premesso, i risultati ottenuti forniscono interessanti indicazioni qualitative.

Il confronto di risultati ottenuti con nottolini di dimensioni diverse su travi in condizioni diverse (pre e post prove di flessione) non aiuta ad uniformare i risultati. La distribuzione delle tensioni è leggermente differente ed è possibile individuare le microfessure in modo accurato.

Purtroppo il fallimento di diversi strappi non ha consentito di compiere tutte le rilevazioni desiderate. Non mancano però spunti interessanti.

- Solo in un caso (nottolino b, prima campagna) i valori osservati sono al di sotto del limite minimo di 0,9 MPa indicato dalla normativa come soddisfacente. Questa considerazione vale anche dimezzando i valori di tensioni riscontrati nella prima serie.
- La trave 37 è stata testata in entrambe le campagne: si noti come nel secondo caso la tensione di rottura sia considerevolmente inferiore al primo; le microfessure nate a seguito del test a flessione sono probabilmente la causa di questo risultato.

- Il nottolino numero 11 della seconda campagna mostra un risultato molto interessante. La prova è stata eseguita su un campione dove l'isolante era completamente deteriorato al di sopra della fibra che tuttavia ha conservato ottime caratteristiche di aderenza (fig.6.4).



Figura 6.4 Nottolino 11 su trave numero 2

- Anche nei casi in cui si ha avuto il distacco della colla dei nottolini i valori della tensione di distacco sono abbastanza alti. Tali valori devono essere inferiori alla resistenza a trazione del calcestruzzo, altrimenti non si sarebbe verificato il distacco della colla prima del calcestruzzo. Questa osservazione potrebbe non essere corretta nel caso in cui il calcestruzzo sia stato inciso con la fresa per una profondità troppo ridotta.

Per quanto si riguarda la resistenza del calcestruzzo si dispone di risultati un po' più ampi. In fig.6.5 e 6.6 sono riportati i grafici con la correlazione tempo di esposizione al fuoco vs. resistenza a trazione per 2 diversi tipi di travi: 2,12,22,32 e 4,14,24,34.

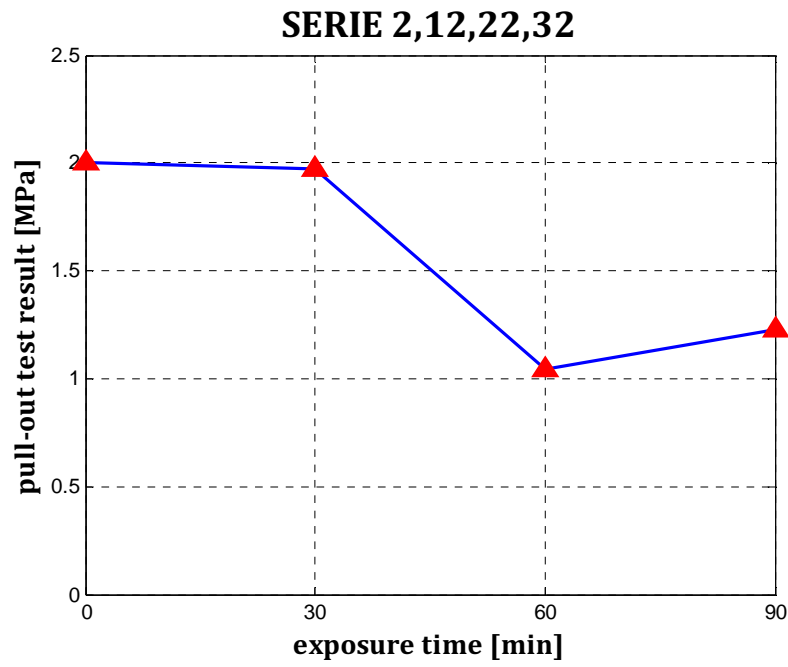


Figura 6.5 Prove di strappo sul calcestruzzo per le travi 2-12-22-32.

