*ATTIVITA' DI RICERCA DEL*
*LABORATORIO DI SCIENZA DELLE COSTRUZIONI*
*Anno 2001*

*Progetto di ricerca n.5*

# *LA RESISTENZA AL FUOCO DELLE STRUTTURE D'ACCIAIO DOTATE DI RIVESTIMENTI PROTETTIVI*


*Dirigente proponente:Dott.Ing. Ugo BONESSIO*

*Componenti del gruppo di lavoro:*

*Mauro Caciolai (Coordinatore)*
*Massimo Di Paolo*
*Rocco Mastroianni*
*Lamberto Castrichella*
*Giuseppe Cirasella*
*Girolamo Lombardo*
*Manfredi Cicerchia*
*Claudio Cicchetti*
*Giuseppe Righi*
*Alessandro Esposito*
*Aldo Magnapera*

## *SOMMARIO*


1. Metodo analitico per la valutazione della resistenza al fuoco di elementi di acciaio ..... 6
  1.1. Generalità ..... 6
  1.2. Azioni in caso di incendio ..... 6
    1.2.1. Generalità ..... 6
    1.2.2. Azioni termiche ..... 7
    1.2.3. Azioni meccaniche ..... 9
  1.3. Riscaldamento di elementi di acciaio esposti all'incendio 10
    1.3.1. Il problema di Fourier ..... 10
    1.3.2. Componente radiativa del flusso di calore ..... 12
    1.3.3. Componente convettiva del flusso di calore ..... 14
    1.3.4. Elementi non protetti ..... 14
    1.3.5. Elementi protetti ..... 15
    1.3.6. Formule semiempiriche ..... 17
  1.4. Decadimento meccanico di elementi di acciaio alle alte temperature ..... 19
  1.5. Verifica della stabilità dell'elemento strutturale di acciaio in condizioni d'incendio ..... 22
    1.5.1. Verifica nel dominio delle resistenze ..... 24
    1.5.2. Verifica nel dominio delle temperature ..... 26
2. Stato dell'arte normativo ..... 28
  2.1. La circolare MI.SA. del 14/9/1961 n.91 ..... 28
  2.2. La norma UNI-CNVVF 9503 del 1987 ..... 29
  2.3. Gli Eurocodici strutturali ..... 30
  2.4. I documenti dell'ECCS ..... 32
  2.5. Norme armonizzate per prove di laboratorio ..... 32
3. Confronto tra la norma UNI 9503 e l'eurocodice 3 parte fuoco 35
  3.1. Aspetti generali ..... 35
  3.2. Azioni agenti ..... 37
    3.2.1. Curve di incendio ..... 37
    3.2.2. Azioni meccaniche ..... 38
  3.3. Le modalità di riscaldamento ..... 40
    3.3.1. Generalità ..... 40
    3.3.2. Caratteristiche termiche dell'acciaio alle alte temperature ..... 41
    3.3.3. Caratteristiche fisiche dei protettivi ..... 42
    3.3.4. Espressioni analitiche del riscaldamento ..... 44
  3.4. Verifica di stabilità ..... 45
    3.4.1. Generalità ..... 45
    3.4.2. Decadimento meccanico dell'acciaio alle alte temperature 46
    3.4.3. Classificazione delle sezioni ..... 47
    3.4.4. Verifica delle sezioni ..... 48
    3.4.5. Conclusioni ..... 51
4. Applicazione del metodo analitico ..... 53

4.1. Verifica/progetto con la norma UNI 9503 e con l'eurocodice 3 parte fuoco di alcune sezioni tipiche di elementi di acciaio protetti e non. ..... 53
4.2. Verifica di travi di acciaio protette secondo la tabella 5 della circ. MI.SA. n. 91 del 14/9/1961 ..... 58
4.3. Osservazioni ..... 67
5. applicazione del metodo tabellare con nomogramma ..... 68
5.1. Descrizione del nomogramma ..... 68
5.2. Verifica di elementi protetti sottoposti a prove di laboratorio ..... 72
5.3. Osservazioni ..... 79

## *PREMESSA*

*L'argomento del presente lavoro è la resistenza al fuoco di elementi strutturali di acciaio dotati di rivestimento protettivo.*

*L'argomento, ampiamente studiato in tutti quei paesi in cui l'impiego delle strutture di acciaio è ragguardevole rispetto alle restanti soluzioni tecnologiche, non ha avuto in Italia una significativa collocazione, evolvendo solo grazie agli studi effettuati oltre frontiera e introdotti in Italia occasionalmente e in maniera non adeguatamente pubblicizzata. Negli ultimi tempi, grazie alla interminabile revisione degli Eurocodici, anche in Italia, chiamata peraltro ad esprimere un parere competente, si è avvertita la necessità di adeguare il proprio standard normativo allo stato dell'arte maturato in materia. A tale proposito, anche sull'onda della recentissima revisione della norma UNI 9502 dal titolo "Procedimento analitico per valutare la resistenza al fuoco degli elementi costruttivi di conglomerato cementizio armato, normale e precompresso", si è pensato di procedere alla revisione della norma UNI 9503 che della precedente è sorella gemella ma valida per gli elementi strutturali di acciaio. In questo contesto si colloca il presente lavoro i cui obbiettivi principali sono:*

- *Costituire un documento organico che raccolga in maniera sintetica lo stato dell'arte in materia;*
- *Effettuare un confronto critico tra i metodi analitici attualmente in uso e quelli proposti dall'ultima revisione dell'Eurocodice fuoco sull'acciaio;*
- *Predisporre dei programmi automatici di calcolo per la valutazione spedita della resistenza al fuoco con il metodo analitico di elementi di acciaio;*
- *Verificare con i metodici analitici l'adeguatezza delle casistiche proposte dalle tabelle della Circolare n. 91 del 1961;*

- *Effettuare alcune valutazioni della resistenza al fuoco di elementi di acciaio con i metodi esposti e confrontare i risultati con le risultanze sperimentali di prove di laboratorio effettuate in passato su identici elementi;*

*Stante l'ambizione degli obbiettivi prefissati, questo lavoro non affronterà le problematiche connesse con l'iperstaticità delle strutture né quelle relative all'adozione di curve di incendio diverse da quelle nominali.*

# 1. METODO ANALITICO PER LA VALUTAZIONE DELLA RESISTENZA AL FUOCO DI ELEMENTI DI ACCIAIO

## 1.1. Generalità

In generale la determinazione della resistenza al fuoco di elementi strutturali di acciaio è limitata alla valutazione del solo requisito R di capacità portante in condizioni d'incendio. La determinazione del requisito suddetto, oltre che attraverso prove sperimentali di laboratorio ovvero l'uso di consolidati riferimenti tabellari, può essere fatta mediante opportuni modelli di calcolo.

Detti modelli simulano di norma le seguenti fasi:

- riscaldamento di un elemento di acciaio, con o senza protezione, esposto all'azione termica di un incendio di riferimento;
- decadimento delle caratteristiche meccaniche dell'acciaio associate al campo di temperatura raggiunto dopo un tempo t di esposizione;
- verifica della stabilità dell'elemento di caratteristiche meccaniche variate, sottoposto alle azioni di progetto.

E' ammesso considerare in modo disgiunto l'evoluzione delle temperature ed il decadimento meccanico conseguente.

## 1.2. Azioni in caso di incendio

### 1.2.1. Generalità

Un incendio di intensità tale da causare danni alle strutture portanti di una costruzione ha il carattere di un evento eccezionale, in quanto la probabilità di accadimento è da considerarsi statisticamente molto bassa. Pertanto l'azione incendio rientra nella categoria delle azioni eccezionali, per le quali i valori rappresentativi sono valori nominali o indicativi, che vanno utilizzati, unitamente alle azioni permanenti ed alle

azioni variabili, con i coefficienti parziali di sicurezza e con i coefficienti di combinazione specificati per le combinazioni eccezionali.

### 1.2.2. Azioni termiche

Ai fini della valutazione degli effetti di degrado delle caratteristiche fisiche e meccaniche dei materiali da costruzione e dei componenti strutturali, nonché delle azioni indirette causate da quelle deformazioni termiche che risultino non compatibili con lo schema statico della struttura stessa, l'azione termica dell'incendio è rappresentata dal flusso di calore netto $h_{net}$ ($W/m^2$) trasmesso alla superficie dell'elemento strutturale.

Il flusso di calore netto trasmesso, dipende a sua volta dal campo di temperature raggiunte in un determinato scenario di incendio al variare dl tempo. Noti i parametri essenziali che governano l'incendio è possibile, attraverso più o meno articolate correlazioni matematiche, determinare l'andamento nel tempo della temperatura media raggiunta dai prodotti della combustione in un dato compartimento. Viene da se che al variare dello scenario di incendio si potranno attendere curve temperatura-tempo fortemente dissimili tra di loro nella forma e nei valori raggiunti.

In alternativa è possibile ricorrere a curve prestabilite, frutto di ampie e documentate indagini, che, oltre a garantire una invarianza nei vari scenari di incendio ipotizzabili, comportano un sensibile margine di sicurezza almeno nei confronti delle temperature raggiungibili in incendi che si verificano in fabbricati ad uso civile. Queste curve vengono dette "curve nominali". Per lo scopo del presente lavoro ci si limita alla mera elencazione di dette curve:

- la curva standard di riferimento per le prove sperimentali (meglio conosciuta come curva ISO 834);

- la curva dell'incendio esterno, che può essere rilevato all'aperto o in compartimenti con superfici rilevanti di ventilazione;
- la curva degli idrocarburi, che può essere usata in presenza di quantità rilevanti di idrocarburi, come in impianti industriali di processo o di stoccaggio.

La curva temperatura-tempo standard è data da:

$$\theta_g = \theta_0 + 345 \log_{10}(8t + 1)$$

dove:

$\theta_g$ è la temperatura dei gas dell'ambiente in °C

$\theta_0$ è la temperatura ambiente a tempo 0

t è il tempo di esposizione all'incendio in min

La curva temperatura-tempo del fuoco esterno è data da:

$$\theta_g = \theta_0 + 660 \cdot (1 - 0{,}687\, e^{-0{,}32t} - 0{,}313\, e^{-3{,}80t})$$

dove:

$\theta_g$ è la temperatura dei gas in prossimità dell'elemento in °C

$\theta_0$ è la temperatura ambiente a tempo 0

t è il tempo di esposizione all'incendio in min

La curva temperatura-tempo degli idrocarburi è data da:

$$\theta_g = \theta_0 + 1080 \cdot (1 - 0{,}325\, e^{-0{,}167t} - 0{,}675\, e^{-2{,}50t})$$

dove:

$\theta_g$ è la temperatura dei gas in prossimità dell'elemento in °C

$\theta_0$ è la temperatura ambiente a tempo 0

t è il tempo di esposizione all'incendio in min

### 1.2.3. Azioni meccaniche

Per la determinazione degli effetti prodotti dalla esposizione all'incendio e dalle azione dirette applicate alla costruzione deve essere adottata l'azione di progetto $F_{fi,d}$ corrispondente alla seguente combinazione eccezionale:

$$F_{fi,d} = \gamma_{GA} \cdot G_k + \psi_{1,1} \cdot Q_{k,1} + \sum \psi_{2,i} \cdot Q_{k,i} + \sum A_d(t)$$

dove $G_k$ è il valore caratteristico delle azioni permanenti (peso proprio e finiture), $Q_{k,1}$ è il valore caratteristico dell'azione variabile considerata come principale (in genere il sovraccarico accidentale definito per decreto LLPP), $Q_{k,i}$ sono i valori caratteristici delle altre azioni variabili (in genere, il vento, la neve, le azioni dinamiche di macchine in movimento con esclusione di altre azioni eccezionali quali le azioni sismiche, gli urti, le esplosioni, etc.), $A_d(t)$ sono i valori di progetto delle azioni derivanti dalla esposizione all'incendio (in genere le coazioni da deformazioni termiche impedite per le strutture iperstatiche ma anche le coazioni per riscaldamento differenziale della sezione trasversale) $\gamma_{GA}$ è il coefficiente parziale di sicurezza per le azioni permanenti in situazioni eccezionali, $\psi_{1,1}$ è il coefficiente di combinazione dell'azione variabile considerata come principale $\psi_{2,i}$ , è il coefficiente di combinazione generico delle altre azioni variabili.

In alternativa, con procedimento semplificato, le azioni di progetto per la verifica al fuoco $F_{fi,d}$ possono essere ottenute riducendo le azioni di progetto allo stato limite ultimo a temperatura ordinaria $F_d$ attraverso la formula:

$$F_{fi,d} = \eta_{fi} \cdot F_d$$

con

$$\eta_{fi} = (\gamma_{GA} + \Psi_{1,1} \cdot \xi) / (\gamma_G + \gamma_Q \cdot \xi) \quad \text{e} \quad \xi = Q_{k,1}/G_k$$

dove $\xi$ è il rapporto tra la principale azione variabile e l'azione permanente, $\gamma_G = 1,40$ è il coefficiente parziale di sicurezza per l'azione permanente, $\gamma_Q = 1,50$ è il coefficiente parziale di sicurezza per la principale azione variabile, $\gamma_{GA} = 1,00$ è il coefficiente parziale di sicurezza per le azioni permanenti in situazioni eccezionali.

## 1.3. Riscaldamento di elementi di acciaio esposti all'incendio

### 1.3.1. Il problema di Fourier

La determinazione della distribuzione delle temperature all'interno di un elemento strutturale sottoposto all'azione termica di un incendio, richiede in generale la soluzione di un problema non lineare di diffusione.

Si è infatti in presenza di un regime transitorio di conduzione interna per condizioni di tipo radiativo - convettivo sulla superficie esterna di un elemento dalla geometria complessa e di caratteristiche fisiche variabili non linearmente con la temperatura.

La soluzione del problema si ottiene risolvendo l'equazione del bilancio locale di energia, con le relative condizioni al contorno.

Nell'ipotesi che il mezzo sia omogeneo, isotropo e Foureriano, il campo di temperatura, in coordinate cartesiane, è individuato dalle seguenti equazioni:

$$\rho c \, \partial\theta/\partial t = Q + \mathrm{div}(\lambda \, \mathrm{grad} \, \theta)$$

$$\theta(t = 0, x, y, z) = \theta_0$$

$$-\lambda(\mathrm{grad} \, \theta)_m = h_{net}$$

Ove $\theta = \theta(t,x,y,z)$ è la temperatura; $t$ è il tempo; $\rho$, $c$ e $\lambda$ sono la densità, il calore specifico e la conducibilità termica del materiale, $Q$ rappresenta il termine di generazione di calore,

$\theta_0$ è la temperatura ambiente, $h_{net}$ è il flusso di calore netto scambiato sulla superficie dell'elemento.

Il pedice "m" indica "la superficie dell'elemento".

Limitandoci ora agli elementi di acciaio, caratterizzati da una diffusività termica ($\lambda_a/\rho_a c_a$) generalmente alta e da spessori esigui, il gradiente termico all'interno dell'elemento può essere trascurato così da poter ritenere uniforme la temperatura dell'elemento all'istante t.

Con questa ipotesi l'equazione differenziale alle derivate parziali degenera in un'equazione differenziale ordinaria del primo ordine, che di fatto esprime il bilancio dell'energia relativamente all'intero elemento:

$$\Delta\theta_a/\Delta t = Q/\rho_a c_a$$

con $(Q)_m = h_{net}$ sulla superficie dell'elemento e

$$\theta_a = \theta_0 \quad \text{per } t = 0$$

Integrando l'espressione precedente su tutto il volume dell'elemento si ottiene:

$$\Delta\theta_a = \frac{A_m/V}{\rho_a c_a} \cdot h_{net} \cdot \Delta t$$

dove $A_m$ è la superficie laterale dell'elemento e V il volume dello stesso, $\rho_a$ è il peso specifico dell'acciaio costante con la temperatura e $c_a$ è il calore specifico dell'acciaio variabile con la temperatura.

Il rapporto $A_m/V$ [$m^{-1}$] viene detto fattore di sezione (comunemente noto con la dizione impropria di fattore di massività) e rappresenta una significativa caratteristica della facilità con cui un elemento metallico subisce il riscaldamento. Alti valori di $A_m/V$, tipici dei profili sottili e con molte facce esposte al fuoco, comportano rapidi riscaldamenti mentre bassi

valori di $A_m/V$, tipici dei profili spessi e con poche facce esposte al fuoco, comportano riscaldamenti più lenti.

La determinazione del flusso di calore netto scambiato con i gas caldi prodotti, in condizioni di incendio, rappresenta la maggiore complessità del metodo illustrato.

