

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PARMA

Dottorato di Ricerca in Ingegneria Industriale

XXVII Ciclo

**Caratterizzazione delle Prestazioni di
Protezione al Fuoco di Vernici
Intumescenti**

**Characterization of the Fire Protection
Performance of Intumescent Coatings**

Tutor:

Chiar.ma Prof.ssa SARA RAINIERI

Chiar.mo Prof. Ing. FABIO BOZZOLI

Coordinatore:

Chiar.mo Prof. Ing. MARCO SPIGA

Dottorando: Ing. LUCA CALABRESE



"The great fire of the city of New York, 16 December 1835"

A Daniela

*“What cannot be measured or predicted
cannot be managed”*

Lord Kelvin

RINGRAZIAMENTI

Questi anni dedicati all'attività di ricerca sono stati per me un'esperienza importante, sia professionale che personale e di relazione con le persone che mi hanno accompagnato passo dopo passo.

Desidero ringraziare la Prof.ssa Sara Rainieri, per la sua attenta supervisione e la stima ricevuta, e per aver costantemente stimolato e valorizzato le mie potenzialità.

Grazie al Prof. Fabio Bozzoli, per aver creduto in me, avermi pazientemente spronato e incoraggiato con affetto e tenacia, guidandomi con disponibilità e costanza nelle tappe piccole e grandi di questo percorso di ricerca.

Ringrazio il Prof. Giorgio Pagliarini, per i consigli e l'interesse con cui ha seguito il lavoro svolto nel corso di questi anni, e l'Ing. Luca Cattani, per i preziosi spunti e suggerimenti ricevuti.

Desidero ringraziare il direttore ed i responsabili del C.N.R. Trees and Timber Institute per avermi ospitato in questi anni, permettendomi di svolgere il mio lavoro con serietà e serenità; ringrazio in particolare la Dottoressa Giovanna Bochicchio, per la sua accoglienza e disponibilità.

Grazie, grazie specialmente e di cuore agli amici, Mirko, Marco, Carlo, Pamela, Andrea, e soprattutto a **Daniela**, per avermi costantemente sostenuto e sopportato, nei momenti di entusiasmo e soddisfazione ed in quelli di difficoltà e stanchezza, e per la certezza di una presenza colma di amore e di pazienza.

*Grazie o Signore per aver mosso, sorretto e guidato i miei "passi".
Da Te ogni cosa trae forza, e in Te si compie.*

LISTA PUBBLICAZIONI

- Calabrese L, Bozzoli F, Bochicchio G, Tessadri B, Vocale P, Rainieri S, Parameter Estimation Approach to the Thermal Characterization of Intumescent Fire Retardant Paints, *IOP Journal of Physics*,. **655** (2015).
- Calabrese L, Bozzoli F, Bochicchio G, Tessadri B, Rainieri S, Pagliarini G, Thermal characterization of intumescent fire retardant paints, *IOP Journal of Physics*,. **547** (2014).
- Calabrese L, Cattani L, Vocale P, Parameter Estimation Approach Applied to the Characterization of an Intumescent Fire Retardant Paints, *JP Journal of Heat and Mass Transfer*. **9**, 101-116 (2014).

INDICE

Nomenclatura	v
Introduzione	xiii
Elenco delle figure	xv
Elenco delle tabelle	xxv
1 Scambio Termico: Conduzione, Convezione, Irraggiamento	1
1.1 Equazione della Conduzione	2
1.2 Convezione	11
1.2.1 Convezione Naturale	15
1.3 Irraggiamento	20
1.4 Metodo delle Capacità Concentrate	32
2 Incendio, Protezione Attiva e Passiva	37
2.1 Incendio	37
2.1.1 Struttura delle Fiamme	43
2.1.2 Incendi in Ambito Industriale	49
2.2 Protezione Attiva e Passiva	59
2.2.1 Misure di Protezione Passiva	60
2.2.2 Misure di Protezione Attiva	64
3 Evoluzione Storica delle Costruzioni Metalliche	73
3.1 Evoluzione delle costruzioni metalliche	73
4 Resistenza al Fuoco delle Strutture, Normativa di Riferimento	83
4.1 Resistenza al Fuoco delle Strutture	83
4.2 Normativa di Riferimento	84
4.2.1 D.M. 9 Marzo 2007	85
4.2.2 D.M. 16 Febbraio 2007	94
4.2.3 D.M. 9 Maggio 2007	96

4.2.4	Eurocodice 1 Azioni sulle Strutture Parte 1-2	103
4.2.5	Eurocodice 3 Progettazione delle Strutture di Acciaio Parte 1-2	118
5	Vernici Intumescenti per la Protezione Passiva delle Strutture in Acciaio	129
5.1	Introduzione	129
5.1.1	Standard di Omologazione delle Pitture Intumescenti e FSE	138
5.2	Modellazione Numerica delle Pitture Intumescenti	140
5.2.1	Modellazione	144
5.3	Epilogo	152
6	Caratterizzazione delle Vernici Intumescenti: Prove Chimico-Fisiche	155
6.1	Tecnica di Indagine: DSC	155
6.2	Tecnica di Indagine: TGA	159
6.3	Elaborazione Risultati DSC	163
6.4	Elaborazione Risultati TGA	167
6.5	Tecnica di Indagine: FTIR	169
6.6	Elaborazione Risultati FT-IR	172
6.7	Tecnica di Indagine: XRD	174
6.8	Elaborazione Risultati XRD	178
7	Procedura di Stima delle Proprietà delle Vernici Intumescenti	181
7.1	IHCP Applicato alla Stima della Conduttività delle Pitture Intumescenti	181
8	Indagine Sperimentale: Fornace	199
8.1	Fornace	199
8.2	Indagine Sperimentale: Dati e Risultati	205
8.3	Test in Fornace	205
8.3.1	Validazione della Metodologia della Stima dei Parametri	208
8.3.2	Applicazione della Metodologia della Stima dei Parametri ai Dati Sperimentali	211
8.4	Applicazioni Elaborazione, Evoluzione e Risultati	215

8.4.1	HEA 300 Pilastro Lungo e Corto	216
8.4.2	IPE 160 Pilastro Corto con Spessore Intumescente 2 mm e 0.3 mm	218
8.5	Design of Experiments	220
8.5.1	Design Of Experiments sul Cono Calorimetrico	221
8.5.2	Design Of Experiments sulla Fornace	221
8.5.3	Design Of Experiments sull'Efficacia dello Spessore di Isolante della Culla Portacampione	222
9	Indagine Sperimentale: Cono Calorimetrico Prima Campagna	225
9.1	Provini	226
9.2	Culla ed Esoscheletro	227
9.3	Termocoppia e Sistema di Acquisizione Dati	230
9.4	Cono Calorimetrico	231
9.5	Indagine Sperimentale : Dati e Risultati	237
9.6	Test al Cono Calorimetrico: Prima Campagna	238
9.6.1	Setup Sperimentale e Procedura di Stima	240
9.6.2	Risultati Sperimentali	244
9.6.3	Stima della Conduttività Termica Equivalente	248
9.7	Applicazioni Elaborazione, Evoluzione e Risultati Intermedi	250
9.7.1	Non Influenza tra le Termocoppie Verticali e della Adiabaticità dell'Interno delle Stesse	251
9.7.2	Parameter estimation senza dispersioni e senza dilatazione termocoppie	251
9.7.3	Parameter estimation con dispersioni e con dilatazione termocoppie	254
9.7.4	Parameter estimation con lambda parametrico con la temperatura e con dispersioni	257
9.7.5	Parameter estimation con lambda parametrico con la posizione e con dispersioni	259
9.7.6	Parameter estimation applicata al Transitorio	260
9.8	Caratterizzazione Termocoppia di tipo K	260
9.8.1	Parameter estimation con dispersioni e con valore conduttività termocoppie di tipo K	262
10	Indagine Sperimentale: Cono Calorimetrico Seconda Campagna	263

10.1	Provini	263
10.2	Test al Cono Calorimetrico: Seconda Campagna	264
10.2.1	Setup Sperimentale e Procedura di Stima	265
10.2.2	Risultati Sperimentali	270
10.2.3	Stima della Conduttività Termica Equivalente	273
10.3	Applicazioni Elaborazione, Evoluzione e Risultati Intermedi	274
10.3.1	Analisi degli Errori	275
10.3.2	Parameter Estimation con Dispersioni e Matching su T1, T2, T3	278
10.3.3	Parameter Estimation con Dispersioni e Matching su [Tacc, T1]; [T1, T2]; [T2, T3]	279
10.3.4	Backward Propagation	280
	Conclusioni	287
	Bibliografia	291