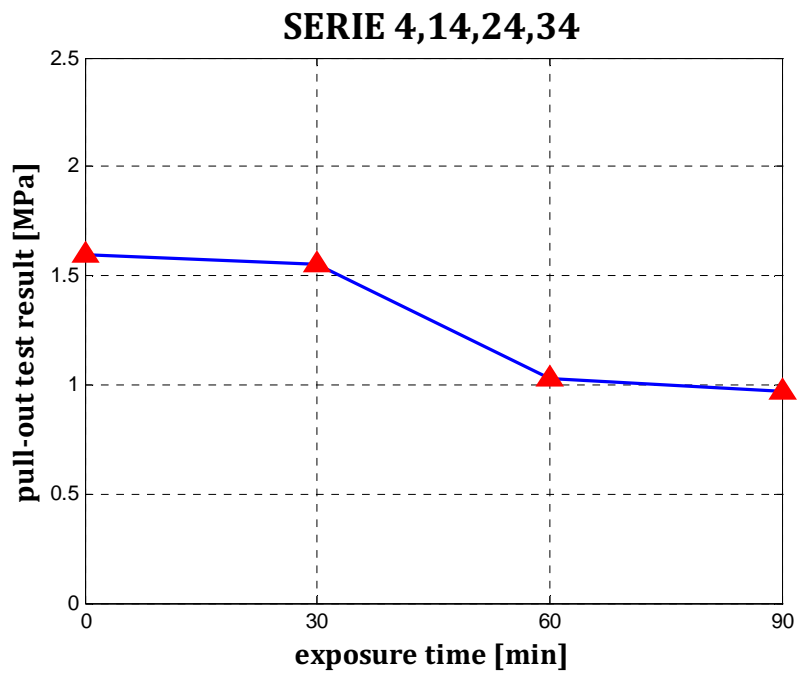


Figura 6.6 Prove di strappo sul calcestruzzo per le travi 4-14-24-34.

I due grafici proposti mostrano un'interessante affinità: tra i 30 e i 60 minuti si ha un importante decremento della resistenza a trazione del calcestruzzo, mentre negli intervalli 0-30 e 60-90 la variazione non risulta significativa. Si noti addirittura come nella serie 2,12,22,32 si sia riscontrato un valore della resistenza a trazione a 90 minuti superiore di quello a 60 minuti: ciò è chiaramente dovuto all'unicità della prova, ma sta comunque ad indicare che il degrado tra 60 e 90 non è drammatico. La differenza in termini di valore assoluto deriva dal fatto che la serie 2 è rinforzata con CFRP ed isolata con Thermolag3000, mentre la serie 4 è "nuda". Ciò fa sì che la serie 4 sia più sensibile all'esposizione al fuoco nei riguardi della resistenza a trazione del calcestruzzo. In più una differente posizione all'interno del forno può causare una diversa distribuzione del calore.

Nella seconda campagna alcune prove sono state fatte sulla superficie laterale della trave (il più vicino possibile all'intradosso) piuttosto che all'intradosso, dove non era possibile l'applicazione. Per la trave numero 7 (nottolini 6 e 7) si è effettuato uno strappo in entrambe le condizioni. Come era lecito aspettarsi il calcestruzzo in posizione laterale ha mostrato un valore di tensione di rottura maggiore, in quanto sottoposto all'azione termica in misura minore. La stessa osservazione vale per la trave 2 (nottolini 11 e 12): sebbene un nottolino sia posizionato sul rinforzo la rottura è tuttavia lato calcestruzzo.

Un'interessante analisi consisterebbe nel sezionare una trave esposta al fuoco per esaminare, attraverso la colorazione del calcestruzzo, l'impatto dell'azione del fuoco all'interno della trave.

6.1.2. Prove per la Valutazione dell'Impregnamento del Tessuto di Basalto

Il metodo più semplice e rapido per avere informazioni riguardo all'impregnamento di un tessuto è quello del pull-out test. Sono stati utilizzati

gli stessi nottolini da 50 mm (fig. 6.7) e lo stesso apparecchio di tiro visti nel punto precedente.

Di seguito sono riportati i risultati delle tre prove di strappo-

Prova	Valore Strappo [MPa]	Rottura
1	0.31	Fibra
2	0.20	Fibra
3	/	Fibra

Tabella 6.2 Resoconto delle prove di pull-out.