Il flusso di calore netto è la somma di un contributo radiativo e di uno convettivo secondo l'espressione:

$$h_{net} = h_{net,r} + h_{net,c}$$

### 1.3.2. Componente radiativa del flusso di calore

Il flusso di calore radiativo per unità di superficie è pari a:

$$h_{net,r} = \phi \cdot \sigma \cdot \varepsilon_{res} \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4]$$

dove $\phi$ è il fattore di configurazione, $\sigma$ è la costante di Stefan-Boltzmann pari a $5{,}67\ 10^{-8}$ [W $m^{-2}$ $K^{-4}$], $\varepsilon_{res}$ è l'emissività risultante.

La temperatura radiativa $\theta_r$ può essere rappresentata dalla temperatura dei gas prodotti dalla combustione $\theta_g$ definita nel precedente paragrafo mentre per quanto detto in precedenza $\theta_m$ (temperatura sulla superficie dell'elemento) coincide con $\theta_a$ .

Il fattore di configurazione $\phi$ tiene conto del fatto che parte degli elementi strutturali sono schermati dalla componente radiativa del calore. Esso è definito come il rapporto tra la componente radiativa del calore emessa e quella incidente sulla superficie esposta. Per definizione il fattore di configurazione è quindi compreso tra 0 e 1. Il valore vero dipende dalla distanza fra le due superfici, dalle loro dimensioni e dalla reciproca orientazione. In genere, cautelativamente è posto pari a 1.

Il coefficiente di emissività risultante $\varepsilon_{res}$ tiene conto del calore trasferito per irraggiamento all'elemento di acciaio ($\varepsilon_m$ ,

$A_m$) dalle pareti, dal soffitto e dal pavimento, ($\varepsilon_w$ , $A_w$) dalle fiamme, ($\varepsilon_f$ , $A_f$) dai gas caldi nel caso di un incendio pienamente sviluppato.

Per i casi pratici si possono ritenere accettabili le seguenti ipotesi:

- irraggiamento dai gas caldi trascurabile,
- $\varepsilon_w \approx \varepsilon_m$
- $A_w \gg A_m$

Pertanto l'equazione generale dell'emissività risultante si riduce a:

$$\varepsilon_{res} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_f} + \frac{1}{\varepsilon_m} - 1}$$

che può essere ridotta a :

$$\varepsilon_{res} \approx \varepsilon_f \cdot \varepsilon_m$$

Possono essere assunti i seguenti valori :

- emissività della superficie acciaio esposta $\varepsilon_m = 0,625$
- emissività della superficie acciaio non esposta $\varepsilon_m = 0$
- emissività delle fiamme $\varepsilon_f = 0,800$
- emissività risultante $\varepsilon_{res} = 0,5$

E' possibile esprimere il flusso di calore radiativo con la seguente comoda relazione commettendo un trascurabile errore nella scomposizione polinomiale:

$$h_{net,r} = \alpha_r \cdot (\theta_g - \theta_a)$$

dove

$\alpha_r$ è il coefficiente di irraggiamento e pari a:

$$\alpha_r = \frac{\phi \cdot \sigma \cdot \varepsilon_{res}}{(\theta_g - \theta_a)} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4]$$

### 1.3.3. Componente convettiva del flusso di calore

Il flusso di calore convettivo per unità di superficie è pari a:

$$h_{net,c} = \alpha_c \cdot (\theta_g - \theta_a)$$

dove $\alpha_c$ è il coefficiente di convezione e $\theta_g$ è la temperatura dei gas prodotti dalla combustione definita nel precedente paragrafo.

Più in generale il flusso di calore convettivo può essere rappresentato da:

$$h_{net,c} = \alpha_c \cdot (\theta_g - \theta_a)^m$$

Il coefficiente $\alpha_c$ e l'esponente m variano per regimi di convezione laminare o turbolenta. Alcune ricerche mostrano che per la faccia esposta al fuoco $\alpha_c$ è pari a 2,2 [W $m^{-2}$ $K^{-1,25}$]e m è pari a 1,25; per la faccia non esposta $\alpha_c$ è pari a 1,0 [W $m^{-2}$ $K^{-1,33}$]e m è pari a 1,33.

Per i casi pratici si usa una più semplice formulazione con m pari ad 1 sia sulla faccia esposta che su quella non esposta e $\alpha_c$,sulla faccia esposta, pari a 25 [W $m^{-2}$ $K^{-1}$] per la curva di incendio nominale standard e per la curva di incendio esterno e pari a 50 [W $m^{-2}$ $K^{-1}$] per la curva di incendio da idrocarburi mentre, sulla faccia non esposta è pari a 9 [W $m^{-2}$ $K^{-1}$] per qualsiasi curva di incendio.

### 1.3.4. Elementi non protetti

L'espressione del flusso di calore netto diventa:

$$h_{net} = h_{net,r} + h_{net,c} = \alpha \cdot (\theta_g - \theta_a)$$

dove $\alpha$ è il coefficiente di adduzione [W $m^{-2}$ $K^{-1}$] pari a

$$\alpha = \alpha_r + \alpha_c$$

In conseguenza di ciò, l'espressione del riscaldamento dell'elemento di acciaio non protetto può essere espressa con

$$\Delta\theta_a = \frac{\alpha}{\rho_a c_a} \frac{A_m}{V} \cdot (\theta_g - \theta_a) \cdot \Delta t$$

La relazione permette di calcolare, sommando i successivi incrementi $\Delta\theta_a$, la variazione di temperatura dell'elemento dopo il tempo t di esposizione.

Per l'accuratezza numerica del risultato, occorre scegliere intervalli di tempo $\Delta t$ sufficientemente piccoli.

Il coefficiente di adduzione $\alpha$, così definito, è variabile con la temperatura per la dipendenza di $\alpha_r$ dalla temperatura. Tuttavia dei valori indicativi possono essere i seguenti:

$\alpha \approx 35$ W m$^{-2}$ K$^{-1}$ per prove in forni sperimentali

$\alpha \approx 70$ W m$^{-2}$ K$^{-1}$ per incendi di legna

### 1.3.5. Elementi protetti

Quando l'elemento di acciaio è ricoperto da un protettivo applicato sulla superficie laterale il coefficiente di trasmissione termica diventa:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{d_p}{\lambda_p}}$$

dove $\alpha$ è il coefficiente di adduzione, $d_p$ è lo spessore del protettivo [m]e $\lambda_p$ è il coefficiente di conducibilità del protettivo [W m$^{-1}$ K$^{-1}$].

Essendo usualmente il valore di $1/\alpha$ trascurabile rispetto al valore di $d_p/\lambda_p$ il coefficiente k può definirsi:

$$k \approx \lambda_p / d_p$$

e pertanto l'espressione del riscaldamento dell'elemento di acciaio protetto, nel caso di capacità termica del protettivo trascurabile rispetto a quella dell'acciaio (materiale protettivo leggero), può essere espressa con

$$\Delta\theta_a = \frac{\lambda_p / d_p}{\rho_a c_a} \frac{A_p}{V} \cdot (\theta_g - \theta_a) \cdot \Delta t$$

dove $A_p$è la superficie laterale dell'elemento misurata subito sotto lo strato protettivo ($A_p \cong A_m$ se il protettivo è aderente al profilo, $A_p \ll A_m$ se il protettivo inscatola il profilo).

Il valore di $\lambda_p$ è generalmente variabile con la temperatura ed è caratteristico per ogni materiale di rivestimento. Se si intende usare per $\lambda_p$ un valore costante con la temperatura è d'obbligo considerare il valore che $\lambda_p$ assume in corrispondenza di una temperatura da ritenersi critica per l'elemento e cioè 550 °C.

Nel caso in cui invece il protettivo abbia una capacità termica non trascurabile rispetto a quella dell'acciaio (materiale protettivo pesante) l'espressione precedente deve essere corretta per dare una migliore approssimazione del riscaldamento dell'elemento. Un materiale protettivo è detto leggero se la sua capacità termica è inferiore alla metà della capacità termica dell'acciaio e cioè:

$$d_p A_p \rho_p c_p \leq c_a \rho_a V / 2$$

Se il materiale protettivo è pesante occorre aumentare la capacità termica dell'acciaio della metà della capacità termica del protettivo. Indicando:

$$\zeta = \frac{c_p d_p \rho_p A_p}{2 c_a \rho_a V}$$

l'espressione del riscaldamento dell'elemento di acciaio, protetto con un materiale protettivo pesante, può essere espressa con

$$\Delta\theta_a = \frac{\lambda_p/d_p}{\rho_a c_a}\frac{A_p}{V}\frac{1}{1+\zeta}\cdot(\theta_g - \theta_a)\cdot\Delta t$$

Questo equivale a considerare un fattore di sezione modificato nella seguente maniera:

$$\left[\frac{A_p}{V}\right]_{MOD} = \frac{A_p}{V}\frac{1}{1+\zeta}$$

Frequentemente nei casi pratici il protettivo contiene un quantitativo di umidità che libera sotto forma di vapore nel momento dell'esposizione al fuoco. Se il contenuto di umidità è consistente, dalla sua vaporizzazione, che assorbe a 100 °C circa 129 $JKg^{-1}$ , può derivare un considerevole contributo nel ritardare il riscaldamento dell'elemento di acciaio.

Questo può essere preso in considerazione ritardando, nell'intorno dei 100 °C, il successivo riscaldamento dell'elemento di acciaio per il tempo necessario alla completa vaporizzazione del contenuto di umidità del protettivo. Il tempo di ritardo può essere valutato con la seguente formula approssimata:

$$t_v = \frac{p\cdot\rho_p\cdot d_p^{\,2}}{5\cdot\lambda_p}$$

dove $t_v$ [min] è il tempo di ritardo e p [% in peso] è il contenuto di umidità del materiale isolante.

### 1.3.6. Formule semiempiriche

Numerosi lavori sperimentali presentati in passato hanno permesso di rilevare la costanza di alcuni comportamenti nella modalità di riscaldamento degli elementi di acciaio esposti all'incendio. Questo permette di disporre di grafici e formule di

natura semiempirica di più semplice impiego rispetto alla completa procedura analitica sopraesposta. Queste espressioni valgono in un campo ristretto di condizioni da verificare ma che, per ovvie ragioni, coincidono con condizioni di criticità dell'elemento strutturale.

Per elementi di acciaio non protetti, le curve di riscaldamento sono bene approssimate dalla seguente espressione:

$$t = 0,54 \cdot (\theta_a - 50) \cdot (A_m/V)^{-0,6}$$

ovvero

$$\theta_a = 1,85 \cdot t \cdot (A_m/V)^{0,6} + 50$$

ovvero

$$A_m/V = 0,36 \cdot [(\theta_a - 50)/t]^{1,67}$$

valide per

$t = 10 \div 80$ min

$\theta_a = 400 \div 600$ °C

$A_m/V = 10 \div 300$ $m^{-1}$

Per elementi di acciaio protetti, trascurando la capacità termica del protettivo, l'eventuale presenza di umidità nel protettivo e caratterizzando lo stesso con un valore costante di $\lambda_p$, le curve di riscaldamento sono bene approssimate dalla seguente espressione:

$$t = 40 \cdot (\theta_a - 140) \cdot (d_p V/\lambda_p A_p)^{0,77}$$

ovvero

$$\theta_a = 0,025 \cdot t \cdot (d_p V/\lambda_p A_p)^{-0,77}$$

ovvero

$$d_p V/\lambda_p A_p = 0,0083 \cdot [t/(\theta_a - 140)]^{1,3}$$

valide per

$t = 30 \div 240$ min

$\theta_a = 400 \div 600$ °C

$A_p/V = 10 \div 300$ $m^{-1}$

$d_p/\lambda_p = 0{,}10 \div 0{,}30$ $m^2$°C/W

## 1.4. Decadimento meccanico di elementi di acciaio alle alte temperature

Il decadimento meccanico degli elementi di acciaio alle alte temperature è descrivibile principalmente con la seguente fenomenologia:

- Riduzione della resistenza a rottura;
- Riduzione della resistenza allo snervamento;
- Riduzione del modulo di elasticità;

Una significativa rappresentazione del comportamento dell'acciaio alle alte temperature è data dai diagrammi seguenti. In essi è modellato il comportamento sperimentale dello stato sforzo deformazione di una provetta di acciaio al variare della temperatura; il primo per deformazioni comprese tra 0 e 2%, il secondo per deformazioni comprese tra 0 e 20%. Gli sforzi sono normalizzati alla tensione di snervamento a temperatura ordinaria.

Nel primo diagramma si nota che il legame $\sigma$-$\varepsilon$ all'aumentare della temperatura perde la sua forma tipica di bilatera con II tratto orizzontale e assume la forma di parabola. La tensione di snervamento decresce all'aumentare della temperatura ma risente fortemente dell'aumento di deformazione. Infatti per deformazioni pari al 2% la tensione di snervamento per temperature non superiori a 400 °C è uguale alla tensione di snervamento a temperatura ordinaria. Passando al secondo diagramma nel campo di deformazioni superiori al 2%, si nota che, con temperature inferiori ai 400 °C, è possibile incorrere in fenomeni di

incrudimento dell'acciaio che producono addirittura incrementi della tensione di snervamento. E' possibile quindi affermare che per qualsiasi temperatura la provetta raggiunge la massima tensione di snervamento a deformazioni maggiori o uguali al 2 %.

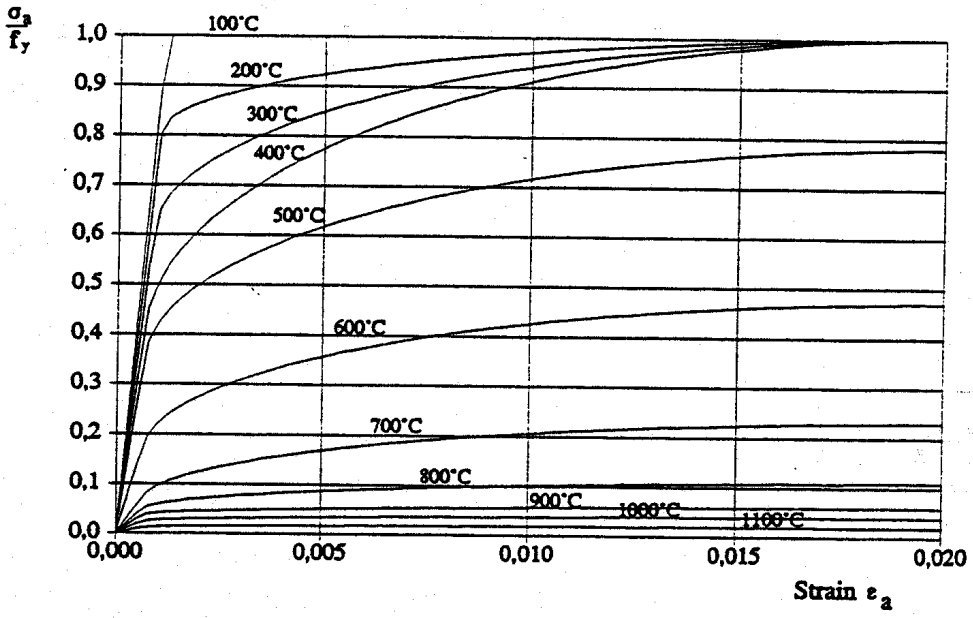



**Figure A.1: Variation of stress-strain relationship with temperature for grade S 235 steel (strain-hardening not included)**

Questa deformazione inaccettabile nella progettazione a temperatura ordinaria, per cui le autorità competenti fissano un valore massimo accettabile pari all' 1%, può essere nuovamente ritenuta accettabile per la verifica della capacità portante in caso di incendio in quanto non si pongono limiti alla deformazione degli elementi prima del collasso. E' altresì vero che la possibilità di deformarsi di un elemento a tali valori di ε si verifica a patto che la sezione in questione possa subire imponenti rotazioni plastiche senza incappare in fenomeni di instabilità locale. Le considerazioni di cui sopra hanno una importantissima ricaduta sul parametro fondamentale del decadimento dello snervamento dell'acciaio alle alte temperature.