NOMENCLATURA

α_T	Rapporto molare tra reagent e prodotti	m^2/s
A	Area	m^2
A	Matrice	
A_j	Fattore pre-esponenziale	
Bi	Numero di Biot	
c_0	Velocità della luce nel vuoto	
c_i	Concentrazione del compost i-simo	
c_p, c	Calore specifico a pressione costante	J/kgK
c_s	Calore specifico acciaio	J/kgK
c_v	Calore specifico a volume costante	J/kgK
C_t	Capacità termica globale	J/K
C_T	Frazione molare di combustibile	
\bar{c}	Velocità media molare	m/s
c	Numero indicative della classe, Calore Specifico	J/kgK
cov	Covarianza	
d	Direzione di discesa	
d_p	Spessore materiale protettivo antincendio	m
d	Distanza piani reticolari, distanza	m, m
D	Diametro	m
e	Emissività	
E	Potere emissivo, Errore	W/m^2
$E_{fi,d,t}$	Valori di progetto delle azioni meccaniche in caso di incendio	
\dot{E}_{in}	Potenza termica entrante	W
E_j	Energia di attivazione	

\dot{E}_{out}	Potenza termica uscente	W
\dot{E}_g	Potenza termica generata	W
\dot{E}_{st}	Potenza termica accumulata	W
F_o	Numero di Fourier	
$F(\lambda_{eq})$	Funzione obiettivo	K
f	General function	
$F_r,$	Numero di Froud	
g	Accelerazione di gravità	m/s^2
g_i	Peso del generico fra gli n combustibili	kg
G	Irradianza	W/m^2
Gr_L	Numero di Grashof	
Gr	Numero di Grashof	
h	Coefficiente convettivo; Costante di Plank, Entalpia di decomposizione	$W/m^2K; J/s, J/Kg$
h_c	Coefficiente di scambio convettivo	W/m^2K
h_r	Coefficiente di scambio radiativo	W/m^2K
h_{comb}	Entalpia di combustione	J/Kg
\dot{h}_{net}	Flusso di calore netto	W/m^2
$\dot{h}_{net,c}$	Flusso di calore per convezione	W/m^2
$\dot{h}_{net,r}$	Flusso di calore per irraggiamento	W/m^2
H	Altezza fiamma, Entalpia di generazione	$m, J/Kg$
H_i	Potere calorifico superiore	Cal/kg
I	Intesità di radiazione monocromatica	$\frac{W}{\mu m sr m^2}$
J	Radiosità, Funzione Obiettivo, Coefficiente di Influenza	W/m^2
J	Matrice di sensitività	

K	Coefficiente di scambio termico globale	W/m^2K
K_j	Costante di reazione del J-esimo reattivo	
K_i	Coefficiente di guadagno	
k	Cammino libero medio, Costante di Boltzman, Coefficiente di riduzione	$m, J/K$
K_{sh}	Fattore di correzione degli effetti di ombreggiamento	
l	Lunghezza	m
L_c	Lunghezza caratteristica	m
L_f	Lunghezza fiamma	m
L_d	Operatore Derivativo della derivazione di ordine d	
\dot{m}	Flusso di massa	Kg/m^2s
m	Massa	Kg
m_0	Massa iniziale del componente	Kg
m_i	Fattore di partecipazione alla combustione dell'i-esimo materiale combustibile	
m_j	Massa del component J-esimo	Kg
m_L	Portata volumetrica	m^3/s
M	Peso molecolare	$u.m.a$
n	Coordinata normale alla superficie, Numero di Dati Sperimentali	m
Nu	Numero di Nusselt	
O_f	Funzione obiettivo	
P	Parametri incogniti	
P	Perimetro	m
Pr	Numero di Prandtl	
P_0	Pressione fase gassosa	Bar
q	Flusso di calore per unità di superficie; Carico di incendio	$W/m^2;$ kg_{legna}/m^2

\vec{q}	Flusso di calore vettoriale	W/m^2
Q	Potenza termica	W
q_d	Flusso di calore perso dal fondo	W/m^2
\dot{q}_{cond}	Flusso di calore conduttivo	W/m^2
\dot{q}_{conv}	Flusso di calore convettivo	W/m^2
q_f	Valore nominale del carico di incendio specifico	MJ/m^2
$q_{f,d}$	Carico specifico d'incendio	MJ/m^2
q_s	Flusso di calore nel substrato di acciaio	W/m^2
$q_{t,d}$	Carico di incendio di progetto	MJ/m^2
R	Costante universale dei gas	
R_{cr}	Resistenza termica radiativa	m^2K / W
R_{cs}	Resistenza termica convettiva	m^2K / W
R_{cond}	Resistenza termica conduttiva	m^2K / W
R_{conv}	Resistenza termica convettiva	m^2K / W
$R_{fi,d,t}$	Valore di progetto della resistenza dell'elemento in caso di incendio	
Ra_L	Numero di Rayleigh	
Re	Numero di Reynolds	
Res	Variabile dipendente	
S_0	Velocità di bruciamento	m/s
s	Spessore	m
t	Tempo	s
t^*	Tempo fittizio	h
T	Temperatura	K
T_a	Temperatura ambientale	K
T_s	Temperatura di superficie	K

T_{∞}	Temperatura a distanza dalla superficie	K
u	Velocità	m/s
U	Coefficiente di scambio termico globale	W/m^2K
V	Volume	m^3
W	Peso molecolare gas	$u.m.a$
W	Matrice diagonale	
w_{∞}	Velocità corrente libera	m/s
x_i	Parametro di input	K
x_s	Fase condensata	
x, y, z	Sistema di coordinate cartesiane	m
Y	Vettore delle temperature misurate	K
z	Coordinata assiale	m
z_0	Origine virtuale dell'asse della fiamma	m

Lettere greche

α	Diffusività termica	m^2/s
α_c	Coefficiente di trasferimento di calore per convezione	$W/m^2\text{°C}$
α_j	Grado di conversione del J-esimo componente	
β	Coefficiente di espansione volumetrica	K^{-1}
γ	Coefficiente di coniugazione nel metodo del gradiente Coniugato	
γ_G	Coefficiente parziale di sicurezza	
Γ	Coefficiente di diffusione	m
δ	Strato limite	m
δ_{q1}	Fattore che tiene conto del rischio di incendio in relazione alla dimensione del compartimento	
δ_{q2}	Fattore che tiene conto del rischio di incendio in relazione al tipo di attività svolta nel compartimento	

δ_{qn}	Fattore che tiene conto delle differenti misure di protezione	
δ_t	Strato limite termico	<i>m</i>
ε	Emissività; Incertezza, Grado di vuoto	
ε_m	Emissività dell'elemento	
ε_f	Emissività del fuoco	
ε_i	Errore casuale	
ε_{x_i}	Incertezza	
ζ	Parametro di smorzamento nel metodo Levenberg-Marquardt	
η_{fi}	Fattore di riduzione	
θ	Angolo compreso tra il fascio di raggi X incidenti e il piano reticolare, Angolo zenitale; Differenza di temperatura	<i>rad; K</i>
$\theta_{a,cr}$	Temperatura critica acciaio	$^{\circ}\text{C}$
$\theta_{a,t}$	Temperatura acciaio	$^{\circ}\text{C}$
θ_g	Temperatura media dei gas di combustione	$^{\circ}\text{C}$
θ_m	Temperatura superficiale dell'elemento	$^{\circ}\text{C}$
θ_r	Temperatura effettiva di irraggiamento	$^{\circ}\text{C}$
λ	Conduttività termica; Lunghezza d'onda	<i>W/m·K;</i> <i>μm</i>
λ_{eq}	Conduttività termica equivalente	<i>W/m·K</i>
μ	Viscosità dinamica	<i>Pa s</i>
μ_0	Rapporto di utilizzo	
ν	Viscosità cinematica	<i>m²/s</i>
ν_g	Velocità flusso di gas	<i>m/s</i>
ξ	Grandezza dello step di ricerca	
Π	Least square norm	
Π_w	Least square norm pesata	

ρ	Densità	kg/m^3
ρ_s	Densità acciaio	kg/m^3
σ	Costante di Stefan-Boltzmann	$\frac{W}{m^2K^4}$
σ^2	Varianza	
ϕ	Angolo azimutale	rad
Φ	Fattore di configurazione	
ψ_i	Fattore di limitazione della partecipazione alla combustione dell'i-esimo materiale combustibile	
Ω	Matrice diagonale nel metodo Levenberg-Marquardt	
ω	Angolo solido	s^{-1}
∇	Operatore differenziale vettoriale	

Apici e pedici

∞	Valore di riferimento ambientale
<i>computed</i>	Computazionale
<i>Cond</i>	Conduzione
<i>Conv</i>	Convezione
<i>Exp</i>	Sperimentale
<i>g</i>	Generata, Gas
<i>in</i>	Ingresso
0	Condizione iniziale
<i>loss</i>	Persa
<i>m</i>	Elemento
<i>measured</i>	Misurata
<i>out</i>	Uscita
<i>rad</i>	Radiativa