Figura 6.7 Nottolino installato sull'estremità della trave.



Figura 6.8 Risultati di due diversi strappi.

I risultati sono scarsi e deludenti, in quanto tutti gli strappi mostrano rotture di tipo C (fig.4.15) e modestissimi valori di tensioni di strappo. Come si poteva intuire, difficilmente una malta riesce ad impregnare un tessuto efficacemente. Si era considerata questa possibilità anche durante la posa in opera, in quanto la malta non trapassava oltre il tessuto come invece comunemente fanno le resine. Si andrà a condurre una prova di flessione, tuttavia non si ripongono in essa grandi aspettative.

6.2. Prove di Compressione sulla Malta

Sono stati realizzati quattro provini cilindrici di malta all'interno di tubi di un pollice e tre quarti. Dopo essere stati scasserati, si è provveduto alla regolarizzazione e alla rettifica presso il laboratorio LAGIRN dell'Università di Bologna. Successivamente si sono misurate le dimensioni dei provini con un calibro a lettura digitale (tab.6.3).

Provino	Diametro [mm]	Altezza [mm]
0	43.54	98.28
1	43.49	98.37
2	43.51	93.84
3	43.56	98.26

Tabella 6.3 Dimensioni dei provini.



Figura 6.9 I provini testati.

Si noti che solo l'altezza del provino 2 è leggermente diversa dalle altre.

I quattro provini 0,1,2,3 sono testati, rispettivamente, a temperatura ambiente, 100, 200 e 300 gradi.

Il riscaldamento è avvenuto in un forno elettrico ventilato (fig.6.10) per almeno quattro ore.



Figura 6.10 Forno elettrico per il riscaldamento dei provini.

I provini sono stati quindi sottoposti ad una classica prova di compressione uniassiale (fig.6.11). Si sono misurate la forza applicata dal pistone e la corsa degli stessi, per mezzo di dispositivi di misura incorporati nella macchina di prova. Si è preferito non installare i costosi estensimetri da utilizzare per alte temperature, in quanto da queste prove si attendono indicazioni di massima. Per le prove sui provini riscaldati si è provveduto a preparare l'apparato di prova in modo che fosse immediatamente operativo, quindi si è estratto dal forno il campione da testare con speciali guanti al kevlar ed in poche decine di secondi ha preso il via la prova.



Figura 6.11 Apparecchio per la prova a compressione.

Di seguito sono riportate le curve tensione-deformazione per ciascuna prova. Si ricorda che la deformazione è stata ottenuta calcolando il rapporto tra la corsa dei pistoni e l'altezza iniziale del provino, per cui non è accurata come se fosse stata rilevata con degli estensimetri.

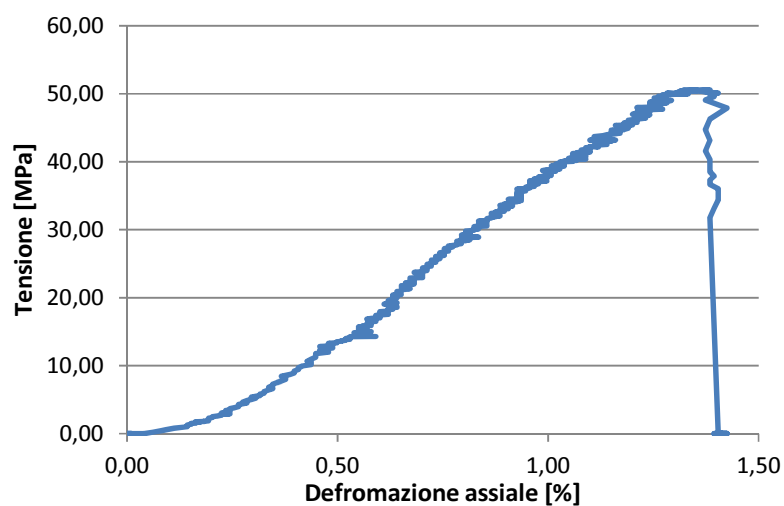


Figura 6.12 Curva tensione-vs. deformazione assiale per il provino 0.