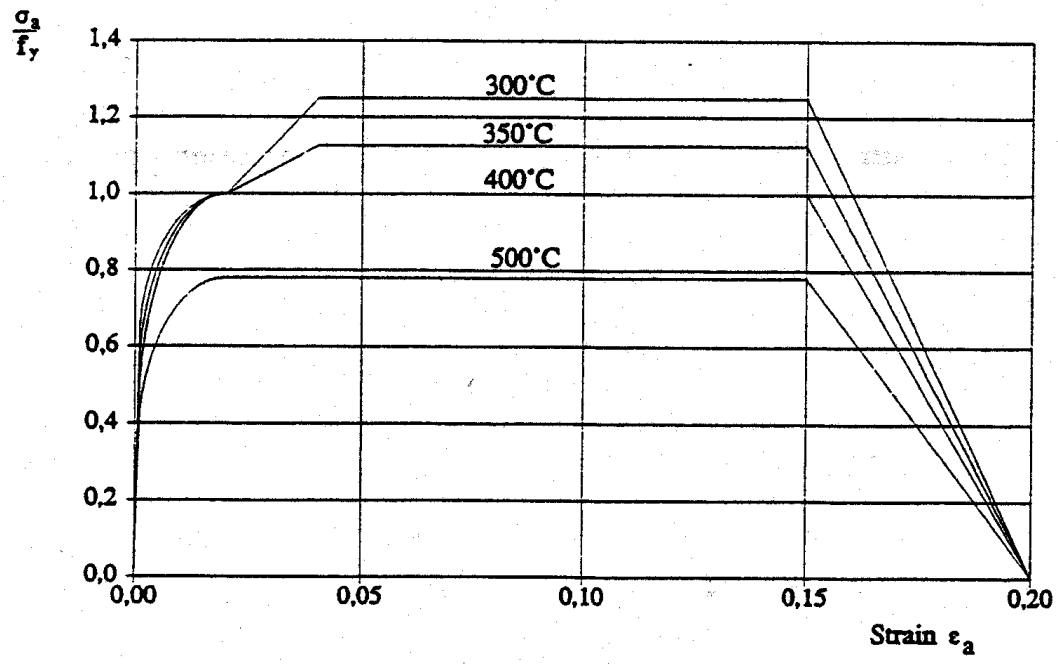



**Figure B.2: Alternative stress-strain relationships for steel at elevated temperatures, allowing for strain hardening**

Posto infatti

$$K_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$$

si definisce $K_{y,\theta}$ il coefficiente di riduzione della tensione di snervamento dell'acciaio con $f_{y,\theta}$ tensione di snervamento alle alte temperature ed $f_y$ tensione di snervamento a 20 °C. I valori di $K_{y,\theta}$ dipendono ovviamente dal valore di $\theta$ dell'acciaio ma dipendono anche dal valore di $\varepsilon$ che si ritiene accettabile in condizioni di incendio. Infatti se limitiamo la deformazione $\varepsilon$ a valori inferiori al 2% si avranno, a parità di $\theta$, valori di $K_{y,\theta}$ inferiori a quanto si avrebbe con $\varepsilon$ maggiori del 2%. Ritornando al grafico di cui sopra e limitandoci alla curva a 400 °C si nota che per

$$\varepsilon = 1\% \text{ la } f_{y,\theta} \approx 0{,}85 \cdot f_y \Rightarrow K_{y,\theta} = 0{,}85$$

mentre per

$\varepsilon \geq 2\%$ la $f_{y,\theta} = f_y \Rightarrow K_{y,\theta} = 1{,}00$

Come vedremo successivamente una diversa impostazione su questi aspetti è alla base di profonde differenze sostanziali sulle norme oggetto del presente lavoro.

Per quanto riguarda il valore del modulo elastico dell'acciaio, anch'esso subisce importanti riduzioni al variare della temperatura. Il valore del modulo elastico resta quello tangente all'origine e pertanto non risente delle considerazioni sopra descritte. Anche in questo caso si definisce:

$$K_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a$$

con $K_{E,\theta}$ coefficiente di riduzione della modulo elastico dell'acciaio, con $E_{a,\theta}$ modulo elastico alle alte temperature ed $E_a$ modulo elastico a 20 °C.

## 1.5. Verifica della stabilità dell'elemento strutturale di acciaio in condizioni d'incendio

In generale la verifica della capacità portante in condizioni d'incendio di elementi strutturali di acciaio è effettuata confrontando la resistenza ultima di progetto dell'elemento $R_{fi,d}$ , variabile con il tempo t, con le caratteristiche di sollecitazione $S_{fi,d}$ conseguenti alla combinazione delle azioni di progetto $F_{fi,d}$ definite al punto 1.2.3:

$$S_{fi,d} \leq R_{fi,d}$$

in alternativa, la verifica può essere soddisfatta controllando che la distribuzione di progetto della temperatura $\theta_{fi,d}$ nella sezione resistente si mantenga inferiore o al massimo uguale ad un valore critico di temperatura $\theta_{cr}$ corrispondente alla perdita di capacità portante:

$$\theta_{fi,d} \leq \theta_{cr}$$

oppure verificando che la capacità portante dell'elemento sia mantenuta per un tempo t maggiore ad un tempo limite prefissato di resistenza al fuoco:

$$t_{fi,d} \geq t_R$$

Questi tre approcci, apparentemente diversi tra loro, sono di fatto equivalenti benché richiedono valutazioni sensibilmente diverse. Inoltre hanno la peculiarità di essere ciascuno il criterio utilizzato per i tre diversi metodi di valutazione della resistenza al fuoco di elementi strutturali. Infatti il primo criterio detto anche "verifica nel dominio delle resistenze" è il criterio impiegato nell'approccio con il metodo analitico completo. Il secondo criterio detto anche "verifica nel dominio delle temperature" è il criterio più di frequente impiegato nell'approccio con il metodo tabellare. Infine il terzo criterio, detto anche "verifica nel dominio del tempo", è il criterio impiegato nell'approccio con il metodo sperimentale.

E' importante puntualizzare che la perdita di capacità portante corrisponde a uno stato limite di collasso ovvero a condizioni limite di deformazione. Benché le autorità competenti pongono come mantenimento della capacità portante la stabilità dell'elemento strutturale sotto i carichi previsti in condizioni di incendio, non è da sottovalutare il problema delle ampie deformazioni che subiscono gli elementi strutturali prima del collasso in condizioni di incendio. E' possibile infatti che ancor prima del raggiungimento dello stato limite di collasso le strutture assumano deformazioni incompatibili con la funzionalità di altri elementi costruttivi o degli impianti. Si porta come esempio il caso del tirante metallico che, sotto carico, si allunga considerevolmente, in condizioni di incendio, prima del raggiungimento del collasso strutturale, causando la decompressione delle strutture ad esso collegate.

Per gli scopi prefissati dalla presente trattazione verranno presentati soltanto i primi due criteri citati.

### 1.5.1. Verifica nel dominio delle resistenze

Con riferimento alla sezione massimamente sollecitata a temperatura ambiente, viene effettuata una verifica, in condizioni di incendio, confrontando la caratteristica di sollecitazione agente con la corrispondente caratteristica di sollecitazione resistente. Fermo restando quanto previsto al punto 1.2.3 per la determinazione della caratteristica di sollecitazione agente in caso di incendio, la corrispondente caratteristica di sollecitazione resistente si ottiene su una sezione trasversale di identiche caratteristiche geometriche e di caratteristiche meccaniche ridotte in virtù dell'innalzamento di temperatura secondo i prospetti di cui al paragrafo 1.4. Noto pertanto il campo di temperature, raggiunto dopo un dato tempo R di esposizione al fuoco, nella sezione trasversale oggetto della verifica ed associato ad esso una distribuzione di coefficienti riduttivi delle caratteristiche meccaniche, la sollecitazione resistente in condizioni di incendio vale:

elementi tesi

$$N_{fi,d} = \int \frac{1}{\gamma_{fi,M}} \cdot f_{y,\theta}(y) \cdot b(y)\,dy$$

elementi compressi

$$N_{fi,d} = \int \frac{\chi_{fi}}{\gamma_{fi,M}} \cdot f_{y,\theta max} \cdot b(y)\,dy$$

elementi inflessi

$$M_{fi,d} = \int \frac{1}{\gamma_{fi,M}} \cdot f_{y,\theta}(y) \cdot y \cdot b(y)\,dy$$

elementi soggetti a taglio

$$V_{fi,d} = \int \frac{1}{\gamma_{fi,M}} \cdot \tau_{y,\theta max} \cdot b(y)\,dy$$

dove $\gamma_{fi,M}$ è il coefficiente di sicurezza per l'acciaio in condizioni di incendio, $f_{y,\theta}(y)$ è la tensione di snervamento dell'acciaio alle alte temperature, $f_{y,\theta max}$ è la tensione di snervamento dell'acciaio alla massima temperatura raggiunta nella sezione, $\tau_{y,\theta max}$ è la tensione tangenziale ultima dell'acciaio alla massima temperatura raggiunta nella sezione, b(y) è la larghezza della sezione trasversale, y è la coordinata verticale nella sezione trasversale, $\chi_{fi}$ è il fattore di riduzione per l'instabilità flessionale in condizioni di incendio.

La verifica è soddisfatta se dopo un tempo R di esposizione la caratteristica di sollecitazione dovuta alle azioni esterne in condizioni di incendio ($N_{ext,fi}$ , $M_{ext,fi}$ , $V_{ext,fi}$) risulta comunque inferiore alla relativa caratteristica di sollecitazione resistente in condizioni di incendio sopra descritta.

Per quanto esposto ai paragrafi precedenti, la determinazione del campo di temperatura nell'elemento di acciaio si traduce nella determinazione di una temperatura di sezione pari alla temperatura raggiunta sulla faccia esposta al fuoco. Questa semplificazione permette di esprimere le espressioni per le caratteristiche di resistenza in condizioni di incendio sopra dette in forma molto più semplice derivandole direttamente dalle corrispondenti espressioni a temperatura ordinaria.

Elementi tesi:

$$N_{fi,d} = 1/\kappa \cdot N_d \cdot K_{y,\theta} \cdot \left( \frac{\gamma_M}{\gamma_{fi,M}} \right)$$

elementi compressi:

$$N_{fi,d} = \frac{N_d}{\kappa \cdot \chi_{fi}} \cdot K_{y,\theta} \cdot \left( \frac{\gamma_M}{\gamma_{fi,M}} \right)$$

elementi inflessi:

$$M_{fi,d} = 1 / \kappa \cdot M_d \cdot K_{y,\theta} \cdot \left( \frac{\gamma_M}{\gamma_{fi,M}} \right)$$

Qualora siano possibili fenomeni d'instabilità flesso - torsionale o la parte compressa non sia efficacemente vincolata, la resistenza flessionale sarà valutata con la formula:

$$M_{fi,d} = \frac{M_d}{\kappa \cdot \chi_{fi,1}} \cdot K_{y,\theta} \cdot \left( \frac{\gamma_M}{\gamma_{fi,M}} \right)$$

elementi soggetti a taglio

$$V_{fi,d} = 1/\kappa \cdot V_d \cdot K_{y,\theta} \cdot \left( \frac{\gamma_M}{\gamma_{fi,M}} \right)$$

dove $K_{y,\theta}$ è il coefficiente di riduzione della tensione di snervamento dell'acciaio alle alte temperature, $\gamma_M$ e $\gamma_{fi,M}$ sono i coefficienti di sicurezza sull'acciaio rispettivamente a temperatura ordinaria e in condizioni di incendio, $\kappa$ è un fattore di adeguamento per la distribuzione non uniforme di temperatura nella sezione, $\chi_{fi}$ e $\chi_{fi,1}$ sono i fattori di riduzione per l'instabilità flessionale e laterale in condizioni di incendio.

### 1.5.2. Verifica nel dominio delle temperature

Nell'ipotesi semplificativa di temperatura uniforme nella sezione e quando non sia richiesta la verifica di deformabilità della struttura, la verifica può essere condotta nel dominio delle temperature, con riferimento a una temperatura critica $\theta_{cr}$ per l'acciaio determinata in funzione del grado di utilizzazione $\mu_0$ definito come segue:

$$\mu_0 = \kappa \cdot \frac{S_{fi,d}}{R_{fi,d,0}}$$

con $R_{fi,d,0}$ pari a $R_{fi,d}$ calcolato a tempo t=0 (cioè a temperatura ambiente, con $\gamma_M = \gamma_{M,fi} = 1.0$ e con le condizioni di

vincolo per la situazione di incendio), e $\kappa$ fattore di adeguamento per la distribuzione non uniforme di temperatura nella sezione.

Le espressioni per la determinazione di $\theta_{cr}$ sono le stesse che esprimono la dipendenza della tensione di snervamento dalla temperatura. Vale infatti la relazione:

$$\frac{f_{y,\theta}(\theta)}{f_y} = \mu_0$$

da cui $\theta_{cr} = \Re\ [\mu_0\ ,\ f_y]$

La possibilità di utilizzare detto metodo sta nella possibilità di disporre di una espressione diretta della funzione $\Re$. Spesso detta relazione non è disponibile e il ricorso alla verifica nel dominio delle temperature è possibile solo per via grafica.

Una volta determinata $\theta_{cr}$ rimane da valutare il tempo R necessario affinché l'elemento di acciaio raggiunga detta temperatura. Questo procedimento può essere affrontato tramite l'uso delle procedure indicate al paragrafo 1.3 che permettono di determinare le curve temperatura-tempo dell'elemento di acciaio esposto all'incendio ovvero attraverso l'uso di metodi grafici.

Per quanto sopra detto e per la sua semplicità di impiego viene spesso corredato il metodo analitico con un approccio di tipo grafico. Il grafico in questione, riportato nella figura seguente, è detto nomogramma e viene ampiamente descritto al paragrafo 5.1.

# 2. STATO DELL'ARTE NORMATIVO

## 2.1. La circolare MI.SA. del 14/9/1961 n.91

La notissima Circolare 91 recante "Norme di sicurezza per la protezione contro il fuoco de fabbricati a struttura in acciaio destinati ad uso civile" è un documento emesso dal Ministero dell'Interno nell'ormai lontano 1961. Nonostante la sua vetustà rappresenta ancora oggi il principale riferimento tecnico sulla materia oggetto del presente lavoro. Nonostante le numerose critiche mosse alla Circolare 91, legate in prevalenza alla sua inadeguatezza nei confronti di un considerevole sviluppo teorico e tecnico maturato negli anni seguenti, non è stata mai oggetto di revisioni, ma puntualmente richiamata, nella sua veste originale, in tutte le regole tecniche di prevenzioni incendi.

In essa possono essere individuati tre momenti ben precisi.

Il primo riguarda la classificazione degli edifici in base ad una indicizzata valutazione di rischio. In sostanza viene proposto uno strumento per determinare la richiesta prestazionale per gli elementi strutturali e/o di compartimentazione presenti in un edificio. Tale classificazione è più di frequente imposta dai regolamenti di prevenzione incendi senza valutazioni di alcun genere. Su questo argomento, che non rientra tra gli obbiettivi del presente lavoro, non si faranno ulteriori considerazioni.

Il secondo riguarda la valutazione della prestazione offerta dagli elementi strutturali e/o di compartimentazione con il ricorso a tabelle. In pratica il rispetto dei valori riportati nelle tabelle è condizione sufficiente a garantire il possedimento della prestazione richiesta agli elementi. La principale critica che viene mossa alla validità delle tabelle è la completa ignoranza del coefficiente di sezione degli elementi. E' da notare anche come le tabelle non prevedano l'obbligo di rivestimenti protettivi dell'acciaio per tempi di esposizione inferiori a 15 min. Criticabile infine sono anche le tipologie di materiali protettivi citati, decisamente inadeguati con le tecnologie

protettive in uso oggi, nonché alcuni materiali protettivi richiamati dalle tabelle più volte con spessori diversi per classi identiche.

Il terzo riguarda la definizione di un ridottissimo protocollo di prova sperimentale per i principali elementi strutturali e/o di compartimentazione. Questo protocollo di prova è decisamente inadeguato all'esecuzione di prove di laboratorio ma è stato frequentemente aggiornato con l'emissione di risoluzioni da parte dell'organismo tecnico del Ministero dell'interno. Il frutto di questo impegno ha a tutt'oggi consentito l'effettuazione di prove.

La Circolare 91 ha valore cogente in quanto elevata al rango di Decreto del Ministero dell'Interno dal D.P.R. 577 del 1982.

## 2.2. La norma UNI-CNVVF 9503 del 1987

La prima norma di calcolo introdotta per la valutazione analitica della resistenza al fuoco di elementi di acciaio è la norma UNI 9503 dal titolo "Procedimento analitico per valutare la resistenza al fuoco degli elementi costruttivi di acciaio".