<i>sim</i>	Simulati
<i>st</i>	Accumulo
<i>s</i>	Superficie, Acciaio

Acronimi

<i>LFL</i>	Limite di infiammabilità inferiore
<i>UFL</i>	Limite di infiammabilità superiore
<i>HRR</i>	Heat Release Rate

INTRODUZIONE

Le pitture intumescenti sono utilizzate come protettivi passivi antincendio nel settore delle costruzioni. In particolare sono utilizzate per aumentare la resistenza al fuoco di elementi in acciaio. Le proprietà termiche di questi rivestimenti sono spesso sconosciute o difficili da stimare per via del fatto che variano notevolmente durante il processo di espansione che subisce l'intumescente quando esposto al calore di un incendio. Per questa ragione la validazione della resistenza al fuoco di un rivestimento presente in commercio si basa su metodi costosi economicamente e come tempi di esecuzione nel quale ciascuna trave e colonna rivestita di protettivo deve essere testata una alla volta attraverso il test di resistenza al fuoco della curva cellulosica. Questi test inoltre, hanno bassa ripetibilità, condizioni al contorno non realistiche o inappropriate, confidenza statistica non proprio affidabile. Adottando invece un approccio basato sulla modellazione termica del rivestimento intumescente si ottiene un aiuto nella semplificazione della procedura di test ed un supporto nella progettazione della resistenza al fuoco delle strutture. Il tratto di unione della presente ricerca attraverso i vari passaggi che vedremo è stata la metodologia per la stima del parametro termico sconosciuto che potrà quindi essere usato per la modellazione del comportamento dei protettivi intumescenti, tale metodologia di stima è la "Inverse Parameter Estimation".

L'obiettivo di questa ricerca è stato quindi duplice, e cioè cercare una nuova strada per i test di omologazione delle vernici ed anche un valore della conduttività termica equivalente di questi protettivi che potesse essere utilmente utilizzato durante la progettazione antincendio (Fire Safety Engineering) all'interno della modellazione termica delle nostre strutture sottoposte ad incendio. Nel primo capitolo del presente lavoro vengono enunciati i concetti di fisica tecnica che rappresentano parte dell'impianto teorico di questa ricerca. Nel secondo capitolo viene data descrizione delle varie tipologie di incendi, sia in ambito civile che industriale e dei sistemi di prevenzione antincendio e di protezione. Il terzo capitolo si apre con una descrizione storica dell'evoluzione nel mondo delle costruzioni civili che utilizzano l'acciaio come materiale.

Il successivo capitolo, il quarto, dà descrizione capillare della normativa italiana sulla resistenza al fuoco delle strutture, andando ad analizzare in maniera critica ed analitica sia le norme di tipo prescrittivo che quelle propriamente di tipo ingegneristico alla base della progettazione antincendio propriamente detta, si richiamano anche gli Eurocodici con i vari criteri di progettazione utilizzati negli stessi. Il capitolo 5 rappresenta lo stato dell'arte presente in letteratura sulle pitture intumescenti, se ne descrivono gli ingredienti chimici, con le varie famiglie di appartenenza e quelle che sono le tipiche reazioni fisiche e chimiche a cui sono sottoposte quando vengono esposti ad un carico termico. Viene quindi descritto l'attuale procedura di omologazione e quelle che potrebbero

essere le evoluzioni rispetto ad essa ed anche rispetto alla FSE. Quindi vengono descritti i maggiori contributi presenti in letteratura sulla modellizzazione delle vernici intumescenti, con la descrizione dei bilanci di energia, materia, continuità e delle condizioni al contorno differenti che si possono avere a seconda delle diverse fonti di calore utilizzate (fornace o cono calorimetrico). Vengono anche descritte le reazioni chimiche in termini di velocità delle stesse e dell'utilizzo di questi nei vari bilanci di energia e materia.

Dal capitolo 6 si apre la parte sperimentale di tale ricerca, con la descrizione delle differenti apparecchiature e metodiche chimico fisiche per la caratterizzazione della composizione della mia specifica pittura intumescente a base d'acqua, per mezzo della DSC e TGA si sono ottenuti i valori delle temperature di fusione, di evaporazione e della reazione di intumescenza, della reazione di charring con anche i relativi valori delle entalpie, dati utilizzabili nei modelli di descrizione della variazione di conduttività utilizzati in seguito. La spettroscopia infrarossa ci ha permesso di consolidare l'indagine qualitativa (unitamente alla DSC) dei vari componenti presenti nella nostra specifica pittura. Nel capitolo 7 sono state descritte le differenti metodologie matematiche per la procedura di stima delle proprietà fisiche di codesto protettivo, con un'ampia descrizione di cosa sono gli IHCP.

L'indagine termica sulle pitture ha inizio con il capitolo 8 nel quale i dati di temperatura dell'acciaio delle travi e colonne ricoperte di intumescente e sottoposte a curva cellulosica ISO 834 in fornace sono state la base della stima con l'utilizzo dell'IHCP per ottenere la conduttività termica equivalente. I risultati ottenuti in termini di descrizione del processo sono risultati soddisfacenti, ma con l'obiettivo di migliorare non solo l'approccio modellistico, ma anche quello sperimentale e con anche l'obiettivo di superare i limiti di riproducibilità, costi, e attendibilità dei valori di temperatura ottenuti in fornace nel capitolo seguente il 9 viene descritta la metodica sperimentale che vede l'utilizzo di una fonte di calore molto più flessibile e puntuale che è il cono calorimetrico, con anche l'introduzione della misurazione delle temperature non più sull'acciaio protetto, ma direttamente nella vernice, e queste ultime utilizzate adesso a differenza del capitolo precedente come input del problema inverso. I risultati avuti sono stati apprezzabili ed hanno evidenziato una dipendenza della conduttività della vernice espansa ed abbruciata dalla temperatura. Per migliorare l'attendibilità dei risultati ottenuti in questo capitolo 9, nel capitolo 10 è descritta l'ulteriore campagna a cono calorimetrico che ha visto una serie di miglioramenti impiantistici essere applicati alla procedura sperimentale ed elaborativa, si sono infatti introdotte nuove termocoppie per descrivere deterministicamente la perdita di calore dai campioni ed una terza nell'intumescente, inoltre si sono ottimizzate le distanze tra queste termocoppie nell'intumescente. I risultati hanno confermato quanto ottenuto nel capitolo 9.

ELENCO DELLE FIGURE

1.1	Flusso termico normale all'isoterma	3
1.2	Conduttività termica in funzione della temperatura per alcuni solidi	5
1.3	Conduttività termica in funzione della temperatura per alcuni liquidi alla pressione di saturazione.	5
1.4	Volume di controllo infinitesimo	7
1.5	Fluidodinamica su superficie piana	11
1.6	Casi di convezione naturale	15
1.7	Piastra verticale calda in fluido ristagnante	16
1.8	Piastra orizzontali parallele e riscaldate	16
1.9	Piastre orizzontali riscaldate o raffreddate	19
1.10	Sistema di riferimento sferico	21
1.11	Sistema di riferimento sferico	22
1.12	Area dA_n in coordinate sferiche	23
1.13	Irradiazione di una superficie	25
1.14	Schematizzazione di un corpo nero	27
1.15	La legge di Plank (grafico logaritmico su entrambi gli assi)	28
1.16	andamento dell'emissività nei materiali non conduttori e in quelli conduttori	31
1.17	Emissività monocromatica normale di alcuni materiali	32
1.18	Raffreddamento di un pezzo meccanico	34
2.1	Limiti di ignizione di miscele di metano in aria a condizioni ambiente al variare dell'energia della scintilla.	39
2.2	Campo di infiammabilità al variare della temperatura	39
2.3	Andamento dei valori di AIT per idrocarburi paraffinici lineari	39
2.4	Influenza dell'aggiunta di un inerte sull'infiammabilità di miscele propano-aria c_{st} rappresenta la linea delle miscele con composizione stechiometrica	41
2.5	Rappresentazione schematica dell'effetto della temperatura del liquido sull'infiammabilità	43
2.6	Profili di temperatura e concentrazione in una fiamma piana premiscelata	45