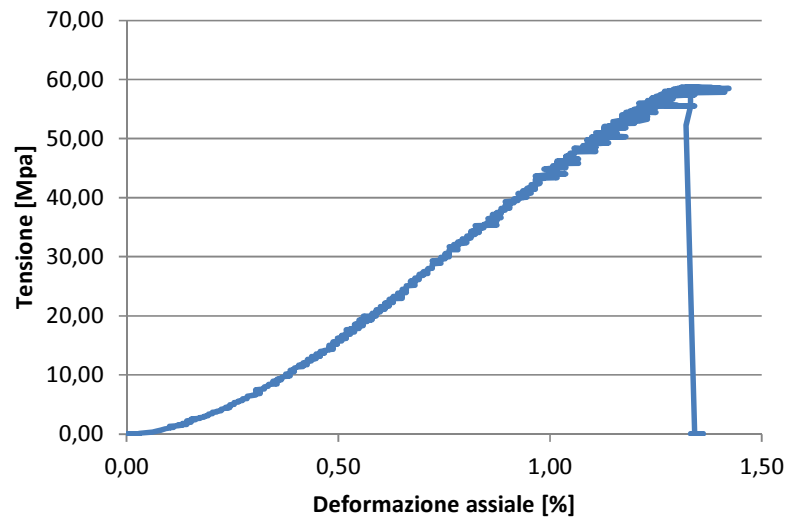


Figura 6.13 Curva tensione-vs. deformazione assiale per il provino 1.

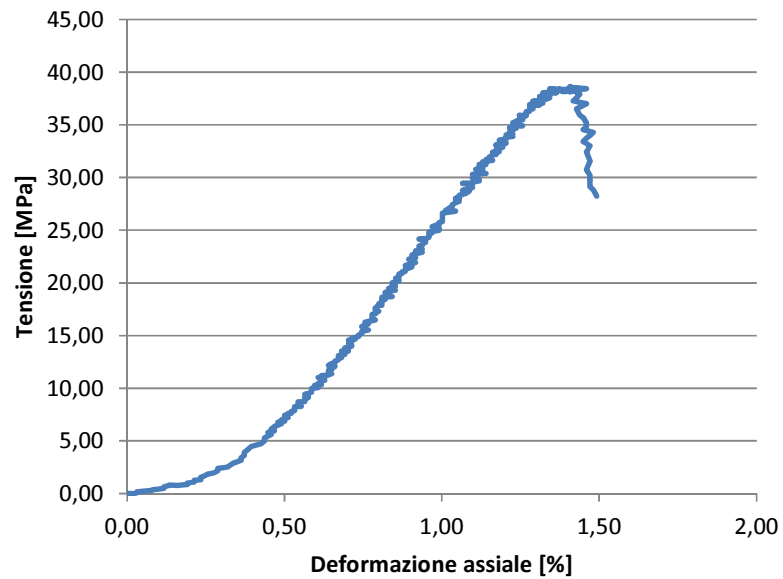


Figura 6.14 Curva tensione-vs. deformazione assiale per il provino 2.

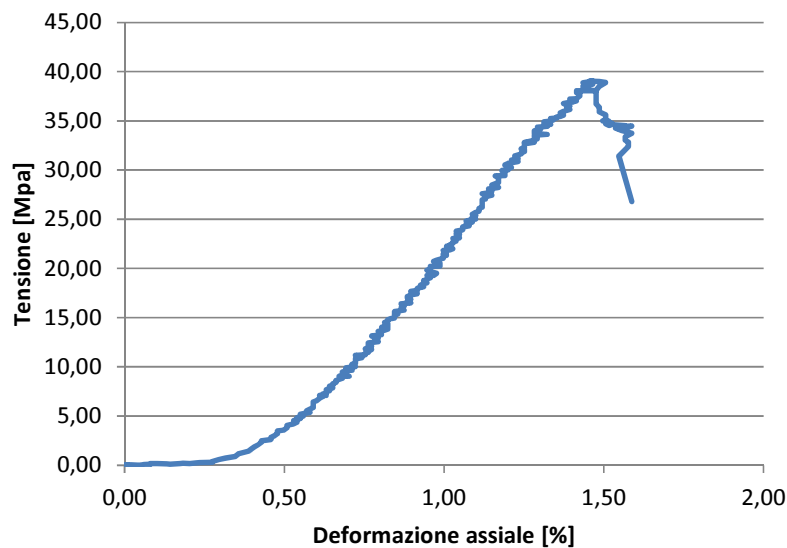


Figura 6.15 Curva tensione-vs. deformazione assiale per il provino 3.