Essa è la seconda di un pacchetto di tre norme di calcolo (UNI 9502 sul calcestruzzo armato, UNI 9503 suddetta, UNI 9504 sul legno) contenenti un metodo alternativo all'esecuzione di prove o al ricorso alle tabelle della circolare 91. In essa è contenuto un completo procedimento analitico finalizzato alla determinazione della resistenza al fuoco di isolati elementi strutturali di acciaio, attraverso la determinazione del riscaldamento dell'elemento esposto, per un tempo determinato, alla curva temperatura-tempo nominale standard e alla successiva determinazione della capacità portante, sia nel dominio delle resistenze che nel dominio della temperatura.

La UNI 9503 non ha valore cogente ma il suo uso è consentito per la "Certificazione di resistenza al fuoco" dalla lettera circolare n. P130/4101 sott. 72/E del 31/1/2001 che la considera

uno dei metodi analitici accettabili ai sensi del D.M. 4/5/1998 All. II.

## 2.3. Gli Eurocodici strutturali

Nell'ambito della Direttiva Prodotti da Costruzione (CPD) è previsto che il rispetto del requisito essenziale n. 2 "Sicurezza in caso di incendio" venga comprovato attraverso una delle seguenti procedure:

- Prove secondo norme armonizzate o secondo linee guida;
- Calcoli e metodi di progetto armonizzati;
- Una combinazione di prove e di calcoli.

Il CEN TC 250 è l'organismo volontario di normazione comunitaria incaricato di sviluppare i codici di calcolo per la seconda delle procedure elencate. Detti codici appartengono ad una ampia famiglia di codici di calcolo detti Eurocodici strutturali che perseguono l'obbiettivo ardito di uniformare le metodologie di calcolo e valutazione e quindi di progetto delle strutture edili esistenti in tutti i pesi membri della Comunità europea.

Stante la delicatezza degli argomenti e la complessità di unificare i vari metodi di calcolo, è stata effettuata la pubblicazione degli Eurocodici come ENV cioè come norme sperimentali. Questi documenti, nella forma suddetta e dotati di specifici Documenti di Applicazione (NAD), sono comparsi nei vari ordinamenti nazionali, in tutto o in parte e con tempistiche differenti e hanno affiancato le norme nazionali per un periodo di 3 anni, nel corso degli ultimi anni 90. Al termine del periodo di coesistenza sono stati raccolti tutti i commenti mossi dai paesi membri agli Eurocodici e sottoposti a revisione da vari team di esperti incaricati di curarne il passaggio da ENV a EN. Attualmente gli Eurocodici sono ancora in fase di revisione come progetti di norme EN (prEN) e si prevede che andranno al voto formale in ambito CEN entro il primo semestre 2002.

Ciascuna delle famiglie suddette degli Eurocodici si articola a sua volta in uno specifico numero di "parti". Per alcuni di queste esistono quindi le "parti fuoco" ossia il codice per la progettazione e la verifica in condizioni di incendio.

- prEN 1991 part 1.2 Actions on Structures Exposed to Fire
- prEN 1992 part 1.2 Fire Design of Concrete Structures
- prEN 1993 part 1.2 Fire Design of Steel Structures
- prEN 1994 part 1.2 Fire Design of Composite Steel and Concrete Structures
- prEN 1995 part 1.2 Fire Design of Masonry Structures
- prEN 1996 part 1.2 Fire Design of Timber Structures
- prEN 1999 part 1.2 Fire Design of Aluminium Structures

Gli Eurocodici, comprese le parti fuoco, rappresentano lo stato dell'arte delle conoscenze maturate in ambito internazionale nello specifico settore. Nella loro tradizionale stesura però si presentano come documenti a metà strada tra una trattazione divulgativa del fenomeno e un codice di calcolo con il risultato di risultare troppo stringati per assumere una valenza didattica e troppo prolissi al contempo per rappresentare uno snello strumento progettuale. Inoltre, con il perdurare di interminabili revisioni, gli Eurocodici sempre più rappresentano il campo per un serrato confronto tra i produttori di settore provenienti da tutti i paesi della Comunità europea. Questo, a parere dello scrivente, non fa che accrescere la sensazione che anche l'Eurocodice, al pari delle norme di prodotto, costituisca lo strumento strategico per impossessarsi di consistenti fette di mercato.

Nello specifico degli elementi strutturali di acciaio resistenti al fuoco l'Eurocodice 1993 part 1.2 , contiene tabelle e codici di calcolo per la progettazione e la verifica degli elementi strutturali in condizioni di incendio. Completa il discorso fornendo le basi per la verifica di sottosistemi di più elementi strutturali e per la verifica delle loro connessioni.

Sulla possibilità di impiego dell'Eurocodice 1993 part 1.2 vale quanto detto in precedenza per l'UNI 9503.

## 2.4. I documenti dell'ECCS

L'ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) è l'organo tecnico di una associazione europea di produttori di settore al pari del CEB (Comitée Europenne du Beton) per il mondo produttivo del calcestruzzo. Detto organo tecnico è suddiviso in comitati che studiano e approntano manuali di progetto e verifica nei vari ambiti tecnici e tecnologici propri delle costruzioni metalliche. In particolare il Comitato Tecnico n. 3 "Fire Safety of Steel Structures" dell' ECCS si occupa delle problematiche connesse con l'esposizione al fuoco.

Da molti anni è in questo ambito che si raccolgono e divulgano le più importanti esperienze maturate nel settore. I documenti emessi dall'ECCS, quindi, rappresentano un sicuro punto di riferimento per i normatori di settore. Non a caso infatti la norma UNI 9503 del 1987 è stata redatta sulla base del "Design Manual on the European Recommendations for the Fire Safety of Steel Structures" pubblicato dall'ECCS TC 3 nel 1985. Attualmente è ancora l'ECCS a fornire il materiale scientifico al CEN TC 250 per la revisione dell'ENV 1993 part 1.2.

## 2.5. Norme armonizzate per prove di laboratorio

Come già detto al paragrafo 2.3 il rispetto del requisito essenziale n. 2 "Sicurezza in caso di incendio" della DPC può essere comprovato attraverso prove secondo norme armonizzate o secondo linee guida. L'organismo volontario preposto alla normazione in questo ambito è il CEN TC 127.

Le norme EN per le prove di resistenza al fuoco sono ormai una realtà e progressivamente sostituiranno l'attuale panorama normativo di prova nazionale, in verità terribilmente scarso in quanto limitato all'appendice B della circolare 91 del 1961

integrata con le risoluzioni del Ministero dell'Interno e alla UNI 9723 relativamente alle porte tagliafuoco.

Le norme di prova EN sono norme europee con mandato della Commissione; sono pertanto norme armonizzate e saranno obbligatorie nel momento della pubblicazione delle norme di prodotto che espressamente le richiamano. Ciò non di meno, a prescindere dagli obblighi derivanti dal mandato della Commissione, si procederà al più presto all'adozione di dette norme nel nostro ordinamento senza attendere l'emanazione delle norme di prodotto. Questo perché le norme EN rappresentano una splendida occasione per riportare le procedure di prova italiane al pari di quelle comunitarie.

Nell'ambito ristretto delle strutture di acciaio si elencano le seguenti norme di prova armonizzate indicando per ciascuna lo stato di avanzamento lavori al 31/12/2001 in ambito nazionale e internazionale.

- UNI-EN 1363-1 Prove di resistenza al fuoco – Requisiti generali (disponibile tradotta)
- UNI-EN 1363-2 Prove di resistenza al fuoco – Procedure alternative e addizionali (disponibile tradotta)
- EN 1365-2 Fire resistance tests for loadbering elements – floors and roofs (disponibile in inglese)
- EN 1365-3 Fire resistance tests for loadbering elements – beams (disponibile in inglese)
- EN 1365-4 Fire resistance tests for loadbering elements – columns (disponibile in inglese)
- PrEN 1365-5 Fire resistance tests for loadbering elements – balconies and walkways (allo studio del CEN)
- PrEN 1365-6 Fire resistance tests for loadbering elements – stairs (allo studio del CEN)

- PrENV 13381-4 Contribution to fire resistance of structural members – steel elements (in votazione)
- PrENV 13381-5 Contribution to fire resistance of structural members – flat concrete/profiled sheet composite elements (in votazione)
- PrEN 13501-2 Fire classification of construction products and building elements – Classification using data from fire resistance tests, excluding ventilation services (in votazione)

# 3. CONFRONTO TRA LA NORMA UNI 9503 E L'EUROCODICE 3 PARTE FUOCO

## 3.1. Aspetti generali

Prima di procedere ad un dettagliato confronto tra i due codici vale la pena ricordare che la norma UNI 9503 è essenzialmente un codice di calcolo analitico della resistenza al fuoco di elementi di acciaio mentre l'Eurocodice 3 parte fuoco (d'ora in avanti PrEN 1993-1.2) descrive un metodo di progetto di strutture d'acciaio in condizioni di incendio. In conseguenza di ciò è possibile sinteticamente fare le prime osservazioni di carattere generale:

| | UNI 9503 | PrEN 1993-1.2 |
|---|---|---|
| a) | Prima stesura 1987 | Prima revisione 1999 |
| b) | Un codice di calcolo | Più metodi di calcolo e criteri di progettazione |
| c) | Valido per un elemento costruttivo | Valido per l'insieme strutturale |

La notazione a) non vuole essere una segnalazione puramente nozionistica ma intende ricordare il lasso di tempo esistente tra i due lavori. Durante questi anni grandi sono stati fatti considerevoli investimenti per approfondire le conoscenze sul comportamento in caso d'incendio delle strutture di acciaio con l'obbiettivo di ridurre incertezze e approssimazioni che in genere si traducono in coefficienti di sicurezza maggiormente conservativi. I maggiori produttori di acciaio della Comunità europea hanno finanziato ricerche e campagne di sperimentazioni volte a fornire gli elementi per riconsiderare il diffuso convincimento sulla vulnerabilità delle strutture di acciaio in condizioni di incendio. I risultati di tali investimenti rappresentano le sostanziali differenze della PrEN 1993-1.2 dalla UNI 9503.

Per quanto riguarda la notazione b) essa rappresenta una rilevante differenza di impostazione. Il PrEN 1993-1.2 infatti,

oltre a fornire un codice di calcolo semplificato come quello nella UNI 9503, presenta metodi più complessi e dà in più una serie di specifiche progettuali più o meno importanti. Si sforza inoltre di descrivere i processi logici e le ipotesi fatte nell'approntare i codici in modo da consentire al progettista anche di uscire, se necessario, dai percorsi indicati dalla norma. A parere dello scrivente però il gran numero di informazioni fornite, unitamente alla notazione tecnica di matrice anglosassone, rendono faticosa la lettura del PrEN 1993-1.2 soprattutto per chi necessiti di uno strumento di calcolo di facile approccio. Senza saltare alle conclusioni si potrebbe quindi affermare che la norma UNI 9503 si presta per un impiego di routine e per progettazioni di minor complessità mentre il PrEN 1993-1.2 è di fatto indispensabile per progettazioni più impegnative.

Per quanto riguarda infine la notazione c) essa rappresenta come la b) una grande diversità di impostazione. Leggendo la norma però si scopre che la progettazione dell'insieme strutturale è per il PrEN 1993-1.2 niente più che una dichiarazione di intenti in quanto si limita alla mera elencazione di tre approcci progettuali:

- Member analysis;
- Analysis of parts of the structure;
- Global structural analysis.

Poche indicazioni vengono fornite sui tre approcci ma una stringato commento lascia intendere qual è la strada da seguire:

*"For verifying standard fire resistance requirements, a member analysis is sufficient"*. Tale commento può essere interpretato alla seguente maniera:

l'impiego della curva nominale standard fornisce un cimento termico agli elementi strutturali esposti in genere superiore alla realtà e tale da poter accettare l'errore commesso nel trascurare

gli effetti scambiati da ogni singolo elemento strutturale con gli altri elementi cui è connesso.

## 3.2. Azioni agenti

### 3.2.1. Curve di incendio

Per quanto riguarda l'adozione della curva d'incendio entrambe le norme rimandano a specifici documenti che trattano della modalità di rappresentare un incendio in termini analitici.

I documenti in questione sono:

- UNI 7678 Prove di resistenza al fuoco
- PrEN 1991-1.2 Actions on Structures Exposed to Fire

Le curve di incendio cui fare riferimento in ciascun documento sono:

| | UNI 7678 | PrEN 1991-1.2 |
|---|---|---|
| a) | Curva nominale standard | Curva nominale standard |
| b) | | Curva nominale dell'incendio esterno |
| c) | | Curva nominale degli idrocarburi |
| d) | | Curve parametriche |
| e) | | Modellazioni di incendio semplici e complesse |

Le curve a), b), c) sono state già definite al paragrafo 1.2.2 mentre le curve d) ed e) non rientrano tra gli obbiettivi del presente lavoro. E' evidente come il prEN 1991-1.2 nello spirito di destinare al progettista diverse possibilità di approccio al problema consente di scegliere tra più rappresentazioni del fenomeno incendio. E' altresì vero però che ad oggi il panorama dei Regolamenti italiani non prevede altro che la curva ISO 834 (ovvero la curva della circ. n. 91 ad essa molto simile) in quanto unica riproducibile al forno sperimentale. La presenza di altre curve di incendio pertanto può avere ad oggi il

solo carattere informativo e rappresentare per il futuro una possibile alternativa alla curva ISO 834.

Per concludere si osserva una ulteriore sottile differenza. Nell'espressione analitica delle curve di incendio compare il termine della temperatura ambiente a tempo 0. Mentre per la UNI 7678 esso è lasciato variabile da definire, per la prEN 1991-1.2 esso è fissato arbitrariamente pari a 20 °C.

### 3.2.2. Azioni meccaniche

Sostanziali differenze esistono invece in merito alla combinazione di azioni meccaniche da considerare in condizioni di incendio. Fermo restando che sia per la UNI 9503 che per il prEN 1993-1.2 la combinazione per le azioni meccaniche è una "combinazione rara", in quanto agente per un evento eccezionale quale l'incendio, esistono differenze sia tra le formule sia tra i coefficienti di combinazione. Con riferimento ai simboli indicati al paragrafo 1.2.3 si riportano le seguenti espressioni:

| UNI 9503 | PrEN 1993-1.2 |
|---|---|
| $F_{fi,d}=G_k+Q_{k,1}+0,7Q_{k,2}$ | $F_{fi,d}=\gamma_{GA}G_k+\psi_{1,1}Q_{k,1}+\sum\psi_{2,i}Q_{k,i}+\sum A_d(t)$<br>$\gamma_{GA}= 1$<br>$\psi_{1,1}$ e $\psi_{2,i}$ variabili come riportato in tabella |

In ambedue le espressioni il moltiplicatore delle azioni permanenti è pari ad 1.

Per la principale azione accidentale la norma UNI 9503 prevede un moltiplicatore pari ad 1 mentre per il prEN 1993-1.2 sono consentite delle riduzioni in considerazione del fatto che in condizione di incendio pienamente sviluppato è ragionevole supporre una evacuazione degli occupanti con riduzione del sovraccarico accidentale. Come si vede nella tabella seguente la riduzione è variabile con la categoria del fabbricato in quanto, ad esempio, la riduzione di sovraccarico presumibile per un fabbricato uso uffici è ben superiore a quella presumibile per un

magazzino. Benché condivisibile, tale impostazione fa perdere di significato l'interpretazione simbolica e statistica propria dei sovraccarichi accidentali. Dentro i valori caratteristici infatti sono contenute tutte le incertezze esistenti intorno al valore più probabile del carico e asserire aprioristicamente che, in caso di incendio, una parte possa essere trascurata può in un numero imprecisato di casi essere una inaccettabile riduzione del coefficiente di sicurezza.