2.7	Lunghezza adimensionale di una fiamma diffusiva, H/D (dove H è la lunghezza della fiamma e D la sua dimensione caratteristica), in funzione della potenza termica adimensionale, Q^*	48
2.8	Scambi termici tra la pozza di liquido combustibile e l'ambiente che determinano la velocità di bruciamento	53
2.9	Andamento della velocità di combustione di combustibili liquidi all'aumentare delle dimensioni della pozza	54
2.10	Schematizzazione di un <i>jet fire</i>	56
2.11	Schema di flusso della prevenzione incendi	59
2.12	Distanze di sicurezza interne ed esterne	61
2.13	Schema grafico delle vie di fuga di un piano di edificio	64
2.14	Schema grafico della rete idrica di un edificio industriale	66
2.15	Andamento della temperatura versus il tempo per un incendio	68
2.16	Schema di flusso dell'illuminazione di emergenza	71
3.1	Ponte Cantilever sul Firth of Forth (1881, luce libera 521 m)	74
3.2	Viadotto di Garabit (1880-1884, luce 165 m).	77
3.3	Flatiron Building (1902)	77
3.4	Empire State Building (1931)	78
3.5	Ponte di Paderno sull'Adda (1887-1889, luce 150 m).	78
3.6	Copertura della stazione di Milano (1929).	79
4.1	Correlazione fra indice totale di valutazione e coefficiente di riduzione del carico di incendio	85
4.2	Rappresentazione grafica delle curve nominali (curve post flashover)	89
4.3	Procedura per determinazione del requisito minimo di "R" per le strutture	90
4.4	Classificazione degli obiettivi della resistenza al fuoco	94
4.5	Travi tiranti e colonne in acciaio (D.M. 16 febbraio 2007)	95
4.6	Procedimenti di progettazione secondo l'impostazione degli Eurocodici.	104
4.7	Curve temperatura-tempo al variare del carico di incendio	110
4.8	Curve temperature-tempo al variare del rapporto S_f/V	111
4.9	Diagramma schematico per incendio localizzato non impattante il soffitto	112

4.10	Confronto tra curve di incendio localizzato al variare del carico di incendio	113
4.11	Confronto tra le curve analizzate	114
4.12	Diagramma schematico di un modello d'incendio ad una zona	115
4.13	Diagramma schematico di un modello d'incendio a due zone	116
4.14	Diagramma schematico di variazione del fattore di riduzione con il rapporto di carico	118
4.15	Legame costitutivo dell'acciaio alle elevate temperature secondo EN1993-1	121
4.16	Fattori di riduzione della resistenza e della rigidità per l'acciaio strutturale	122
4.17	Rappresentazione grafica del legame tensione-deformazione dell'acciaio strutturale alle elevate temperature	122
4.18	Calore specifico in funzione della temperatura	123
4.19	Conduttività termica in funzione della temperatura	124
5.1	Schematizzazione del processo di intumescenza	134
5.2	Effetti del flusso di calore sulla Conduttività termica effettiva di una pittura intumescente	139
5.3	Bilancio di materia all'interno dello strato di intumescente	146
5.4	Bilanci di energia per sistema intumescente	148
6.1	Schema termico di funzionamento del calorimetro a scansione	155
6.2	Interno della fornace	156
6.3	Calorimetro a scansione differenziale, campione e riferimento sono riscaldati in settori separati di identico materiale	157
6.4	Calorimetro a scansione differenziale in uso durante le prove	157
6.5	Tipologia dei segnali di un tracciato DSC	157
6.6	Transizione del secondo ordine con variazione del calore specifico	158
6.7	Termogravimetro mod. Exstar 6000 della SEIKO INSTRUMENTS	160
6.8	Schema di funzionamento del termogravimetro	160
6.9	Sezione dello strumento	161
6.10	Esempio di un andamento termogravimetrico (TGA)	162
6.11	Curva DSC del protettivo passivo reattivo Promapaint	163
6.12	Curva DSC e curva TGA accoppiate	165

6.13	Primo picco della DSC rappresentante il calore endotermico necessario al polimero della vernice per fondere.	165
6.14	Secondo picco della DSC rappresentante il calore endotermico acquisito dalla vernice per permettere all'acqua legata chimicamente di evaporare	165
6.15	Terzo picco della DSC rappresentante il calore esotermico ceduto dalla vernice in seguito alla reazione di intumescenza vera e propria (decomposizione della melamina)	166
6.16	Perdita di peso percentuale contro temperatura per un campione di Promapaint sottoposto a termogravimetria in flusso di aria ($dT/dt = 10^{\circ}\text{C}/\text{min}$).	168
6.17	Meccanismo di degradazione dell'APP	168
6.18	Spettro infrarosso dell'etanolo	170
6.19	Moti vibrazionali di stiramento simmetrico o antisimmetrico e di piegamento sul piano e fuori dal piano. Le sfere schematizzano la posizione degli atomi all'interno della molecola.	171
6.20	Spettro FTIR del residuo di una pittura intumescente riscaldata a 800°C per 60 minuti	172
6.21	Spettro FTIR di una pittura intumescente vergine	173
6.22	Rappresentazione strutturale di un cristallo di polonio.	174
6.23	Rappresentazione schematica della generazione di raggi x da parte di un atomo	174
6.24	Tubo a raggi X	175
6.25	Rappresentazione schematica dell'apparato elettrico (a) e del tubo di un generatore di raggi X (b).	175
6.26	Reticolo cristallino schematizzato secondo piani contigui e rappresentazione dei raggi X riflessi	176
6.27	Schema funzionale di un diffrattometro a raggi X	177
6.28	Diffrattometro per polveri	177
6.29	Albero delle informazioni ricavabili dalla diffrazione di una sostanza resa in polvere	178
6.30	Diagramma diffrattometrico	178
6.31	Diagramma XRD effettuato sulle ceneri della pittura intumescente Promapaint	179
6.32	Diagramma XRD effettuato sulle pittura (Promapaint) intumescente vergine	180
8.1	Esempio di fornace piccola	199
8.2	Esempio di sezione trasversale di una fornace piccola con posizionamento dei campioni	199
8.3	Esempio di fornace grande	200

8.4	Sistema di applicazione del carico per colonne	201
8.5	Esempio di Termocoppia a piastra	202
8.6	Evidenziato in alto a destra nella figura le termocoppie a piastra posizionate nella fornace	202
8.7	Termocoppia mobile	203
8.8	Espicitazione delle temperature nel tempo per la equazione 8.1 rappresentante la ISO 834	204
8.9	Sensore di pressione	205
8.10	Curva della temperatura ISO 834-1.	208
8.11	Geometria della trave IPE 400	208
8.12	Sezione della trave e i diversi materiali sottoposti ai test in fornac	209
8.13	Dati grezzi e ricostruiti per una trave in acciaio IPE 400 rivestita da intumescente	210
8.14	Residui di temperatura normalizzati	211
8.15	Da sinistra a destra: Preparazione, installazione in forno e risultato finale di un test in forno	212
8.16	Andamento storico della temperature delle due travi acquisite durante il test in fornace	213
8.17	Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Trave lunga con 3mm di rivestimento protettivo	213
8.18	Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Trave corta con 3mm di rivestimento protettivo	214
8.19	Geometria della trave HEA 300	216
8.20	Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro corto.	216
8.21	Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro lungo.	216
8.22	Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro corto con 3mm di rivestimento protettivo	217
8.23	Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro lungo con 3mm di rivestimento protettivo.	217
8.24	Geometria della trave IPE 160	218
8.25	Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro corto con 2 mm di intumescente.	219
8.26	Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro corto con 0.3 mm di intumescente	219

8.27	Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro corto con 2 mm di rivestimento protettivo.	219
8.28	Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro corto con 0.3 mm di rivestimento protettivo.	219
8.29	Immagine della lastra di acciaio con sopra lo spessore di intumescente in ambiente Comsol	221
8.30	Comparazione tra i vari andamenti della conduttività termica equivalente ricostruita in ambiente Matlab durante la design of experiment.	221
8.31	Comparazione tra i vari andamenti della conduttività termica equivalente ricostruita in ambiente Matlab durante la design of experiment in fornace.	222
8.32	Immagine della lastra di acciaio con sopra lo spessore di intumescente in ambiente Comsol con spessore di isolante (dunque non adiabatico).	223
8.33	Immagine della lastra di acciaio con sopra lo spessore di intumescente in ambiente Comsol senza spessore di isolante (dunque adiabatico)	223
8.34	Andamenti delle temperature dell'acciaio ricoperto da intumescente ricostruita in ambiente Matlab durante la design of experiment in fornace.	223
9.1	Dimensioni geometriche di una lastra di acciaio quadrata.	227
9.2	Dimensioni in millimetri di una lastra in acciaio sottoposta alla prima delle due campagne di indagine	227
9.3	Posizione delle termocoppie sul fondo e foro passante al centro per le termocoppie verticali	227
9.4	Esempi di tagli e lavorazioni per il Promatect L utilizzato per la costruzione della culla	228
9.5	Andamento della conduttività termica al variare della temperatura	228
9.6	Dimensioni in mm della base della culla realizzata in calcio-silicato.	229
9.7	Dimensioni in mm di una (delle sue quattro) pareti laterali della culla	229
9.8	Esoscheletro contenitivo e culla per i campioni sottoposti a prove termiche a cono calorimetrico	229
9.9	Schema teorico di una termocoppia	230
9.10	Esempio di termocoppia utilizzate durante la fase laboratoriale	231
9.11	Multimetro Agilent 34970°	231
9.12	Immagine rappresentante un Cono Calorimetrico	233
9.13	Schema generale del cono calorimetrico	234
9.14	Riscaldatore in funzione con l'accensione del provino	234
9.15	Protezione del campione	235