Tutte e quattro le curve mostrano un tipico andamento elasto-fragile, in accordo con le previsioni.

In tabella 6.4 è riportata le sintesi dei risultati delle quattro prove, inidcando la tensione e la deformazione di rottura e il modulo elastico calcolato nel tratto lineare della curva.

Provino	σ_r [MPa]	ε_r^* [%]	E [MPa]
0	50	1.38	5641
1	58	1.32	5808
2	38	1.41	3854
3	39	1.47	4159

Tabella 6.4 Quadro riassuntivo delle prove di compressione.

* la deformazione a rottura comprende anche il valore di deformazione dovuto alla corsa iniziale del pistone, quantificabile in uno 0.5% circa.

Di seguito, in fig.6.16-17-18, sono riportati i grafici delle quantità d'interesse in funzione della temperatura, procedendo per interpolazione lineare a partire dai dati sperimentali.

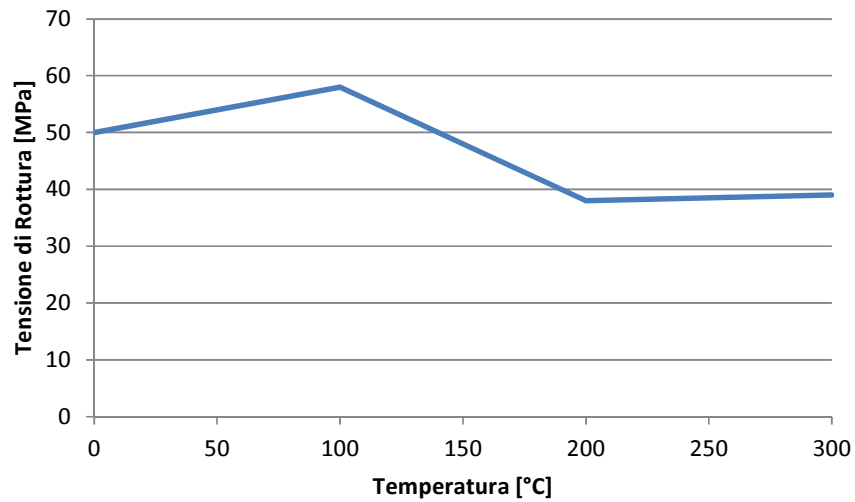


Figura 6.16 Tensione di rottura vs. temperatura.

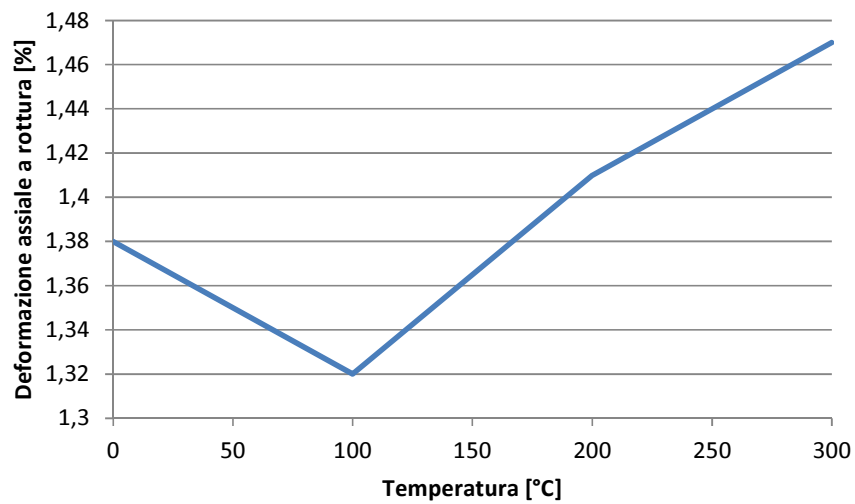


Figura 6.17 Deformazione a rottura vs. temperatura.