Per le azioni accidentali considerate come secondarie la norma UNI 9503 prevede un moltiplicatore pari a 0,7 da applicare all'azione più rilevante trascurando le altre; per il prEN 1993-1.2 è prevista invece la sommatoria di tutte la azioni accidentali secondarie pesate con coefficienti riduttivi in maniera similare a quanto indicato in precedenza per la principale azione accidentale.

| Variable action | $\psi_1$ | $\psi_2$ |
|---|---|---|
| Imposed loads in buildings | | |
| A: domestic, residential | 0,5 | 0,3 |
| B: offices | 0,5 | 0,3 |
| C: congregation areas | 0,7 | 0,6 |
| D: shopping | 0,7 | 0,6 |
| E: storage | 0,9 | 0,8 |
| Traffic loads in buildings | | |
| F: vehicle weight ≤ 30 kN | 0,7 | 0,6 |
| G: 30 kN < vehicle weight ≤ 160 kN | 0,5 | 0,3 |
| H: roofs | 0 | 0 |
| Snow loads on buildings | 0,2 | 0 |
| Wind loads on buildings | 0,5 | 0 |
| Temperature (non-fire) in buildings | 0,5 | 0 |

## 3.3. Le modalità di riscaldamento

### 3.3.1. Generalità

La determinazione del campo di temperature all'interno di un elemento strutturale di acciaio, protetto o non protetto, esposto all'incendio viene affrontata da ambedue le norme tramite la risoluzione del problema di Fourier per il continuo. La soluzione del problema può essere condotta:

| UNI 9503 | PrEN 1993-1.2 |
|---|---|
| Metodo semplificato | Metodo semplificato |
| | Metodi avanzati |

In realtà la norma UNI 9503 non vieta espressamente altre soluzioni del problema di Fourier ma, semplicemente, ignora tale possibilità. Il PrEN 1993-1.2, invece, affianca ai metodi semplificati, diffusamente illustrati nel paragrafo 1.3.1, i metodi avanzati consistenti in una discretizzazione agli elementi finiti della sezione trasversale sui cui si intende effettuare la mappatura termica e nell'integrazione nodale delle equazioni di Fourier. Il risultato è una distribuzione non uniforme delle temperature che tiene conto della reale esposizione al fuoco della sezione in esame, della reale diffusione di calore all'interno della sezione e di tutte le non linearità fisiche dei materiali costituenti la sezione (acciaio e protettivi). Questo approccio è del tutto analogo a quello previsto per la soluzione del problema termico di elementi in calcestruzzo dove la diffusività termica è tale da non poter accettare l'approssimazione di temperatura interna costante per tutta la sezione (vedi UNI 9502 rev. 2001). Ovviamente una soluzione del genere richiede uno strumento automatico di calcolo che integri equazioni differenziali del secondo ordine con espressioni fortemente non lineari. Detti strumenti una volta di modesta diffusione e difficili da utilizzare sono oggi facilmente reperibili e dotati di comodi pre e post processori grafici. La possibilità quindi di procedere con valutazioni più sofisticate è sicuramente apprezzabile.

### 3.3.2. Caratteristiche termiche dell'acciaio alle alte temperature

Con riferimento ai parametri descritti nel paragrafo 1.3 si riportano le espressioni delle caratteristiche fisiche dell'acciaio al variare della temperatura per le due norme.

| UNI 7678 | PrEN 1993-1.2 |
|---|---|
| Massa volumica [kg $m^{-3}$] | |
| $\rho_a = 7850$ | $\rho_a = 7850$ |
| Dilatazione termica [m $m^{-1}$] | |
| per 20 °C ≤ $\theta_a$ < 1200 °C: | per 20 °C ≤ $\theta_a$ < 750 °C: |
| $\Delta L/L = 3 \cdot 10^{-4} \cdot 1/\theta_a + 1,2 \cdot 10^{-5} + 0,4 \cdot 10^{-8} \theta_a$ | $\Delta L/L = 1,2 \cdot 10^{-5} \theta_a + 0,4 \cdot 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \cdot 10^{-4}$ |
| | per 750 °C ≤ $\theta_a$ ≤ 860 °C: |
| | $\Delta L/L = 1,1 \cdot 10^{-2}$ |
| | per 860 °C ≤ $\theta_a$ < 1200 °C: |
| | $\Delta L/L = 2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 6,2 \cdot 10^{-3}$ |
| Calore specifico [J $kg^{-1}$ $K^{-1}$] | |
| per 20 °C ≤ $\theta_a$ < 1200 °C: | per 20 °C ≤ $\theta$ < 600 °C: |
| $c_a = 470 + 2 \cdot 10^{-1} \theta_a - 38,1 \cdot 10^{-5} \theta_a^2$ | $c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \theta_a - 1,69 \cdot 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \theta_a^3$ |
| | per 600 °C ≤ $\theta_a$ < 735 °C: |
| | $c_a = 666 + 13002/(738 - \theta_a)$ |
| | per 735 °C ≤ $\theta_a$ < 900 °C: |
| | $c_a = 545 + 17820/(\theta_a - 731)$ |
| | per 900 °C ≤ $\theta_a$ ≤ 1200 °C: |
| | $c_a = 650$ |
| Conducibilità termica [W $m^{-1}$ $K^{-1}$] | |

| | |
|---|---|
| | per 20 °C ≤ θ < 800 °C: |
| | $\lambda_a = 54-3,33\cdot10^{-2}\,\theta_a$ |
| | per 800 °C ≤ $\theta_a$ < 1200 °C: |
| | $\lambda_a = 27,3$ |

Coefficiente di emissività risultante

| | |
|---|---|
| $\varepsilon_r = 0,5$ | $\varepsilon_r = 0,5$ |

Coefficiente termico convettivo [W $m^{-2}$ $K^{-1}$]

| | |
|---|---|
| $\alpha_c = 25$ | $\alpha_c = 25$ |

Come si nota, al di là di una complicazione formale, non esistono sostanziali differenze fra le due norme. Da notare nella prEN 1993-1.2, la presenza di una discontinuità esistente nelle curve che descrivono la dilatazione termica, il calore specifico e la conducibilità termica intorno ai 735÷750 °C dovuta al raggiungimento del punto triplo dell'acciaio. Non deve sorprendere invece l'assenza dell'espressione analitica della conducibilità termica nella UNI 9503 in quanto, per l'impostazione scelta relativamente alla sola analisi termica con il metodo semplificato che trascura la diffusività interna dell'acciaio, il parametro suddetto non occorre.

### 3.3.3. Caratteristiche fisiche dei protettivi

La definizione delle caratteristiche fisiche dei materiali protettivi è un passaggio estremamente delicato sia per l'incidenza che può avere nella determinazione del requisito prestazionale dell'elemento strutturale, sia per definizione economica della scelta progettuale. Entrambe le norme rimandano a specifiche prove sperimentali per la caratterizzazione dei protettivi. In particolare il prEN 1993-1.2 rimanda alle procedure di prova previste in ENV 13381-1, ENV 13381-2, ENV 13381-4 che definiscono il contributo offerto dal protettivo alla resistenza al fuoco dell'elemento strutturale. La norma UNI 9503, invece, presenta una successione di prospetti riportanti le

caratteristiche medie dei protettivi di maggior impiego per le strutture di acciaio. Dette caratteristiche fisiche sono generalmente variabili con la temperatura, ma la norma riporta solo il valore corrispondente alla temperatura di 500 °C ritenuta critica per l'elemento strutturale. Questa procedura è approssimata, ma certamente conservativa in quanto per temperature inferiori le caratteristiche dei protettivi sono di una maggiore capacità isolante mentre per temperature superiori poco interessa in quanto l'acciaio ha ormai raggiunto capacità meccaniche ultime. I valori riportati nelle tabelle sono quelli di letteratura, ma le categorie di protettivi sono decisamente generiche per poter riconoscere in esse il proprio protettivo con il dovuto rigore. Inoltre il mero riferimento alla tabella non deve esimere il progettista dal verificare (sperimentalmente) che il protettivo scelto resti coesivo e coerente per tutta la durata dell'esposizione al fuoco. Si riporta di seguito una tabella riassuntiva dei valori presenti nella norma UNI 9503.

| Materiale | Massa volumica | Conduc.tà termica | Umidità | Calore specifico |
|---|---|---|---|---|
| Fibre minerali a spruzzo | 200-300 | 0,10 | 1,0 | 1200 |
| Lastre di perlite o vermiculite | 300-800 | 0,15 | 15,0 | 1100 |
| Lastre di silicati | 450-900 | 0,15 | 4,0 | 1100 |
| Lastre di gesso | 800 | 0,20 | 20,0 | 1700 |
| Lastre di lana minerale | 120-150 | 0,25 | 2,0 | 1200 |
| Calcestruzzo cellulare | 600-1300 | 0,30-0,65 | 2,5 | 1200 |
| Calcestruzzo leggero | 1600 | 0,80 | 2,5 | 1200 |
| Laterizi | 2000 | 1.00 | 0,2 | 1200 |
| Calcestruzzo normale | 2400 | 1.70 | 1.5 | 1200 |

### 3.3.4. Espressioni analitiche del riscaldamento

Con riferimento a quanto descritto ai paragrafi 1.3.4 e 1.3.5 e con medesimo significato dei simboli si riportano di seguito le espressioni analitiche del riscaldamento degli elementi di acciaio esposti al fuoco individuate per ambedue le norme con il metodo semplificato.

Per quanto riguarda gli elementi non protetti la formula è identica nelle due norme e cioè:

$$\Delta\theta_a = \frac{\alpha}{\rho_a c_a}\frac{A_m}{V}\cdot(\theta_g - \theta_a)\cdot\Delta t$$

Per quanto riguarda invece gli elementi protetti le due norme propongono espressioni analitiche sensibilmente differenti.

UNI 9503

Per protettivi «leggeri»

$$\Delta\theta_a = \frac{\lambda_p/d_p}{\rho_a c_a}\frac{A_m}{V}\cdot(\theta_g - \theta_a)\cdot\Delta t$$

Per protettivi «pesanti»

$$\Delta\theta_a = \frac{\lambda_p/d_p}{\rho_a c_a}\frac{A_m}{V}\frac{1}{1+\zeta}\cdot(\theta_g - \theta_a)\cdot\Delta t$$

con $\zeta = \frac{c_p d_p \rho_p A_p}{2 c_a \rho_a V}$

PrEN 1993-1.2

Per qualsiasi protettivo

$$\Delta\theta_a = \frac{\lambda_p/d_p}{\rho_a c_a}\frac{A_p}{V}\frac{(\theta_g - \theta_a)}{1+\phi/3}\cdot\Delta t + -(e^{\phi/10} - 1)\cdot\Delta\theta_g \qquad \Delta\theta_a > 0 \text{ per } \forall\ \Delta\theta_g$$

con $\varphi = \frac{c_p \rho_p d_p A_p}{c_a \rho_a V}$

La prima sostanziale differenza riguarda la duplice espressione del riscaldamento per protettivi leggeri o pesanti prevista nella norma UNI 9503, che nel prEN 1993-1.2 diventa una sola espressione. Tale seconda impostazione pare più coerente sia per non creare discontinuità analitiche in base al tipo di protettivo sia perché, per protettivi leggeri ($\phi \approx 0$), la seconda espressione della UNI 9503 ricadrebbe comunque nella prima.

Confrontando poi la seconda espressione della UNI 9503 con il prEN 1993-1.2 si nota anche una differenza analitica. Nel prEN 1993-1.2 si evince infatti la natura semiempirica della

espressione che si discosta dall'espressione della UNI 9503 per la presenza di un differente denominatore del termine riguardante l'effetto della capacità termica del protettivo (da 2 passa a 3) e per l'aggiunta di un termine esponenziale. Pur non traducendosi in una macroscopica differenza l'espressione del prEN 1993-1.2 è frutto di appropriate indagini sperimentali e rappresenta un correttivo alla trattazione puramente analitica che ha prodotto l'espressione della UNI 9503 e che, come visto nel paragrafo 1.3.5, è comunque figlia di alcune importanti ipotesi semplificative.

## 3.4. Verifica di stabilità

### 3.4.1. Generalità

Analogamente a quanto illustrato al paragrafo 3.3.1 anche per la verifica di stabilità il prEN 1993-1.2 presenta due tipi di approccio con metodo semplificato e con metodo complesso. Il primo fa riferimento ad un riscaldamento uniforme della sezione e viene correlato, attraverso il decadimento delle caratteristiche meccaniche dell'acciaio alle alte temperature, al raggiungimento di una temperatura critica funzione delle condizioni di vincolo e di carico esterno. Questo metodo, presente anche nella UNI 9503 ma con alcune significative differenze, è particolarmente conservativo per quanto attiene il valore della temperatura raggiunta e si ritiene accettabile anche se trascura le tensioni interne dovute ad un riscaldamento disuniforme della sezione e al pericolo che tale riscaldamento disuniforme possa produrre imprevisti fenomeni di instabilità locale e di elemento.

Il metodo complesso, presentato solo dal prEN 1993-1.2, si basa su una analisi termica a sua volta di tipo complesso che permette di determinare un campo termico e quindi un decadimento meccanico dell'acciaio, maggiormente approssimato all'interno della sezione. Con questo approccio però diventa difficoltosa la determinazione della capacità portante ultima della sezione in quanto, la disunirformità della resistenza dell'acciaio complica

l'individuazione dell'asse neutro già per sezioni dotate di doppia simmetria. Tale difficoltà è comunque risolta dall'impiego di strumenti automatici di calcolo oggi largamente diffusi.

Nel seguito verrà descritta soltanto la procedura di verifica che utilizza metodi semplificati.

### 3.4.2. Decadimento meccanico dell'acciaio alle alte temperature

Si riprende brevemente quanto illustrato al paragrafo 1.4. Si è posta l'attenzione sul comportamento tensioni deformazioni temperatura dell'acciaio, notando in particolare come fissando la deformazione massima dell'acciaio a valori inferiori all'1% la riduzione di resistenza dell'acciaio con la temperatura sia più marcata della riduzione che si otterrebbe a deformazioni maggiori e a parità di temperatura.

Una vecchia impostazione ammetteva, in condizioni di incendio, una deformazione massima per l'acciaio inferiore (al massimo uguale) al valore ultimo concesso a temperatura ordinaria (1%); con questa condizione era possibile supporre il raggiungimento della temperatura critica, prevista per una specifica condizione di carico, prima dell'insorgere di improvvisi fenomeni di instabilità locale. In corrispondenza di detta deformazione massima sono stati determinati i coefficienti di riduzione della tensione di snervamento $K_{y,\theta}$ al variare della temperatura.

Una nuova impostazione prevede invece di consentire, in condizioni di incendio, deformazioni dell'acciaio ben superiori (2% e più) al valore ultimo ammesso a temperatura ordinaria, a patto però di prendere tutte le precauzioni necessarie per evitare l'insorgere di fenomeni di instabilità locale prima del raggiungimento della temperatura critica. Questa condizione si traduce in una classificazione di elementi di acciaio per i quali è consentita la nuova impostazione e che vedremo nel successivo paragrafo. Anche in corrispondenza di detta deformazione sono stati determinati i coefficienti di riduzione della tensione di

snervamento $K_{y,\theta}$ al variare della temperatura i quali risultano sensibilmente inferiori (e traslati in avanti) rispetto alla vecchia impostazione.

L'impostazione più datata è quella propria della norma UNI 9503, quella più recente è propria del prEN 1993-1.2. I valori di $K_{y,\theta}$ unitamente ai valori di $K_{E,\theta}$ sono riportati nella seguente tabella:

| | UNI 9503 | | PrEN 1993-1.2 | |
|---|---|---|---|---|
| $\theta$ (°C) | $K_{y,\theta}$ | $K_{E,\theta}$ | $K_{y,\theta}$ | $K_{E,\theta}$ |
| 20 | 1,00 | 1,00 | 1,00 | 1,00 |
| 100 | 0,95 | 0,99 | 1,00 | 1,00 |
| 200 | 0,88 | 0,96 | 1,00 | 0,90 |
| 300 | 0,78 | 0,92 | 1,00 | 0,80 |
| 400 | 0,65 | 0,83 | 1,00 | 0,70 |
| 500 | 0,48 | 0,63 | 0,78 | 0,60 |
| 600 | 0,27 | 0,17 | 0,47 | 0,31 |
| 700 | 0,12 | 0,00 | 0,23 | 0,13 |
| 800 | 0,06 | 0,00 | 0,11 | 0,09 |
| 900 | 0,02 | 0,00 | 0,06 | 0,0675 |
| 1000 | 0,00 | 0,00 | 0,04 | 0,0450 |
| 1100 | 0,00 | 0,00 | 0,02 | 0,0225 |
| 1200 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 |

### 3.4.3. Classificazione delle sezioni

La condizione posta al paragrafo 3.4.2 per l'impostazione proposta dal prEN 1993-1.2 è tradotta nella norma stessa in una classificazione delle sezioni degli elementi strutturali per le quali è prevedibile o meno il formarsi di complete o parziali cerniere plastiche in grado di ruotare alle alte temperature senza l'insorgere di fenomeni di instabilità. Le sezioni degli elementi

strutturali in acciaio, quindi, sono suddivise in classi di resistenza identificate dai numeri da 1 a 4 in funzione della capacità di rotazione plastica delle sezioni; in particolare le classi sono definite nel modo seguente all'interno del prEN 1993-1 cui la norma in esame fa riferimento (vedi anche il D.M. LL.PP. 9.1.1996 sezione III):

*classe 1*: sezioni per le quali può aversi la completa formazione di una cerniera plastica;

*classe 2*: sezioni per le quali è prevista la completa formazione di una cerniera plastica, ma con limitata capacità di deformazione;

*classe 3*: sezioni per le quali, a causa di fenomeni d'instabilità locale, non è possibile la ridistribuzione plastica delle tensioni nella sezione e il momento ultimo coincide con quello al limite elastico convenzionale;

*classe 4*: sezioni per le quali, a causa di importanti fenomeni d'instabilità locale, il momento ultimo è minore di quello al limite elastico convenzionale.