9.16	Contenitore del provino	235
9.17	Cella di carico	235
9.18	Sistema di scarico	236
9.19	Strumento di acquisizione dati	237
9.20	Approccio termico del problema inverso monodimensionale	239
9.21	Campione settato per l'esecuzione del test al cono calorimetrico	240
9.22	Schematizzazione del test al cono calorimetrico	241
9.23	Schematizzazione termica del test al cono calorimetrico	242
9.24	Schematizzazione di una termocoppia di tipo K.	243
9.25	Schematizzazione termica del problema inverso della conduzione di calore	243
9.26	Modello tridimensionale dello spessore di intumescente modellato in ambiente Comsol	244
9.27	Situazione finale della piastra con intumescente alla fine del test al cono calorimetrico	244
9.28	Temperature dell'acciaio nel tempo acquisite al cono calorimetrico	245
9.29	Flusso di calore per il campione S08.	247
9.30	Flusso di calore per il campione S12.	247
9.31	Temperatura registrata dalle termocoppie T1 e T2 durante l'intumescenza per il campione S08	248
9.32	Temperatura registrata dalle termocoppie T1 e T2 durante l'intumescenza per il campione S12	248
9.33	Piastra di acciaio ricoperta con rivestimento protettivo intumescente	248
9.34	Pittura intumescente alla fine del processo di rigonfiamento	248
9.35	Conducibilità termica equivalente, ottenuta per i due campioni in funzione della temperatura dell'acciaio	249
9.36	Schema teorico termico del problema inverso	252
9.37	Rapporto di derivate per il calcolo della conduttanza del calcio silicato, nel caso di lastra nera, campione S08 e S12.	255
9.38	Andamento dei flussi di calore per il campione S12, rappresentati tutti i termini dell'equazione 9.10.	257
9.39	Andamento dei flussi di calore per la lastra nera	257

9.40	Modello Comsol di una sezione trasversale di termocoppia di tipo K con evidenziato anche il piano di simmetria longitudinale e i diversi materiali di cui è costituita.	260
9.41	Modello Comsol di una di termocoppia di tipo K con evidenziate le varie temperature registrate nella fase laboratoriale.	261
10.1	Lastra di acciaio quadrata della seconda campagna di indagine con pittura intumescente depositata	264
10.2	Posizione dei tre fori sul fondo della piastra per le tre termocoppie verticali	264
10.3	Dimensioni in millimetri di una lastra in acciaio sottoposta alla seconda delle due campagne di indagine	264
10.4	Piastra di acciaio ricoperta con rivestimento protettivo intumescente	265
10.5	Campione preparato per essere sottoposto a test.	265
10.6	Campione di intumescente sottoposto a prova a cono calorimetrico, dopo intumescenza completa.	267
10.7	Schematizzazione della prova a cono calorimetrico con evidenziazione delle ulteriori termocoppie di questa seconda campagna di indagine	267
10.8	Schematizzazione dell'intumescente con le tre termocoppie e con le varie condizioni al contorno per il problema inverso della conduzione.	268
10.9	Modello tridimensionale dello spessore di intumescente con le tre termocoppie verticali modellato in ambiente Comsol	270
10.10	Andamento storico delle temperature sulle piastre d'acciaio dei campioni sottoposti a cono calorimetrico.	270
10.11	Flussi di calore per il campione S08	272
10.12	Flussi di calore per il campione S10	272
10.13	Temperature registrate da T1, T2, T3 durante il processo di intumescenza per il campione S08	272
10.14	Temperature registrate da T1, T2, T3 durante il processo di intumescenza per il campione S10..	272
10.15	Conduttività termica equivalente di due campioni di spessore di intumescente in funzione della temperatura media nell'intumescente	274
10.16	Schematizzazione termica della backpropagation	281
10.17	Schematizzazione dell'intumescente con le tre termocoppie e con le varie condizioni al contorno per il problema inverso della conduzione in backpropagation	281
10.18	Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08	282
10.19	Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08	282
10.20	Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08	282

10.21	Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08	283
10.22	Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08	283
10.23	Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08	283
10.24	Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08	283
10.25	Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08	283
10.26	Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08	283
10.27	Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08	284
10.28	Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08	284
10.29	Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08	284
10.30	Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08	285
10.31	Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08	285
10.32	Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08	285
10.33	Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08	286
10.34	Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08	286
10.35	Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08	286

ELENCO DELLE TABELLE

2.1	Dati di infiammabilità per alcuni composti in aria a condizioni ambiente, c_{st} è la concentrazione stechiometrica	37
2.2	Punto di infiammabilità, FP, a vaso chiuso di alcuni composti in aria a pressione atmosferica	44
2.3	Valori della massima velocità laminare di bruciamento, S_0 , di alcuni gas combustibili	46
2.4	Valori limite di irraggiamento per diverse tipologie di danni	50
4.1	Requisiti di resistenza al fuoco sulla base del carico di incendio, determinato per un livello di prestazione III	87
4.2	Requisiti di resistenza al fuoco sulla base del carico di incendio, determinato per un approccio prestazionale	90
4.3	Rappresentazione analitica delle equazioni per il calcolo dei calori specifici dell'acciaio per diversi intervalli di temperatura	123
6.1	Risultati misurati tramite la DSC di un protettivo passivo reattivo	166
6.2	Assegnazione delle bande di riflettanza in uno spettro FTIR	173
8.1	Valori della conduttività termica dati al modello.	209
8.2	Valori di conduttività termica ottenuti dal modello inverso.	210
8.3	Valori di conduttività termica stimati per tutte le tipologie di travi con 3 mm di protettivo, sottoposte a curva di riscaldamento ISO 834.	214
8.4	Valori di conduttività termica stimati per tutte le tipologie di pilastri con 3 mm di protettivo, sottoposte a curva di riscaldamento ISO 834.	218
8.5	Valori di conduttività termica stimati per tutte le tipologie di pilastri con 2 mm e 0.3 mm di protettivo, sottoposte a curva di riscaldamento ISO 834.	220
9.0	Distanza (mm) dell'elemento sensibile delle termocoppie dalla superficie metallica del campione.	241
9.1	Conduttività termica, densità e calore specifico dell'acciaio	245
9.2	Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile in testa alla termocoppia.	252
9.3	Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile in testa alla termocoppia.	253
9.4	Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia.	253

9.5	Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia.	254
9.6	Valori di dilatazione termica lineare per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico.	255
9.7	Valori di dilatazione termica lineare per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico	256
9.8	Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia con dilatazione e dispersione.	
9.9	Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia con dilatazione e dispersione.	256
9.10	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia	258
9.11	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia	259
9.12	Valori di conduttività termica parametrici con la posizione stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia	259
9.13	Valori di conduttività termica parametrici con la posizione stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia	260
9.14	Valore di conduttività termica della polvere di Ossido di Magnesio.	262
9.15	Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono, valore di conduttività termica dell'Ossido di Magnesio interno alle termocoppie e dispersione calcolata come da paragrafo sulla prima campagna a cono calorimetrico riportato nel capitolo 9	262
9.16	Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono, valore di conduttività termica dell'Ossido di Magnesio interno alle termocoppie e dispersione calcolata come da paragrafo sulla prima campagna a cono calorimetrico riportato nel capitolo 9	262
10.1	Distanza dell'elemento sensibile dalla superficie libera della piastra metallica	266
10.2	Valori di sensitività	276
10.3	Valori di sensitività	277
10.4	Valori di sensitività	277

10.5	Valori di sensitività	277
10.6	Valori di sensitività	277
10.7	Valori di sensitività	278
10.8	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching sulle 3 termocoppie verticali	279
10.9	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching su [Tacc, T1]	279
10.10	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching su [T1, T2]	279
10.11	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching su [T2, T3]	280
10.12	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 3500 s e matching su [T1, T2, T3]	282
10.13	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 s a 5000 s e matching su [T1, T2, T3]	282
10.14	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 s a 5500 s e matching su [T1, T2, T3]	283
10.15	Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 3500 s e matching su [T1, T2, T3]	284
10.16	Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 5000 s e matching su [T1, T2, T3]	285
10.17	Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 5500 s e matching su [T1, T2, T3]	285
10.18	Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S10 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico matching su [T1, T2, T3]	286

10.19	Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S10 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m ² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 5500 s e matching su [T1, T2, T3]	286
-------	--	-----

1. SCAMBIO TERMICO: CONDUZIONE, CONVEZIONE, IRRAGGIAMENTO

Sulla base di quelli che saranno nella parte sperimentale della presente tesi i meccanismi di trasmissione del calore coinvolti se ne fanno qui descrizione.