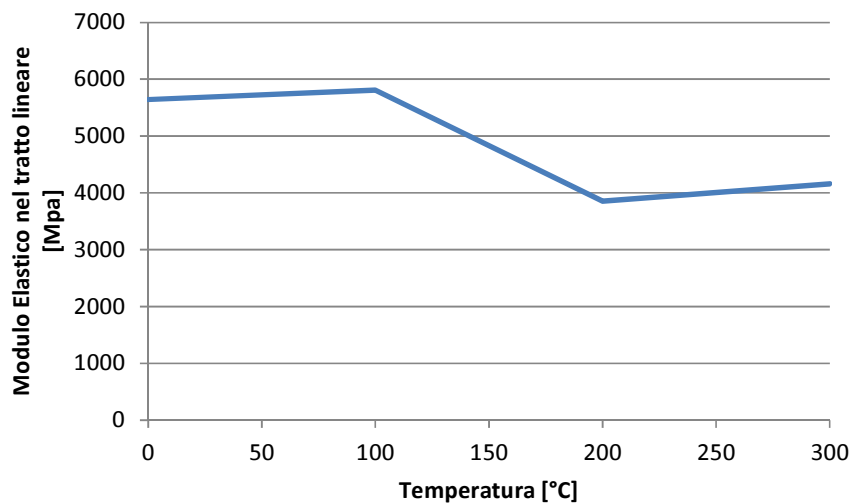


Figura 6.18 Deformazione a rottura vs. temperatura.

Per quanto riguarda la resistenza a compressione, i risultati sono estremamente soddisfacenti, in quanto la malta è stata preparata in modo diverso da quanto prescritto dalla scheda tecnica e, in più, i campioni di prova non erano stati vibrati in modo perfetto. Ciò nonostante, il valore nominale a temperatura ambiente fornito dal produttore (38 MPa) è stato abbondantemente superato. Si nota un piccolo aumento di resistenza a 100°C, fatto comune per molte malte, poi un abbassamento del 20% circa a 200°C per poi conservare la stessa resistenza a 300°C.

La deformazione a rottura non è molto accurata, in quanto non è misurata con estensimetri e poiché comprende uno 0.5 % circa dovuto allo scorrimento iniziale del pistone. Ciò nonostante si possono ottenere indicazioni qualitative: deformazioni effettive ultime dello 0.8-0.9% sono molto buone, decisamente meglio di quelle del normale calcestruzzo. Per quanto riguarda l'andamento con la temperatura il dato è poco significativo, in quanto le differenze sono piccole e l'accuratezza nelle misure poche. Non si evidenziano comunque incrementi o crolli significativi.

Il modulo elastico nel tratto lineare è abbastanza basso, indice di una malta piuttosto deformabile. L'andamento ricalca quello della resistenza ultima a compressione, con un calo del 30% circa localizzato tra i 200 e i 300°C.

I risultati ottenuti sono frutto di prove singole, quindi non è possibile fare alcuna considerazione statistica. Segue che i risultati in questione vanno interpretati come indicazioni di massima, rimandando ad indagini più accurate per la determinazione di valori da utilizzarsi in calcoli di progetto.

7. CONCLUSIONI

Dallo studio del materiale bibliografico analizzato, delle esperienze precedenti e delle prove svolte si sono tratte le seguenti conclusioni:

- La ricerca sulle proprietà termo-meccaniche dei materiali deve muovere ulteriori passi in avanti, anche per materiali comuni come calcestruzzo e acciaio, attraverso campagne che seguano test standardizzati. In particolare sarebbe importante disporre di limiti di temperatura per le fibre e le matrici; per le ultime sarebbe utile conoscere anche le proprietà termo-meccaniche in modo da poterle implementare nel modello di Kodur presentato nel capitolo 3.
- È necessario che si effettuino sforzi di ricerca per produrre modelli per il calore specifico del calcestruzzo che tengano conto dell'umidità, in modo da riuscire a cogliere il plateau in corrispondenza dei 100°C nei modelli numerici. Non sono necessari modelli eccessivamente fini, ma la discrepanza tra le temperature previste seguendo le attuali prescrizioni normative e quelle registrate negli esperimenti è eccessiva.
- La modellazione dell'intumescente proposta nel capitolo 5 è approssimativa. Per ogni intumescente per isolamento di elementi strutturali sarebbe bene disporre di:
 - Modello di espansione monodimensionale, in modo da cogliere l'aumento di spessore;
 - Un modello di variazione della conducibilità termica apparente;
 - Un modello di variazione del calore specifico.