Detta classificazione dovrebbe avere, a parere dello scrivente, una immediata corrispondenza nelle sezioni semplici e composte che si ritrovano nella pratica progettuale. In realtà l'assegnazione delle sezioni ad una precisa classe (e quello che ne discende) è opera autonoma del progettista che eventualmente effettua considerazioni arbitrarie sulla capacità plastica delle sezioni.

### 3.4.4. Verifica delle sezioni

Va prima di tutto evidenziata la sostanziale differenza linguistica che rende difficilmente confrontabili i metodi di verifica esistenti tra le due norme. Con un po' di attenzione si evince comunque che la norma UNI 9503 propone come unico metodo la verifica nel dominio delle temperature tramite individuazione della $\theta_{cr}$ per uno specifico schema statico dell'elemento

strutturale e determinazione del tempo di raggiungimento della $\theta_{cr}$ per una specifica condizione di esposizione all'incendio. Di contro il prEN 1993-1.2 propone due metodi di verifica e precisamente la verifica nel dominio delle resistenze e la verifica nel dominio delle temperature (vedi paragrafo 1.5). Pur apprezzando la doppia possibilità offerta dal prEN 1993-1.2 si ritiene di proseguire esclusivamente nella verifica nel dominio delle temperature sia perché è possibile un confronto tra le due norme sia per la semplicità dell'approccio e sia per una maggiore diffusione del metodo nel mondo professionale.

Riprendendo quanto detto al paragrafo 1.5.2 la verifica nel dominio delle temperature si traduce nella seguente espressione:

$$\frac{f_{y,\theta}(\theta)}{f_y} = \frac{1}{\kappa} \cdot \frac{S_{fi,d}}{R_{fi,d,0}}$$

con le dovute differenze per la menzionata diversità linguistica delle due norme. Detta eguaglianza permette di individuare il valore di $\theta_{cr}$ e di passare quindi alla determinazione del tempo R di raggiungimento di detta temperatura di cui si largamente discusso ai paragrafi 1.3.4, 1.3.5 e 3.3.4.

Analizziamo i tre termini dell'uguaglianza di cui sopra.

Il termine $f_{y,\theta}(\theta)/f_y$ è il coefficiente di riduzione della tensione di snervamento dell'acciaio ($K_{y,\theta}$) al variare delle temperature di cui si è già parlato nei paragrafi 1.4 e 3.4.2. Si è già detto della diversa impostazione seguita dalle due norme per il coefficiente $K_{y,\theta}$ e della sostanziale differenza tra i valori assunti dal coefficiente. Si è anche detto che il valori, decisamente più alti (e quindi meno conservativi), proposti per $K_{y,\theta}$ dal prEN 1993-1.2 sono accettabili solo per particolari sezioni trasversali dell'elemento strutturale e a tal fine è stato fatto riferimento ad una precisa classificazione delle sezioni. A questo punto però il prEN 1993-1.2 perde di chiarezza e limita a dire che:

- per le classi 1, 2, 3 è valido il procedimento e quindi i valori di $K_{y,\theta}$
- per la sola classe 4 non è valido il procedimento ma bisogna assumere per la temperatura critica il valore convenzionale di 350 °C.

Quello che stona non è tanto l'aver fissato per la classe 4 il valore convenzionale suddetto, tra l'altro uguale al valore limite fissato 50 anni or sono dalla Circolare 91 per le prove al forno di elementi strutturali di acciaio senza l'applicazione del carico; quanto piuttosto l'aver definito lo stesso procedimento per le classi 1, 2, 3 che per definizione hanno una differente capacità di formazione delle cerniere plastiche e quindi di garantire determinate capacità portanti alle alte temperature.

Il termine $S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$ è il rapporto tra la caratteristica di sollecitazione agente per una specifica azione esterna in condizioni d'incendio e la relativa caratteristica di sollecitazione resistente in condizioni di incendio a tempo 0. Si è già detto al paragrafo 3.2 delle diverse combinazioni previste per le azioni meccaniche in condizioni di incendio nelle due norme. Uguali differenze si riscontrano nelle conseguenti caratteristiche di sollecitazione. Per le caratteristiche di sollecitazione resistenti le due norme propongono ovviamente medesimi valori benché la UNI 9503 espone con chiarezza l'espressione analitica per la determinazione di tali valori mentre il prEN 1993-1.2 non scende più di tanto in dettagli rimandando semmai alle espressioni proposte per la verifica nel dominio delle resistenze. L'unica sostanziale differenza per la determinazione della caratteristica di sollecitazione resistente in condizioni di incendio esiste nel caso di verifica di elementi soggetti a compressione o a presso flessione. Infatti mentre la UNI 9503 non affronta specificatamente il problema, sottintendendo che i fattori di riduzione della resistenza per l'instabilità flessionale e laterale $\chi_{fi}$ e $\chi_{fi,1}$ in condizioni di incendio assumono gli stessi valori di quelli a temperatura ordinaria, il prEN 1993-

1.2, sempre rimandando alle espressioni proposte per la verifica nel dominio delle resistenze, espone le espressioni necessarie per la valutazione di $\chi_{fi}$ e $\chi_{fi,1}$ per le quali rimandiamo alla lettura della norma suddetta.

Il termine $\kappa$ è il fattore di adeguamento per la distribuzione non uniforme di temperatura nella sezione ed esiste con notazioni diverse e valori diversi in ambedue le norme. Questo fattore compare con l'intento di ravvicinare le risultanze del calcolo analitico ai dati sperimentali, ma rappresenta una posizione poco felice delle norme se si pensa che tutto il procedimento è un metodo volutamente approssimato e poi le discordanze dai casi reali vengono racchiuse in un unico misterioso coefficiente. Nelle due norme i valori di $\kappa$ sono:

| UNI 9503 | PrEN 1993-1.2 |
|---|---|
| $\kappa = 0,85$ | $\kappa = \kappa_1 \cdot \kappa_2$ dove |
| | $\kappa_1 = 1,0$ per elemento esposto su quattro lati |
| | $\kappa_1 = 0,7$ per elemento esposto su tre lati con soprastante soletta di calcestruzzo sul quarto lato |
| | $\kappa_2 = 0,85$ per elemento staticamente indeterminato |
| | $\kappa_2 = 1,00$ in tutti gli altri casi |

Ai precedenti valori la norma prEN 1993-1.2 aggiunge un valore di $\kappa$ pari ad 1,2 da impiegare nei casi in cui si rilevante il pericolo di instabilità di elemento (colonne).

### 3.4.5. Conclusioni

Un lettore attento noterà che tutte le differenze tra le due norme hanno come conseguenza:

- un maggiore dettaglio nella definizione del problema come l'approfondimento delle caratteristiche strutturali, fisiche e meccaniche dell'elemento in condizioni di incendio, l'approccio alle interazioni elemento-struttura, la definizione mirata delle azioni esterne in condizioni di incendio;
- una sistematica riduzione dei coefficienti di sicurezza che, come vedremo in seguito, assume in taluni casi valori rilevanti a vantaggio di un contenimento dei costi.

L'aver condensato in questi sintetici commenti quanto sopra esposto può sembrare approssimativo, ma serve a far riflettere quanti nel prEN 1993-1.2 vedono soltanto uno stato dell'arte più avanzato. Di fatto in alcune posizioni si percepisce una volontà di apertura alla valutazione del professionista tipica di norme tecniche di stampo anglosassone che mal si adattano al mondo professionale nazionale. In conclusione si ritiene di suggerire una revisione della norma nazionale al fine di farla convergere allo standard comunitario riflettendo bene su tutte le posizioni proposte dall'eurocodice non disdegnando, se necessario, di rifiutarne alcune.

# 4. APPLICAZIONE DEL METODO ANALITICO

## 4.1. Verifica/progetto con la norma UNI 9503 e con l'eurocodice 3 parte fuoco di alcune sezioni tipiche di elementi di acciaio protetti e non.

L'applicazione del metodo analitico nella verifica/progetto di elementi strutturali di acciaio in condizioni di incendio, rappresenta una scelta particolarmente felice se la determinazione del campo di temperatura viene fatta con le semplificazioni viste nei paragrafi 1.3.4 e 1.3.5 e la verifica/progetto viene condotta nel dominio delle temperature. Con questo approccio il calcolo si può effettuare con semplici processi iterativi di determinazione delle temperature dell'acciaio in condizioni di incendio e la verifica/progetto tramite confronto tra temperature. Per velocizzare le operazioni di calcolo è sufficiente una calcolatrice programmabile o ancora un foglio elettronico (lotus, excel, etc).

Scopo del presente lavoro è anche quello di predisporre un sistema automatico di calcolo di semplice impiego per la verifica con le due norme. E' stato realizzato, a tal uopo, un programma su foglio elettronico e configurato con una schermata riportante i dati essenziali in input ed output, schermate successive con i vari calcoli e un diagramma riportante la crescita della temperatura dell'elemento protetto e non protetto unitamente alla retta della temperatura critica. Sono stati utilizzati, per un più semplice impiego, esattamente i simboli usati nelle due norme anche se, come detto, tra le due norme non compare lo stesso simbolismo.

Nelle pagine che seguono sono riportati alcuni casi studio risolti con le due norme.

Caso A – Verifica con UNI 9503

Colonna HEA 300 rivestita con protettivo scatolare di lastre vermiculite e cemento di spessore d = 25 mm. Il coefficiente di utilizzo è 0,625.

**INPUT:**

| CARATTERISTICHE GENERALI | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 7850 | Kg/m3 |
| Calore specifico | Ca | VAR. | J/Kg°C |
| S/V | | 152 | m-1 |
| To ($\Theta_f$) | | 20 | °C |

| CARATTERISTICHE ISOLANTE | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 550 | Kg/m3 |
| Calore specifico | Ci | 1100 | J/Kg°C |
| Condutt. Term. | $\lambda$ | 0,15 | W/m°C |
| Umidità | (p) | 15 | % |
| Spessore | (di) | 0,025 | m |
| $\zeta$ | | 0,18 | |
| $1/1+\zeta$ | | 0,85 | |
| S/V | | 104 | m-1 |

| STATO TENSIONALE | |
|---|---|
| Carico di Esercizio (P) | 0,625 |
| Carico Ultimo (Pu) | 1 |
| (P/Pu) | 0,625 |
| $\chi$ | 0,85 |
| $\Psi_1$ | - |
| $\Psi_2$ | - |
| Pe | - |
| $\chi$*(P/Pu) | 0,53 |

**OUTPUT:**

| | | |
|---|---|---|
| Temperatura critica($\Theta$cr) | 472 | °C |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo non protetto) | 9 | min |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo protetto) | 100 | min |
| Riritardo vaporizz. acqua | 7 | min |
| RESISTENZA AL FUOCO | 107 | min |

Caso A – Verifica con PrEN 1993-1.2

Colonna HEA 300 rivestita con protettivo scatolare di lastre vermiculite e cemento di spessore d = 25 mm. Il coefficiente di utilizzo è 0,625.

**INPUT:**

| CARATTERISTICHE GENERALI | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 7850 | Kg/m3 |
| Calore specifico | Ca | VAR. | J/Kg°C |
| S/V | | 152 | $m^{-1}$ |
| To ($\Theta_f$) | | 20 | °C |

| CARATTERISTICHE ISOLANTE | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 550 | $Kg/m^3$ |
| Calore specifico | $C_i$ | 1100 | J/Kg°C |
| Condutt. Term. | $\lambda$ | 0,15 | W/m°C |
| Umidità | p | 15 | % |
| Spessore | $d_i$ | 0,025 | m |
| $\phi$ | | 0,36 | |
| S/V | | 104 | $m^{-1}$ |

| STATO TENSIONALE | | |
|---|---|---|
| Sollecitaz. agente | 0,625 | tm |
| Sollecitaz. resistente | 1,00 | tm |
| $\mu$ | 0,625 | |
| $\kappa$ | 1,20 | |
| $\kappa*\mu$ | 0,75 | |

**OUTPUT:**

| | | |
|---|---|---|
| Temper. critica ($\Theta$cr) | 511 | °C |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo non protetto) | 10 | min |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo protetto) | 110 | min |
| Ritardo vaporizz. acqua | 7 | min |
| RESISTENZA AL FUOCO | 117 | min |

Caso B – Verifica con UNI 9503

Trave IPE 300 rivestita con un intonaco leggero di perlite e cemento con spessore d = 20 mm. Il coefficiente di utilizzo è 0,459.

**INPUT:**

| CARATTERISTICHE GENERALI | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 7850 | Kg/m3 |
| Calore specifico | Ca | VAR. | J/Kg°C |
| S/V | | 126 | m-1 |
| To ($\Theta_f$) | | 20 | °C |

| CARATTERISTICHE ISOLANTE | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 200 | Kg/m3 |
| Calore specifico | Ci | 1200 | J/Kg°C |
| Condutt. Term. | $\lambda$ | 0,1 | W/m°C |
| Umidità | (p) | 1 | % |
| Spessore | (di) | 0,02 | m |
| $\zeta$ | | 0,06 | |
| $1/1+\zeta$ | | 0,94 | |
| S/V | | 126 | m-1 |

| STATO TENSIONALE | |
|---|---|
| Carico di Esercizio (P) | 0,459 |
| Carico Ultimo (Pu) | 1 |
| (P/Pu) | 0,459 |
| $\chi$ | 0,85 |
| $\Psi_1$ | - |
| $\Psi_2$ | - |
| Pe | - |
| $\chi$*(P/Pu) | 0,39 |

**OUTPUT:**

| | | |
|---|---|---|
| Temperatura critica($\Theta$cr) | 546 | °C |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo non protetto) | 13 | min |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo protetto) | 111 | min |
| Ririтardo vaporizz. acqua | 0 | min |
| RESISTENZA AL FUOCO | 111 | min |

Caso B – Verifica con PrEN 1993-1.2

Trave IPE 300 rivestita con un intonaco leggero di perlite e cemento con spessore d = 20 mm. Il coefficiente di utilizzo è 0,459.

**INPUT:**

| CARATTERISTICHE GENERALI | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 7850 | Kg/m3 |
| Calore specifico | Ca | VAR. | J/Kg°C |
| S/V | | 126 | $m^{-1}$ |
| To ($\Theta_f$) | | 20 | °C |

| CARATTERISTICHE ISOLANTE | | | |
|---|---|---|---|
| Massa Volumica | $\gamma$ | 200 | $Kg/m^3$ |
| Calore specifico | $C_i$ | 1200 | J/Kg°C |
| Condutt. Term. | $\lambda$ | 0,1 | W/m°C |
| Umidità | p | 1 | % |
| Spessore | $d_i$ | 0,020 | m |
| $\phi$ | | 0,12 | |
| S/V | | 126 | $m^{-1}$ |

| STATO TENSIONALE | | |
|---|---|---|
| Sollecitaz. agente | 0,459 | tm |
| Sollecitaz. resistente | 1,00 | tm |
| $\mu$ | 0,459 | |
| $\kappa$ | 0,70 | |
| $\kappa*\mu$ | 0,32 | |

**OUTPUT:**

| | | |
|---|---|---|
| Temper. critica ($\Theta$cr) | 653 | °C |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo non protetto) | 17 | min |
| Tempo di raggiung. $\Theta$cr (profilo protetto) | 148 | min |
| Ritardo vaporizz. acqua | 0 | min |
| RESISTENZA AL FUOCO | 148 | min |

## 4.2. Verifica di travi di acciaio protette secondo la tabella 5 della circ. MI.SA. n. 91 del 14/9/1961

Una interessante applicazione del metodo analitico e delle procedure di calcolo presentate al paragrafo precedente, viene di seguito effettuata su travi di acciaio protette secondo i dettami della tabella 5 della circolare 91, con alcuni dei protettivi proposti. Le verifiche sono state effettuate per comodità sulle classi di resistenza al fuoco 30, 60, 90, 120 e 180 e su profili con fattori di sezione da 50 a 350 $m^{-1}$ ogni 50 $m^{-1}$. Lo spessore dei protettivi usati è quello previsto dalla tabella 5 della circolare 91 e le caratteristiche fisiche dei protettivi previsti sono quelle proposte dalla norma UNI 9503, usate anche per la verifica con il prEN 1993-1.2 che, come detto, non propone valori di riferimento delle caratteristiche fisiche dei protettivi, ma rimanda ad apposite sperimentazioni; per i protettivi non espressamente definiti nella norma UNI 9503 si è fatto riferimento a valori di letteratura. Come classe dell'acciaio è stata scelta arbitrariamente la classe Fe360 mentre, come azione esterna, è stata prevista la massima compatibile con detta classe dell'acciaio.