La letteratura dello scambio termico distingue tre differenti modalità di trasmissione del calore che sono: conduzione, irraggiamento, convezione [Kreith 1997; Bejan 1993; Incropera and De Witt 2002].

Rispetto a quanto detto sopra in maniera rigorosa solo la conduzione e l'irraggiamento rientrano nella definizione di scambio termico intesa come processo che si instaura per sola differenza di temperatura, la convezione infatti presuppone anche uno scambio di materia ma poiché la convezione comporta anche uno scambio di energia è d'uso porla all'interno dei meccanismi di trasmissione del calore. E' importante comprendere che normalmente nei fenomeni naturali il calore si trasmette sfruttando più meccanismi contemporaneamente.

Conduzione

La conduzione è un meccanismo attraverso il quale il calore fluisce da una regione a temperatura più alta ad una regione a temperatura minore attraverso un solo mezzo (solido, liquido o aeriforme). Nella conduzione l'energia si trasmette per contatto diretto tra le molecole senza che si spostino sensibilmente. Secondo la teoria cinetica, la temperatura di un elemento materiale è proporzionale all'energia cinetica media delle molecole: pertanto tanto più velocemente si muovono le molecole tanto maggiore sarà la sua temperatura. Quando le molecole di una regione acquistano un'energia cinetica media maggiore di quella delle molecole di una regione adiacente, come indicato da una differenza di temperatura, le molecole aventi maggiore energia cinetica cedono parte di questa alle molecole della regione a temperatura minore. Lo scambio termico può avvenire per urto elastico nei fluidi o per diffusione degli elettroni più veloci da zone a temperatura maggiore verso zone a temperatura minore, questo tipicamente avviene nei metalli.

Irraggiamento

L'irraggiamento è un processo per il quale il calore fluisce da un corpo a temperatura maggiore a un corpo a temperatura minore quando i corpi non sono a contatto, anche se tra essi vi è il vuoto. Il termine irraggiamento si riferisce in generale a qualunque fenomeno di propagazione di onde elettromagnetiche, ma per la nostra trattazione interessano solo quei fenomeni generati dalla temperatura. L'energia così scambiata prende il nome di calore irraggiato. Tutti i corpi emettono

continuamente calore per irraggiamento e l'intensità della emissione dipende dalla temperatura e dalla natura della superficie. La trasmissione nello spazio del calore irraggiato è simile alla propagazione della luce e può essere descritta con la teoria delle onde. Lo scambio termico per irraggiamento diventa sempre più importante al crescere della temperatura di un corpo.

Convezione

La convezione è un meccanismo di trasporto dell'energia termica mediante l'azione combinata della conduzione, dell'accumulo di energia e del mescolamento; è il più importante meccanismo di trasmissione di energia termica tra una superficie solida e un fluido. La trasmissione di energia per convezione da una superficie, la cui temperatura sia superiore a quella del fluido circostante, avviene in diversi stadi. Dapprima il calore passa per conduzione dalla superficie alle particelle di fluido adiacenti; l'energia così trasmessa fa aumentare l'energia interna e la temperatura delle particelle. Queste si muovono poi verso una regione del fluido a temperatura minore e si mescolano con esso cedendo parte della loro energia ad altre particelle: si ha quindi flusso tanto di materia quanto di energia, l'energia è cioè effettivamente immagazzinata nelle particelle ed è asportata dal loro moto. Questo meccanismo non dipende solamente da una differenza di temperatura e quindi non è strettamente conforme alla definizione di trasmissione del calore. L'effettiva conseguenza è comunque un trasporto di energia che avvenendo secondo la direzione del gradiente di temperatura, è anche classificato come un meccanismo di scambio termico ed è chiamato trasmissione del calore per convezione.

Questa tipologia di trasmissione del calore viene distinta in convezione libera e convezione forzata, secondo la causa che determina il moto. Quando il moto dipende unicamente da differenze di densità dovute a gradienti di temperatura, si parla di convezione naturale o libera; quando il moto è indotto da qualche agente esterno, una pompa o un ventilatore, il processo è chiamato convezione forzata. Poiché l'efficacia dello scambio termico convettivo dipende in gran misura dal moto del fluido, lo studio della convezione è basato sulla conoscenza delle caratteristiche fluidodinamiche.

1.1 EQUAZIONE DELLA CONDUZIONE

Consideriamo un mezzo continuo solido. In ogni punto è definita la temperatura in modo continuo e quindi anche il gradiente della temperatura. Definiamo il vettore di densità di flusso di calore \vec{q} come quel vettore che ha la stessa direzione del gradiente di temperatura e come modulo il calore trasmesso per unità di tempo e per unità di superficie normale al gradiente di temperatura, Il flusso termico è un vettore orientato nella direzione normale alla superficie isoterma. In un sistema

tridimensionale, considerando un sistema di riferimento cartesiano, potremo scrivere in termini generali che:

$$\vec{q} = -\lambda \left(\vec{i} \frac{\partial T}{\partial x} + \vec{j} \frac{\partial T}{\partial y} + \vec{k} \frac{\partial T}{\partial z} \right) = -\lambda \nabla T \quad (1.1)$$

Chiamata Legge di Fourier, dove λ è la conduttività termica definita come sopra e dipendente dal materiale e dal suo stato termodinamico (pressione-temperatura), il segno meno deriva dal secondo principio della termodinamica ed indica che il calore fluisce nel verso in cui la temperatura decresce. ∇T è il gradiente della temperatura. E' da notare che il campo della temperatura $T = T(x, y, z)$ è un campo scalare. Se conoscessimo a priori la giacitura della superficie isoterma, potremmo riscrivere la (1.1) come:

$$\vec{q} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (1.2)$$

dove:

- n è la direzione normale alla superficie

In figura è schematizzato l'andamento del flusso termico rispetto alla superficie isoterma in un caso bidimensionale.

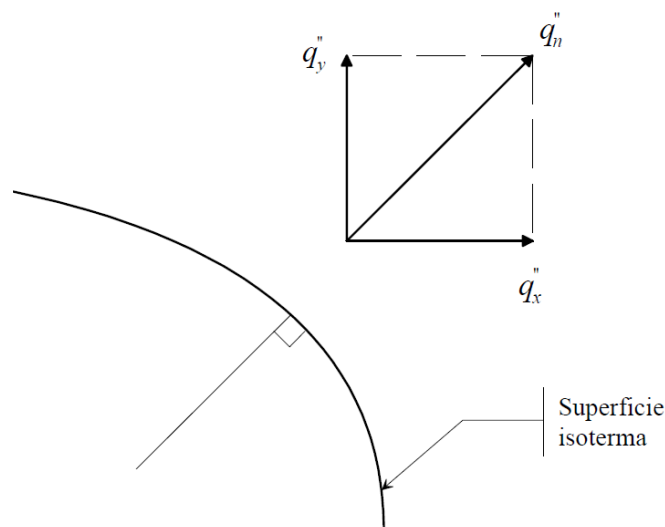


Figura 1.1: Flusso termico normale all'isoterma.

La conduttività termica

La conduttività termica è, come già detto una proprietà termofisica della materia. Il suo valore è, quindi, strettamente legato alla struttura atomica del materiale. In termini generali si può affermare che il suo valore diminuisce passando dai solidi conduttori, alle leghe, ai liquidi e ai gas. E' bene

ribadire, però, che i fluidi devono essere macroscopicamente fermi, altrimenti si innescano i meccanismi propri della convezione. Nei solidi la conduttività dipende sia dal movimento degli elettroni liberi, sia dalle vibrazioni del reticolo cristallino. Il movimento degli elettroni liberi risulta essere inversamente proporzionale alla resistività elettrica del materiale. Nei materiali conduttori l'apporto alla conduttività degli elettroni liberi è preponderante rispetto alle vibrazioni del reticolo; nelle leghe i due apporti diventano comparabili. Nei materiali non metallici l'apporto principale alla conduttività termica è dato dalle vibrazioni del reticolo; la sua regolarità favorisce la conduttività termica. Questo spiega perché il quarzo ha una conduttività termica ben più alta del vetro. Il diamante, per esempio, avendo una struttura reticolare molto ordinata presenta una conduttività termica molto alta, superiore anche ai migliori metalli puri. Nei materiali isolanti la conduttività apparente dipende da numerosi fattori, legati sia al materiale, sia alla struttura. I principali fattori sono:

- La conduttività del materiale
- La densità apparente del materiale, espressa come rapporto tra la massa e il volume effettivo della struttura; questo parametro tiene conto in buona sostanza della presenza di aria all'interno della struttura, che ovviamente interviene anch'essa ad aumentare l'effetto di isolamento.
- Le proprietà radiative della superficie

Per comprendere il comportamento dei gas bisogna rifarsi alla teoria cinetica. Precedentemente avevamo visto che la conduttività dipendeva dal trasferimento di energia tra le particelle “più calde” a quelle “più fredde”, che avveniva negli urti. Il numero degli urti e, quindi, la conduttività termica risulta essere proporzionale a:

$$\lambda \propto nk\bar{c} \quad (1.3)$$

dove:

- n è il numero di particelle per unità di volume.
- k è il cammino libero medio.
- \bar{c} è la velocità media molare.