Siccome spesso queste grandezze dipendono non solo dalla temperatura, ma anche dal tempo nel quale è mantenuta una certa temperatura,

l'ideale sarebbe che i produttori fornissero i risultati di prove effettuate con le più comuni curve d'incendio.

- La fibra di basalto, sebbene non sia ancora molto utilizzata, appare un'ottima scelta per la resistenza al fuoco, perché si comporta nettamente meglio di tutte le altre fibre più comuni come vetro, carbonio e microtrefoli in acciaio. È bene che s'incrementi lo sforzo di ricerca in tal senso.
- Anche la malta sembra una buona soluzione, in quanto le matrici a base polimerica hanno il problema del crollo delle prestazioni una volta oltrepassata la temperatura di transizione vetrosa; esistono polimeri con ottime prestazioni, ma per ora i costi sono proibitivi. Le malte sono forse ancora poco resistenti a trazione per fornire un ancoraggio ottimale del rinforzo, ma nei confronti del fuoco, viste e considerate le prestazioni del calcestruzzo, si può presumere che abbiano un comportamento piuttosto stabile. In più, solitamente il coefficiente di dilatazione termica di una malta non è molto diverso da quello di un calcestruzzo, per cui saranno limitate le tensioni di origine termica.
- Durante le prove a rottura sarà particolarmente interessante il riscontro del comportamento dei rinforzi a taglio a seguito della combustione. Gli spigoli all'intradosso sono punti critici e sarà importante il riscontro dell'integrità delle fibre in quel punto.
- Note le caratteristiche termo-meccaniche dei materiali, sarà interessante produrre un modello ispirato a quello di Kodur, aggiungendo la possibilità di tener conto di rinforzi a taglio.
- Il contributo dell'isolamento, da quanto emerge dalla modellazione, appare fondamentale nel ritardare l'azione termica. Inoltre, permette di proteggere in modo efficace i rinforzi, che altrimenti si troverebbe direttamente esposto alla fiamma. Sarebbe estremamente utile produrre

dati sperimentali in quantità tale da riuscire ad attribuire ad ogni tipo di isolante un grado di protezione al fuoco. Con ciò s'intende una prescrizione che per ogni target di resistenza al fuoco, noto il tipo di rinforzo e di matrice, assegni il lo spessore di isolante necessario per soddisfare la richiesta di sicurezza.

BIBLIOGRAFIA

- [1] A.M. Malek, H. Saadatmanesh and M.R. Ehsani , “Prediction of failure load of R/C beams strengthened with FRP plate due to stress concentration at the plate end”, *ACI Struct J* 95 (2) pp. 142–152, 1998
- [2] AA.VV., “Durability of Composites for Civil Structural Applications”, *CRC Press and Woodhead Publishing Limited*, 2007, pp. 98-123
- [3] AA.VV.:, “Fire Retardancy of Polymers - New Strategies and Mechanisms”, *Royal Society of Chemistry*, 2009
- [4] AA.VV.:, “Fire Retardancy of Polymers - The Use of Intumescence” , *Royal Society of Chemistry*, 1998
- [5] ACI 318-08. *Building code requirements for reinforced concrete and commentary*. Farmington Hills (MI): American Concrete Institute 2008.
- [6] Ahmed A. and Kodur V.K.R., "Experimental behavior of FRP-strengthened RC beams subjected to design fire exposure", *J. of Engineering Structures*, Vol. 33, Issue 7, pp. 2201-2211, 2011.
- [7] Ahmed A., Kodur V.K.R. Effect of bond degradation on fire resistance of FRP-strengthened reinforced concrete beams (2011) *Composites Part B: Engineering*, 42 (2), pp. 226-237
- [8] American society for testing and materials (ASTM). *Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials* ASTM E119 (2011)
- [9] American Society of Civil Engineering (ASCE) “Structural fire