Le tabelle che seguono riportano i risultati delle due verifiche direttamente a confronto con la classe prevista dalla circolare 91 per lo specifico protettivo usato. In grassetto sono segnati i risultati discordanti con le classi previste dalla circolare 91.

INTONACO DI SABBIA CEMENTO E CALCE SU RETE O METALLO STIRATO:

$\rho$=1500 kg/m³

c=1100 J/kg°C

$\lambda$=0.12 W/m°C

p=5%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614 °C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | |
|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 2,00 (cm) | 3,25 (cm) | 4,50 (cm) | 5,75 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 82+2<br>>180 | 134+5<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | 54+2<br>165+5 | 93+5<br>>180 | 138+10<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 150 | 44+2<br>131+5 | 79+5<br>>180 | 120+10<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 200 | 39+2<br>114+5 | 72+5<br>>180 | 111+10<br>>180 | 156+17<br>>180 | |
| 250 | 36+2<br>103+5 | 67+5<br>>180 | 105+10<br>>180 | 150+17<br>>180 | |
| 300 | 34+2<br>96+5 | 64+5<br>>180 | 101+10<br>>180 | 145+17<br>>180 | |
| 350 | 32+2<br>91+5 | 62+5<br>>180 | 98+10<br>>180 | 142+17<br>>180 | |

INTONACO DI VERMICULITE E CEMENTO:

$\rho$=550 kg/m³

c=1100 J/kg°C

$\lambda$=0.12 W/m°C

p=20%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | 180 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,25 (cm) | 2,25 (cm) | 3,00 (cm) | 3,75 (cm) | 4,75 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 116+3<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | 68+3<br>97+3 | 115+9<br>161+9 | 157+17<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 150 | 51+3<br>72+3 | 87+9<br>122+9 | 116+17<br>160+17 | 146+26<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 200 | 42+3<br>59+3 | 79+9<br>101+9 | 98+17<br>134+17 | 124+26<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 250 | 36+3<br>51+3 | 64+9<br>88+9 | 86+17<br>118+17 | 110+26<br>150+26 | >180<br>>180 | |
| 300 | 32+3<br>46+3 | 57+9<br>79+9 | 78+17<br>107+17 | 101+26<br>137+26 | **134+41**<br>>180 | |
| 350 | 29+3<br>42+3 | 53+9<br>73+9 | 73+17<br>99+17 | 95+26<br>128+26 | **126+41**<br>>180 | |

MISCELE DI FIBRE MINERALI SU LAMIERA STIRATA:

$\rho$=300 kg/m³

c=1200 J/kg°C

$\lambda$=0.10 W/m°C

p=1%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | 180 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,25 (cm) | 2,25 (cm) | 4,00 (cm) | 5,25 (cm) | 7,75 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 132<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | 77<br>109 | 128<br>179 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 150 | 57<br>81 | 93<br>133 | 164+1<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 200 | 46<br>66 | 78<br>109 | 136+1<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 250 | 39<br>56 | 67<br>94 | 129+1<br>163+1 | 160+2<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 300 | 35<br>50 | 60<br>83 | 117+1<br>147+1 | 146+2<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 350 | 31<br>45 | **54**<br>76 | 99+1<br>135+1 | 135+2<br>>180 | >180<br>>180 | |

INTONACO DI VERMICULITE E GESSO:

$\rho$=650 kg/m³

c=1100 J/kg°C

$\lambda$=0.12 W/m°C

p=20%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | 180 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,75 (cm) | 2,50 (cm) | 3,25 (cm) | 3,75 (cm) | 5,75 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 156+7<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | 93+7<br>131+7 | 130+14<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 150 | 70+7<br>99+7 | 100+14<br>138+14 | 131+23<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 200 | 59+7<br>82+7 | 84+14<br>115+14 | 111+23<br>151+23 | 130+30<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 250 | 51+7<br>71+7 | 74+14<br>102+14 | 99+23<br>135+23 | 117+30<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 300 | 46+7<br>64+7 | 67+14<br>92+14 | 91+23<br>123+23 | 108+30<br>146+30 | >180<br>>180 | |
| 350 | 42+7<br>59+7 | 63+14<br>86+14 | 85+23<br>116+23 | 101+30<br>137+30 | >180<br>>180 | |

INTONACO DI SABBIA E GESSO:

$\rho$=1500 kg/m³

c=1200 J/kg°C

$\lambda$=0.20 W/m°C

p=20%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | |
|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,50 (cm) | 3,00 (cm) | 4,25 (cm) | 5,25 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 96+7<br>134+7 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | 61+7<br>85+7 | 126+27<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 150 | 48+7<br>67+7 | 104+27<br>142+27 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 200 | 41+7<br>57+7 | 93+27<br>127+27 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 250 | 37+7<br>52+7 | 86+27<br>119+27 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 300 | 34+7<br>48+7 | 82+27<br>114+27 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 350 | 32+7<br>45+7 | 78+27<br>111+27 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | |

CALCESTRUZZO LEGGERO:

$\rho$=1600 kg/m$^3$

c=1200 J/kg°C

$\lambda$=0.80 W/m°C

p=5%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | 180 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,75 (cm) | 2,50 (cm) | 3,00 (cm) | 4,00 (cm) | 5,00 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 37+1<br>53+1 | **51+1**<br>72+1 | **61+2**<br>**86+2** | **83+3**<br>**113+3** | **105+5**<br>**143+5** | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br><br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br><br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | **24+1**<br>34+1 | **35+1**<br>**48+1** | **42+2**<br>**58+2** | **58+3**<br>**80+3** | **76+5**<br>**104+5** | |
| 150 | **19+1**<br>**28+1** | **29+1**<br>**40+1** | **35+2**<br>**49+2** | **50+3**<br>**69+3** | **66+5**<br>**92+5** | |
| 200 | **17+1**<br>**24+1** | **25+1**<br>**36+1** | **32+2**<br>**44+2** | **46+3**<br>**64+3** | **61+5**<br>**90+5** | |
| 250 | **15+1**<br>**22+1** | **24+1**<br>**33+1** | **30+2**<br>**42+2** | **43+3**<br>**62+3** | **58+5**<br>**89+5** | |
| 300 | **14+1**<br>**21+1** | **22+1**<br>**32+1** | **28+2**<br>**40+2** | **41+3**<br>**60+3** | **56+5**<br>**89+5** | |
| 350 | **14+1**<br>**20+1** | **21+1**<br>**31+1** | **27+2**<br>**39+2** | **40+3**<br>**59+3** | **55+5**<br>**88+5** | |

CALCESTRUZZO NORMALE:

$\rho$=2200 kg/m³

c=1200 J/kg°C

$\lambda$=1.30 W/m°C

p=5%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | 180 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,50 (cm) | 3,00 (cm) | 3,50 (cm) | 4,50 (cm) | 6,00 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | **23+0**<br>33+0 | **45+2**<br>62+2 | **53+2**<br>**73+2** | **59+3**<br>**95+3** | **97+6**<br>**132+6** | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | **15+0**<br>**22+0** | **32+2**<br>**45+2** | **38+2**<br>**53+2** | **52+3**<br>**72+3** | **76+6**<br>**106+6** | |
| 150 | **12+0**<br>**19+0** | **28+2**<br>**39+2** | **33+2**<br>**47+2** | **46+3**<br>**68+3** | **66+6**<br>**100+6** | |
| 200 | **11+0**<br>**16+0** | **25+2**<br>**36+2** | **31+2**<br>**44+2** | **43+3**<br>**66+3** | **65+6**<br>**98+6** | |
| 250 | **10+0**<br>**15+0** | **24+2**<br>**35+2** | **29+2**<br>**43+2** | **41+3**<br>**65+3** | **62+6**<br>**96+6** | |
| 300 | **9+0**<br>**14+0** | **23+2**<br>**34+2** | **28+2**<br>**42+2** | **40+3**<br>**64+3** | **61+6**<br>**95+6** | |
| 350 | **9+0**<br>**13+0** | **22+2**<br>**33+2** | **27+2**<br>**41+2** | **39+3**<br>**37+3** | **60+6**<br>**94+6** | |

LASTRE ED ELEMENTI DI GESSO:

$\rho$=800 kg/m³

c=1700 J/kg°C

$\lambda$=0.20 W/m°C

p=20%

$S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$=0,592

Temperatura critica secondo UNI 9503 $\theta_{cr}$ = 488 °C

Temperatura critica secondo prEN 1993-1.2 $\theta_{cr}$ = 614°C

| | 30 | 60 | 90 | 120 | 180 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| S/V | 1,00 (cm) | 2,50 (cm) | 3,00 (cm) | 3,50 (cm) | 4,00 (cm) | Spessori rivestimento previsti dalla circ.91 |
| 50 | 66+2<br>93+2 | 150+10<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | >180<br>>180 | Tempo di conservazione del requisito R comprensivo del tempo di ritardo per l'umidità presente nel rivestimento.<br>La prima riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo UNI 9503.<br>La seconda riga di ogni cella è il risultato del calcolo secondo prEN 1993-1.2 |
| 100 | 40+2<br>57+2 | 96+10<br>132+10 | 117+14<br>159+14 | 138+20<br>>180 | >180<br>>180 | |
| 150 | 31+2<br>44+2 | 77+10<br>105+10 | 94+14<br>128+14 | 113+20<br>153+20 | **133+26**<br>>180 | |
| 200 | **26+2**<br>37+2 | 67+10<br>91+10 | 83+14<br>113+14 | 100+20<br>136+20 | **118+26**<br>>180 | |
| 250 | **22+2**<br>32+2 | 61+10<br>83+10 | 76+14<br>104+14 | **92+20**<br>126+20 | **110+26**<br>**151+26** | |
| 300 | **20+2**<br>29+2 | 57+10<br>78+10 | **71+14**<br>98+14 | **87+20**<br>120+20 | **104+26**<br>**145+26** | |
| 350 | **19+2**<br>**27+2** | 54+10<br>74+10 | **68+14**<br>94+14 | **83+20**<br>116+20 | **99+26**<br>**141+26** | |

## 4.3. Osservazioni

Le verifiche condotte al paragrafo precedente mostrano un sostanziale accordo tra il metodo tabellare e quello analitico con il dovuto margine di sicurezza eccezion fatta per i profili rivestiti con il calcestruzzo leggero, il calcestruzzo ordinario e le lastre di gesso per i quali i risultati analitici sono, per tutti i valori del fattore di sezione e per tutte le classi, inferiori ai valori tabellari.

Questa discordanza fa ritenere il modello adottato per il calcolo analitico non aderente al caso reale per quei protettivi caratterizzati da alti valori della massa volumica e del coefficiente di conducibilità termica. Probabilmente non è sufficientemente rappresentata la capacità che hanno i protettivi "massivi" di assorbire ingenti quantità di calore per aumentare di temperatura. Questa difficoltà di modellazione è citata in altri lavori sperimentali nei quali si afferma la bontà del calcolo analitico esclusivamente per i protettivi leggeri.

Per quanto riguarda gli altri protettivi esaminati si nota come i risultati mostrano qualche insufficienza rispetto ai valori tabellari per i valori del fattore di sezione più elevati (250, 300 e 350 $m^{-1}$). Questo può trovare una giustificazione nel fatto che i valori tabellari della circolare 91 provengono da prove condotte su profili tipici di edifici destinati ad uso civile (come per altro recita il titolo della norma) e quindi caratterizzati da fattori di sezione ben più bassi (100, 150, 200 $m^{-1}$).

Infine ci si sofferma sul fatto che la norma UNI 9503 fornisce risultati decisamente più conservativi rispetto alla prEN 1993-1.2. Questo, come prevedibile, dipende dalla differente curva tensione-temperatura considerata nelle due norme e dal differente valore del fattore $\kappa$ adottato. I valori delle temperature critiche infatti differiscono decisamente se individuati con l'una o l'altra norma.

# 5. APPLICAZIONE DEL METODO TABELLARE CON NOMOGRAMMA

## 5.1. Descrizione del nomogramma

Il nomogramma è uno strumento grafico costruito attraverso ripetute valutazioni analitiche, da usare come strumento tabellare per il progetto/verifica di elementi strutturali di acciaio non protetti o protetti resistenti al fuoco.

Il nomogramma è di fatto la combinazione di due grafici. Quello sul lato sinistro rappresenta il legame tra il rapporto $S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$ e la temperatura critica per il tramite di una o più curve caratterizzate da diversi valori di $\kappa$.

Quello sul lato destro rappresenta il legame tra la temperatura critica così determinata e il tempo di raggiungimento della stessa per il tramite di un set di curve caratterizzate da diversi valori del fattore di sezione $A_m/V$ per elementi non protetti o del fattore

$$\frac{\lambda_p}{d_p} \cdot \left[\frac{A_p}{V}\right]_{MOD}$$

per elementi protetti.

L'uso del nomogramma in fase di verifica richiede i seguenti passi:

a) Determinazione della massima caratteristica della sollecitazione agente in condizioni di incendio $S_{fi,d}$ in una determinata sezione dell'elemento strutturale (ad esempio il momento flettente massimo di esercizio per una trave);

b) Determinazione della medesima caratteristica della sollecitazione resistente in condizioni di incendio a tempo t=0 $R_{fi,d,0}$ nella stessa sezione dell'elemento strutturale (ad esempio il momento flettente resistente per una sezione al limite plastico con coefficienti di sicurezza per l'acciaio ridotti perché in condizioni di incendio);

c) Calcolo del coefficiente di utilizzo come rapporto $S_{fi,d}/R_{fi,d,0}$;

d) Ingresso sulle ascisse della parte sinistra del nomogramma con il valore del coefficiente di utilizzo;

e) Scelta del coefficiente $\kappa$ in base alle reali condizioni di riscaldamento dell'elemento esposto al fuoco e individuazione nel nomogramma della curva corrispondente a detto coefficiente $\kappa$;

f) Risalita dal valore del coefficiente di utilizzo fino ad intercettare la curva corrispondente al coefficiente $\kappa$ in un punto p ;

g) Tracciamento di una semiretta orizzontale passante per il punto p fino ad incontrare l'ordinata dei due diagrammi ed individuazione su detto asse della temperatura critica $\theta_{cr}$ ;

h) Scelta nella parte destra del nomogramma della curva di riscaldamento caratterizzata dal valore del fattore di sezione A/V se l'elemento da valutare è non protetto o caratterizzata dal valore del fattore di sezione modificato $\frac{\lambda_p}{d_p} \cdot \left[\frac{A_p}{V}\right]_{MOD}$ se l'elemento da valutare è protetto;

i) Prolungamento della semiretta orizzontale passante per p fino ad incontrare la curva di riscaldamento prescelta nel punto p';

j) Tracciamento di una semiretta verticale passante per il punto p' fino ad incontrare le ascisse della parte destra del diagramma determinando il tempo t di raggiungimento della $\theta_{cr}$.