Poiché la velocità media aumenta con la temperatura e diminuisce con la massa molecolare la conduttività termica apparente avrà lo stesso comportamento. D'altro canto, poiché n è proporzionale alla pressione del sistema, mentre il cammino medio è inversamente proporzionale ad essa, si ricava che la conduttività dipende molto poco dalla pressione. Nei liquidi la situazione è

molto più complessa e non ancora ben compresa. Nei diagrammi successivi é riportata la conduttività termica per alcuni solidi, liquidi e gas in funzione della temperatura.

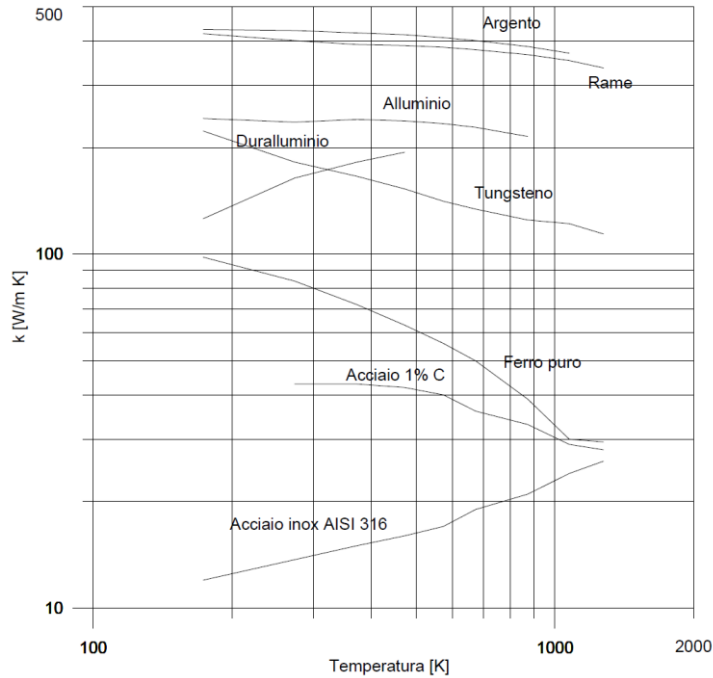


Figura 1.2: Conduttività termica in funzione della temperatura per alcuni solidi.

Ed inoltre

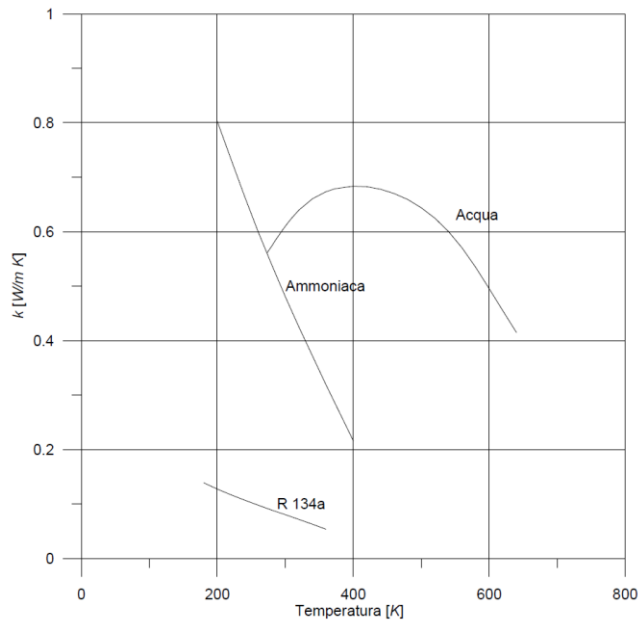


Figura 1.3: Conduttività termica in funzione della temperatura per alcuni liquidi alla pressione di saturazione.

L'isolamento termico I sistemi isolanti sono costituiti da materiali a bassa conduttività termica combinati per ottenere una conduttività termica del sistema ancora più basso. Nei sistemi convenzionali isolanti, il materiale solido è finemente disperso in un volume. Tali sistemi sono caratterizzati da una conduttività termica efficace, che dipende dalla conduttività termica e dalla superficie radiativa del materiale solido, nonché dalla frazione volumetrica dell'aria o spazio vuoto. Un parametro speciale del sistema è la densità di massa (massa solida / volume totale), che dipende fortemente dal modo in cui il materiale è interconnesso. Se piccoli vuoti o spazi vuoti sono formate dalla fusione di porzioni del materiale solido, si viene a creare una matrice rigida. Quando questi spazi sono sigillati l'uno all'altro, il sistema viene indicato come cellula ad isolamento. Esempi di tali isolamenti rigidi sono i sistemi a schiuma, particolarmente quelli a base di materie plastiche e vetro. Gli isolanti a riflessione sono composti, da fogli multistrato, paralleli e sottili dotati di alta riflettività, che sono distanziati per riflettere l'energia radiante indietro alla sua fonte. La spaziatura tra le lamine è progettata per limitare il movimento di aria, e in isolamenti ad alte prestazioni, nello spazio tra lamine viene creato il vuoto. Il trasferimento di calore in questi isolanti può avvenire in diversi modi: conduzione attraverso i materiali solidi; conduzione o convezione attraverso l'aria negli spazi; e scambio radiativo fra le superfici della matrice solida. Come nel caso di film sottili, effetti micro e nanoscala possono influenzare la conduttività termica effettiva dei materiali isolanti.

Derivazione dell'equazione della conduzione del calore

Se si desidera conoscere il campo di temperatura in un sistema, una via è quella di ricavare l'equazione dell'energia in termini differenziali e, poi, integrarla sull'intero sistema, ammesso che ciò sia possibile, tenendo conto delle condizioni iniziali e di quelle al contorno. Una volta noto il campo di temperatura si può risalire alla potenza scambiata applicando la legge di Fourier. Nel caso di pura conduzione l'equazione dell'energia espressa in termini differenziali prende il nome di equazione di Fourier o di equazione generale della conduzione. Ricaveremo l'equazione di Fourier in coordinate cartesiane (ma solo perché è più semplice), sotto le seguenti ipotesi:

- Il sistema è isotropo
- Il sistema è indeformabile

Consideriamo come mostrato in figura 1.3bis un volume di controllo infinitesimo posto all'interno del nostro sistema.

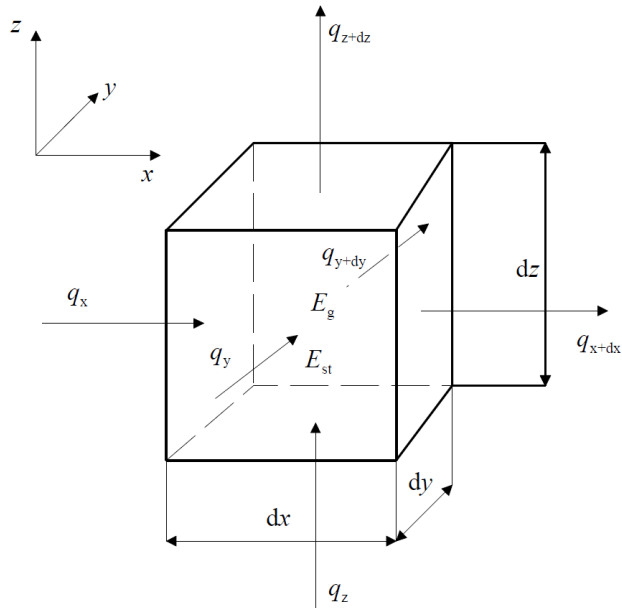


Figura 1.4: Volume di controllo infinitesimo.