- protection.” *ASCE committee on fire protection, Manual No. 78*, ASCE, Reston, Va, 1992.
- [10] Campbell, T.I.; Kodur, V.K.R. "Deformation controlled non-linear analysis of prestressed concrete continuous beams", *Prestressed Concrete Institute Journal*, 35(5), p.p. 42-55, 1990.
- [11] Consiglio Nazionale delle Ricerche (CNR), *Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Interventi di Consolidamento Statico mediante l'utilizzo di Compositi Fibrorinforzati*. DT 200/2004, Roma, 2004.
- [12] D Petkova, T. Donchev, J. Wen, K. Etebar, H. Hadavinia, "Effect of Elevated Temperatures on the Bond between FRP and Concrete.", Interflam, September, London, UK, (2007)
- [13] D. Petkova, T Donchev, "Behaviour Of Externally Strengthened RC Elements At Elevated Temperatures", Interflam, September, Nottingham, UK, (2010)
- [14] Del Prete J., *Analisi sperimentale e numerica di travi rinforzate con frp in caso di incendio*. Tesi di laurea, Università degli studi di Bologna, 2008
- [15] *Eurocode 2. EN 1992-1-2: design of concrete structures. Part 1–2: general rules — structural fire design*. Brussels (Belgium): European Committee for Standardization 2004.
- [16] Kaw A. K., "Mechanics of Composite Materials", 2nd edition, *CRC Press*, Boca Raton, 2006
- [17] Klamer EL, Hordijk DA, Janssen HJM. "The influence of temperature on debonding of externally bonded CFRP". *Special Publ* 2005;230:1551–70.
- [18] Kodur V.K.R., Ahmed A., and Dwaikat M.B., "Modeling the fire performance of FRP-strengthened reinforced concrete beams",

-
- Composite & Polycon*, American Composites Manufacturers Association, Tampa, FL, USA, 2009.
- [19] Kodur V.K.R., Dwaikat M. and Fike R, “High-Temperature Properties of Steel for Fire Resistance Modeling of Structures”, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 22, No. 5, May 2010, pp. 423-434
- [20] Kodur V.K.R., Dwaikat M.M.S. and Dwaikat M.B., “High-Temperature Properties of Concrete for Fire Resistance Modeling of Structures”, *ACI Materials Journal*, Vol. 105, No. 5, Sept/Oct 2008, pp. 517-527
- [21] Petkova, D. , Donchev, T. and Wen, J. (2009) “FE modelling of the effect of elevated temperatures on the anchoring of CFRP laminates”. *In: Limbachiya, Mukesh C. and Kew, Hsein Y., (eds.) Excellence in concrete construction through innovation*. London, U.K. : Taylor & Francis. pp. 351-355
- [22] Pisaneschi G., *Comportamento al fuoco di elementi strutturali con rinforzi applicati esternamente*. Tesi di laurea, Università degli studi di Bologna, 2007.
- [23] Pisani M.A. *Consolidamento delle strutture*. Ed. Hoepli, Milano 2008
- [24] Sim J., Park C., Young Moon D., “Characteristics of basalt fiber as a strengthening material for concrete structures“, *Composites Part B: Engineering*, Volume 36, Issues 6-7, 2005, Pages 504-512
- [25] Staggs J.E.J., “Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation”, *Fire Safety Journal*, Volume 45, Issue 4, June 2010, pp. 228-237
- [26] X.Z., J.G. Teng, L.P. Ye, J.J. Jiang, “Bond-slip models for FRP sheets/plates bonded to concrete”, *Engineering Structures* 27 (6), , p.p. 920-937, May 2005

- [27] Benedetti A., Del Prete J., Pisaneschi G., Marani F., “Indagine sperimentale sulla resistenza al fuoco di elementi in calcestruzzo Armato rinforzati esternamente”, *DISTART, Bologna (2010)*