L'uso del nomogramma in fase di progetto richiede i seguenti passi:

a), b), c), d) e), f) g) come sopra;

h) Scelta sull'asse delle ascisse della parte destra del nomogramma del tempo t di resistenza al fuoco;

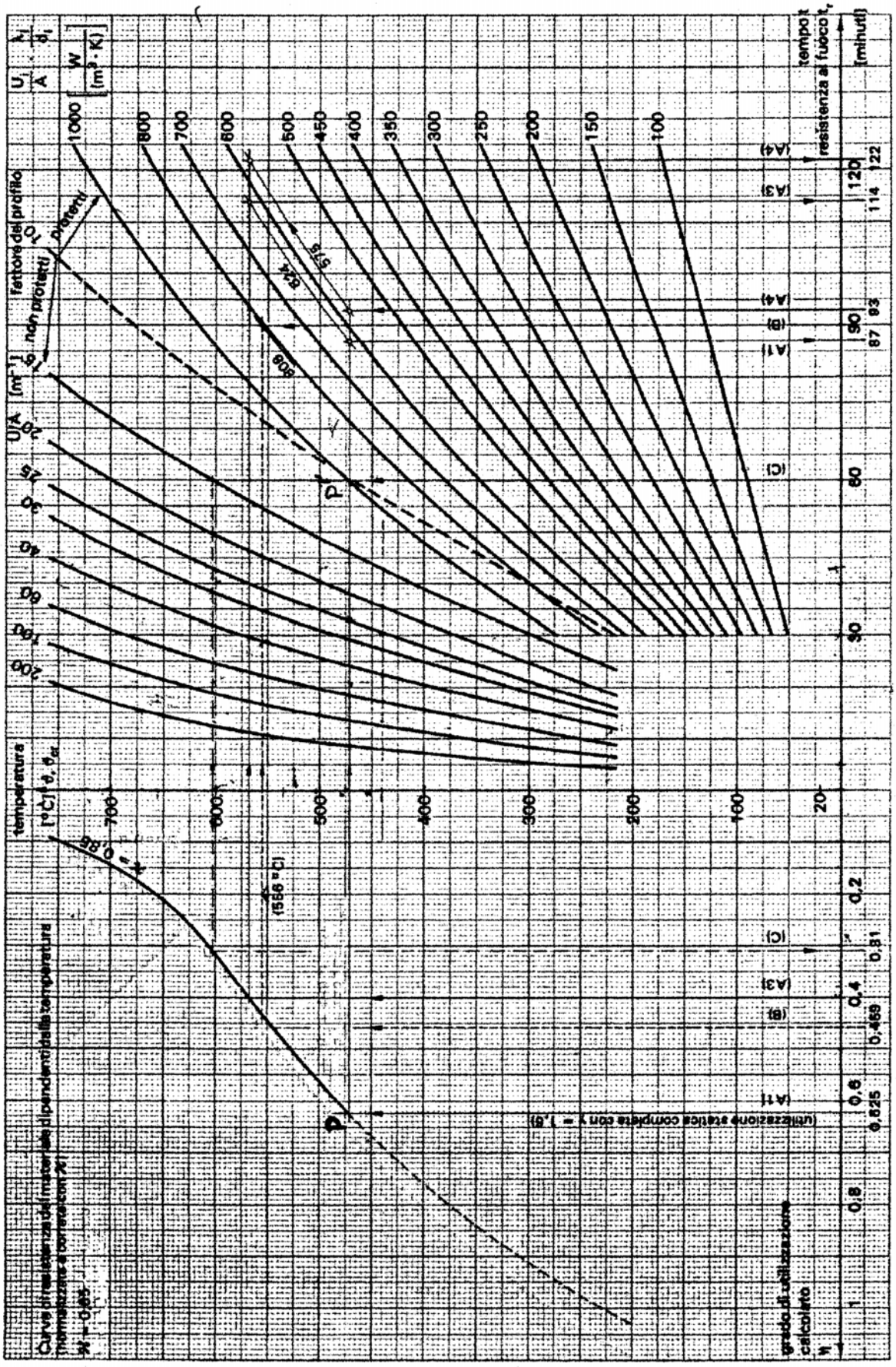
i) Tracciamento di una semiretta verticale passante per detto tempo t;

j) Prolungamento della semiretta orizzontale passante per p fino ad incontrare la semiretta verticale di cui sopra nel punto p';

k) Tracciamento di una curva di riscaldamento passante per il punto p' (e parallela a quelle immediatamente nelle vicinanze) ed individuazione del coefficiente di sezione A/V se l'elemento è non protetto ovvero del coefficiente $\frac{\lambda_p}{d_p} \cdot \left[\frac{A_p}{V}\right]_{MOD}$ se l'elemento è protetto.

## Nomogramma:

**Relazione tra il grado di utilizzazione calcolato, il fattore del profilo e la resistenza al fuoco (con linee ausiliarie per gli esempi)**



## 5.2. Verifica di elementi protetti sottoposti a prove di laboratorio

Sulla base di una ricognizione di tutti i rapporti di prove di resistenza la fuoco condotte su travi di acciaio protette sono stati costruiti gli abachi riepilogativi seguenti. Detti abachi riportano, per ciascun simulacro di prova, anche i risultati di una verifica tabellare condotta con il nomogramma relativo sia al prEN 1993-1.2 sia alla UNI 9503. La lettura degli abachi è la seguente:

- La prima riga riporta le caratteristiche del profilo in prova e dei carichi ad esso applicati;
- La seconda riga riporta le caratteristiche termofisiche del protettivo utilizzato;
- La terza riga riporta i risultati sia in relazione alla temperatura dell'acciaio registrata al termine della prova ($T_{max}$) e del tempo sperimentale di collasso ($t_{max}$) sia per il valore della temperatura critica ($T_{cr}$ con il prEN 1993-1.2 e $T^*_{cr}$ con la UNI 9503) e del tempo di collasso ($t_R$ con il prEN 1993-1.2 e $t^*_R$ con la UNI 9503) individuati con il nomogramma.

Si avverte circa le difficoltà incontrate nell'estrapolare alcuni dati necessari all'utilizzo del nomogramma quali le caratteristiche termofisiche dei protettivi usati e le caratteristiche meccaniche dell'acciaio utilizzato per le travi nonché per la definizione della temperatura sperimentale di collasso. Questo ha obbligato gli scriventi ad effettuare alcune interpretazioni dei dati a disposizione che possono ledere l'oggettività degli abachi. Altresì si avverte che i rapporti di prova a disposizione afferiscono a prove di collaudo e non a prove conoscitive con tutte le conseguenze sulla attendibilità dei risultati legati ovviamente alla necessità di perseguire un risultato di soglia per una successiva classificazione di prodotto.

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | CSI 100 | HE200M | 967 | 235 | 261.33 | 151.78 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Cafco CP44 | | 0.12 | 0.015 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$ (°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 620 | 500 | 620 | 150 | 98 | 105 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 2 | CSI 257 | HE 300B | 1680 | 235 | 454.02 | 268.43 | 95 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Lastra di silicato di calcio | | 0.15 | 0.02 | 60 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.59 | 615 | 490 | 637 | > 150 | 125 | 114 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 3 | CSI 333 | HE 200M | 967 | 235 | 261.33 | 114.1 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Ossalack 250 | 250 | 0.12 | 0.015 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.44 | 665 | 560 | 630 | > 150 | 115 | 109 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 4 | CSI 347 | IPE 400 | 1160 | 235 | 313.49 | 185.6 | 152 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Lana di roccia con resina termoindurente | 165 | 0.12 | 0.02 | 152 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.59 | 615 | 490 | 580 | 100 | 70 | 122 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 5 | CSI 364 | HE 300B | 1680 | 235 | 454.02 | 263.45 | 95 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Fibre minerali Cafcote 800 | 800 | 0.20 | 0.025 | 95 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 620 | 500 | 650 | 120 | 83 | 123 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 6 | GIO 76 | HE 200B | 570 | 235 | 154.04 | 80.44 | 121 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Lastra di fibrosilicato Promatect con inter. di 5mm | | 0.25 | 0.02 | 76 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.52 | 635 | 515 | 550 | 111 | 75 | 98 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 7 | GIO 77 | HE 200B | 570 | 235 | 154.04 | 80.44 | 121 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Lastra di fibrosilicato Promatect con inter. di 5mm | | 0.15 | 0.02 | 76 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.52 | 635 | 515 | 550 | > 150 | 110 | 98 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 8 | GIO 242 | HE 200M | 967 | 235 | 261.33 | 151.78 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Cafcote 280 | 350 | 0.12 | 0.015 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 620 | 500 | 620 | 139 | 100 | 123 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 9 | GIO 261 | HE 200B | 570 | 235 | 154.04 | 50.54 | 121 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Igniver | | 0.12 | 0.02 | 121 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.33 | 705 | 600 | 700 | 140 | 112 | 138 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 10 | CSI 263 | HE 200B | 570 | 235 | 154.04 | 89.47 | 121 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Lastra di silicato di calcio Navilite | | 0.15 | 0.038 | 76 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 620 | 500 | 595 | > 150 | > 150 | 142 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 11 | CSI 392 | HE 260M | 2160 | 235 | 583.74 | 169.62 | 59 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Protherm Light | | 0.12 | 0.01 | 59 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.29 | 720 | 620 | 710 | > 150 | > 150 | 113 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 12 | GIO 424 | HE 260M | 2160 | 235 | 583.74 | 169.52 | 59 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Protherm Light | | 0.12 | 0.015 | 59 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.29 | 720 | 620 | 710 | > 150 | > 150 | 122 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 13 | GIO 445 | HE 200M | 967 | 235 | 261.33 | 154.72 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Davisparay | 200 | 0.12 | 0.018 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.59 | 615 | 490 | 580 | > 150 | 114 | 132 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 14 | GIO 719 | HE 200M | 967 | 235 | 261.33 | 151.78 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Fibre minerali Protherm Ceramospray 4 FP | | 0.12 | 0.025 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 620 | 500 | 620 | > 150 | 150 | 136 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 15 | GIO 934 | HE 200M | 967 | 235 | 261.33 | 104.35 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco FR 184 | | 0.12 | 0.02 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.40 | 675 | 565 | 700 | > 150 | > 150 | 123 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 16 | CSI 994 | HE 260B | 1150 | 235 | 310.79 | 157.94 | 140 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Lastra di cartongesso Pregyfeu M1 BA | | 0.20 | 0.03 | 65 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.51 | 650 | 535 | 635 | > 150 | 145 | 127 |

| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 17 | GIO 1305 | HE 200M | 967 | 235 | 261.33 | 151.78 | 75 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante Dossalack 250 | 330 | 0.12 | 0.02 | 75 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 620 | 500 | 600 | > 150 | 132 | 124 |

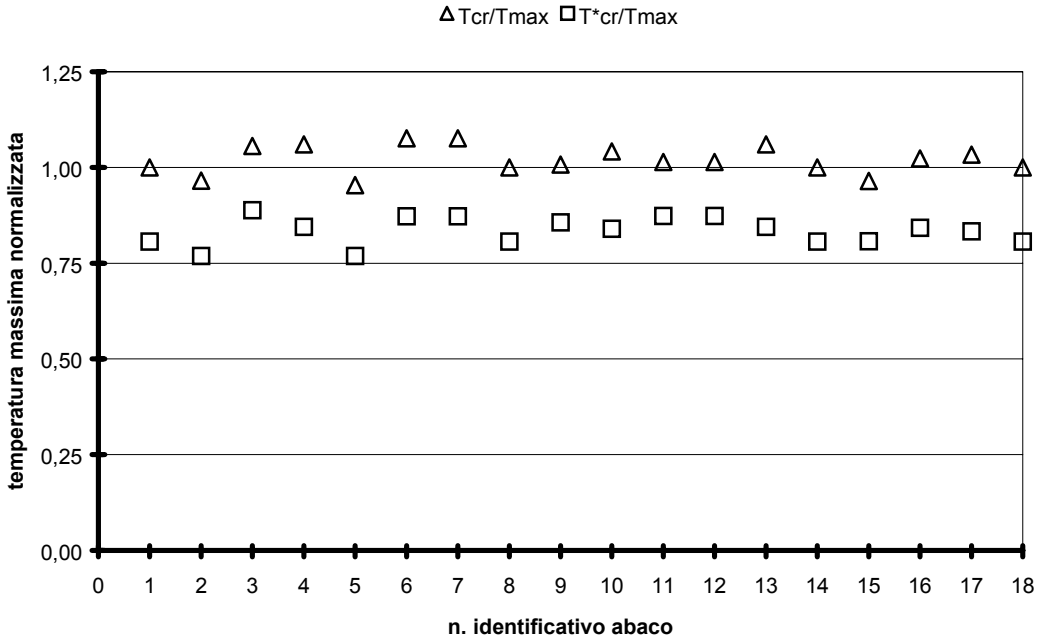
| Identificativo | | Profilo | $W_{pl}$ ($cm^3$) | $f_y$ ($N/mm^2$) | $M_{fd}$ (kNm) | $M_{prova}$ (kNm) | A/V (1/m) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 18 | GIO 1585 | HE 220B | 736 | 235 | 198.9 | 115.52 | 115 |

| Descrizione del protettivo | $\rho_p$ ($Kg/m^3$) | $\lambda_p$ (W/mK) | $d_p$ (m) | $A_p/V$ (1/m) |
|---|---|---|---|---|
| Intonaco isolante | 620 | 0.12 | 0.03 | 115 |

| $\mu$ | $T_{cr}$ (°C) | $T^*_{cr}$(°C) | $T_{max}$(°C) | $t_R$ (min) | $t^*_R$ (min) | $t_{max}$ (min) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.58 | 600 | 500 | 620 | > 150 | 125 | 136 |

## 5.3. Osservazioni

I risultati emersi negli abachi sopra esposti sono meglio interpretabili con i grafici sottostanti. Il primo grafico riporta, per ciascun abaco, la temperatura critica ottenuta applicando il prEN 1993-1.2 (etichetta triangolare) e ottenuta applicando l'UNI 9503 (etichetta quadrata) rapportata alla massima temperatura registrata sul campione al momento del collasso. I risultati sono molto soddisfacenti in particolar modo per la norma

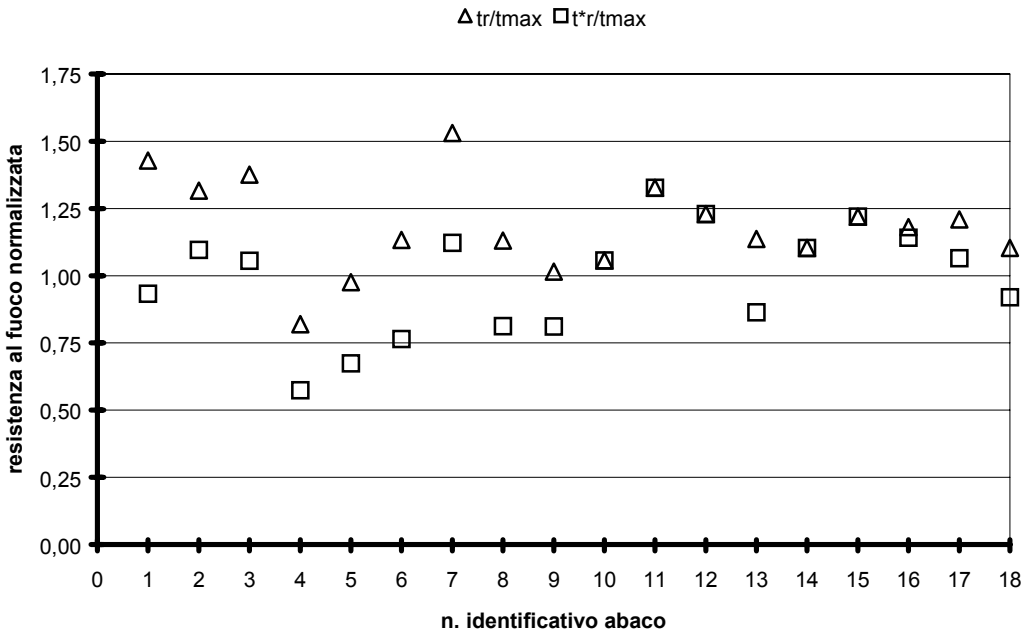



prEN 1993-1.2 che mostra scarti rispetto al dato di prova inferiori al ± 10 %. Anche il risultato ottenuto con la UNI 9503, benché maggiormente disperso, mostra sistematicamente un maggior contenuto di sicurezza.

Il secondo grafico riporta, per ciascun abaco, il valore del tempo di resistenza al fuoco ottenuta applicando il prEN 1993-1.2 (etichetta triangolare) e ottenuta applicando l'UNI 9503 (etichetta quadrata) rapportata con il valore della tempo di resistenza al fuoco sperimentato. Il risultato non sembra essere particolarmente confortante per ambedue le norme stante la notevole dispersione dei rapporti intorno al valore 1. Meglio sembra la UNI 9503 con differenze comprese prevalentemente

nell'intervallo ± 25%. E' da sottolineare inoltre che la dispersione avviene sia al di sopra che al di sotto del valore 1 il che non consente di "battezzare" nessuno dei due metodi come "conservativo".

Va ribadito in ogni caso che la disponibilità dei dati sperimentali è il frutto di collaudi con fine di qualificazione e




classificazione del prodotto protettivo e quindi, di per sé, non propriamente idonei ad uno studio di questo tipo.