Avremo scambi di calore attraverso le facce del volume di controllo, si potrà generare della potenza termica all'interno e avremo una variazione di energia del sistema. Avendo considerato il sistema indeformabile, il lavoro è nullo. Sotto queste ipotesi si può scrivere che:

$$\dot{E}_{in} + \dot{E}_{out} + \dot{E}_g = \dot{E}_{st} \quad (1.4)$$

dove:

- \dot{E}_{in} è la potenza termica entrante nel volumetto per conduzione.
- \dot{E}_{out} è la potenza termica uscente dal volumetto per conduzione.
- \dot{E}_g è la potenza termica generata all'interno del sistema. Supporremo che la generazione sia uniforme nel volume.
- \dot{E}_{st} è la variazione nell'unità di tempo dell'energia del sistema

In riferimento alla figura 1.4 andando ad esplicitare tutti i termini del bilancio di energia avremo:

$$\dot{E}_{in} = q_x + q_y + q_z \quad (1.5)$$

$$\dot{E}_{out} = -(q_{x+dx} + q_{y+dy} + q_{z+dz}) \quad (1.6)$$

E dall'assunto che la generazione sia costante nel volume considerato possiamo scrivere:

$$\dot{E}_g = \dot{q}_g dx dy dz \quad (1.7)$$

Dove \dot{q}_g rappresenta la generazione di energia per unità di tempo e volume. Esplicitando dunque il termine di accumulo sulla scorta della validità dell'ipotesi di volume costante si avrà:

$$\dot{E}_{st} = \rho c_v \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (1.8)$$

Sostituendo i vari termini esplicitati sopra nell'equazione di bilancio di energia si potrà scrivere:

$$q_x + q_y + q_z - (q_{x+dx} + q_{y+dy} + q_{z+dz}) + \dot{q}_g dx dy dz = \rho c_v \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz \quad (1.9)$$

Esprimendo rispetto al volumetto differenziale di figura anche i termini di potenza termica in uscita si avrà:

$$\begin{cases} q_{x+dx} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \\ q_{y+dy} = q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \\ q_{z+dz} = q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz \end{cases} \quad (1.10)$$

Ricordando la legge di Fourier scriveremo:

$$\begin{cases} q_x = -\lambda dy dz \frac{\partial T}{\partial x} \\ q_y = -\lambda dx dz \frac{\partial T}{\partial y} \\ q_z = -\lambda dy dx \frac{\partial T}{\partial z} \end{cases} \quad (1.11)$$

Sostituendo la 1.11 e 1.10 nell'equazione 1.9 otteniamo:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}_g = \rho c_v \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.12)$$

Considerando la conduttività termica indipendente rispetto al segno di derivata, si potrà portare fuori e dunque riorganizzando l'equazione 1.12 potremo scriverla nella forma definitiva:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}_g}{\lambda} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.13)$$

Che riscritta in forma vettoriale assume la forma:

$$\nabla^2 T + \frac{\dot{q}_g}{\lambda} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.14)$$

Il termine α è chiamata diffusività termica e matematicamente si definisce come

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (1.15)$$

La diffusività è un parametro molto importante. Rappresenta un confronto tra quanta energia viene trasferita rispetto a quanta ne viene immagazzinata nel sistema. Aumentando α aumenta la velocità con la quale una variazione di temperatura sulla superficie del sistema si propaga al suo interno. Nel campo edilizio in condizioni invernali, per esempio, la scelta di α dipende dall'utilizzo della casa. Infatti, se considero λ costante, aumentando il termine ρc , che significa fondamentalmente utilizzare tamponature più pesanti, diminuisco α . In questo modo aumento il tempo del transitorio; aumento, cioè, il tempo che impiego per portare a regime la temperatura all'interno. Ma, così, rendo anche più lento il raffreddamento, favorendo il sistema di controllo dell'impianto di riscaldamento. Se uso tamponature leggere avviene, ovviamente il contrario. Pertanto, se l'abitazione è abitata saltuariamente, come avviene nelle case per le vacanze, conviene utilizzare tamponature leggere per ridurre il tempo necessario a portare in temperatura l'ambiente.

Nel caso di stazionarietà la equazione 1.13 e la equazione 1.14 assumono rispettivamente la seguente forma:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\dot{q}_g}{\lambda} = 0 \quad (1.16)$$

$$\nabla^2 T + \frac{\dot{q}_g}{\lambda} = 0 \quad (1.17)$$

Se non vi fosse nemmeno generazione, allora le equazioni soprascritte assumerebbero quest'ulteriore aspetto:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0 \quad (1.18)$$

$$\nabla^2 T = 0 \quad (1.19)$$

Abbiamo ricavato, così, l'equazione di Fourier in coordinate cartesiane

Le condizioni iniziali e quelle al contorno

La soluzione dell'equazione della conduzione applicata ad un determinato problema porterebbe a infinite soluzioni. Per ottenere l'effettiva soluzione dobbiamo imporre, sia la temperatura del corpo all'istante iniziale t_0 , sia le condizioni della superficie di controllo negli istanti successivi. La condizione iniziale sarà:

$$T = T(x, y, z, t_0) \quad (1.20)$$

Le condizioni al contorno sono di solito di tre tipi:

1. Condizione di primo tipo, o di Dirichlet: è nota la temperatura sulla superficie di controllo.

$$T_s = T(x, y, z, t) \quad (1.21)$$

se la temperatura sulla superficie è una costante l'equazione 1.21 diventerà una costante.

2. Condizione di secondo tipo, o di Neumann: si conosce sulla superficie di controllo in ogni istante la derivata della temperatura in direzione normale. Questo, da un punto di vista fisico, equivale per la legge di Fourier a conoscere in ogni punto ed in ogni istante il flusso termico.

$$q_s = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_s \quad (1.22)$$

Il caso più semplice è quello di flusso costante, invece una condizione particolare è quella di adiabaticità della superficie di controllo.

3. Condizione di terzo tipo. La derivata della temperatura in direzione normale alla superficie di controllo è proporzionale alla temperatura della superficie stessa. Fisicamente significa imporre una condizione di scambio convettivo sulla superficie di controllo.

$$q_s = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_s = h(T_s - T_\infty) \quad (1.23)$$

1.2 CONVEZIONE

La convezione termica si verifica quando si ha un moto relativo tra i due corpi che prendono parte al processo di trasporto termico. Tale processo può avvenire tra un solido e un liquido, tra un solido e un aeriforme, tra un liquido e un aeriforme oppure tra due liquidi non miscibili. L'esperienza mostra che la trasmissione termica per convezione dipende fortemente dalle proprietà del fluido (viscosità dinamica μ , conduttività termica λ , densità ρ , e calore specifico c_p), come pure dalla velocità del fluido w . Essa dipende anche dalla geometria e rugosità della superficie solida (promuovendo nel fluido ricircolazioni e turbolenza con conseguenti aumenti dello scambio termico), oltre che dal tipo di moto del fluido (laminare o turbolento). Nonostante sia il meccanismo più complesso di trasmissione del calore, la potenza termica trasmessa per convezione, si può esprimere con la legge di Newton per il raffreddamento:

$$\dot{q}_{conv} = h (T_S - T_\infty) \quad (1.24)$$

dove:

- h coefficiente di convezione.
- T_S temperatura della superficie.
- T_∞ temperatura del fluido a sufficiente distanza dalla superficie.

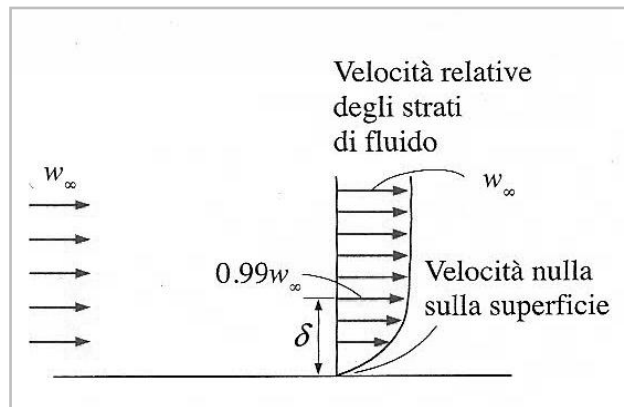


Figura 1.5: Fluidodinamica su superficie piana.

Il moto dei fluidi avviene spesso a contatto con superfici solide ed è quindi importante capire come la presenza di queste superfici solide influenzi il moto del fluido. Si consideri il flusso stazionario di un fluido in un tubo o su una superficie non porosa (per esempio impermeabile al fluido). Tutte le osservazioni sperimentali indicano che il moto del fluido si ferma completamente in corrispondenza della superficie di contatto, per cui la velocità relativa è zero sulla superficie. Ciò significa che un

fluido a diretto contatto con un solido “si incolla” alla superficie per effetto della viscosità e non c’è scorrimento; questo fenomeno è noto come condizione di scorrimento nullo.

Una conseguenza della condizione di scorrimento nullo è quindi che tutti i profili di velocità hanno valore zero rispetto alla superficie nei punti di contatto del fluido con essa (Figura 1.5). Un’altra conseguenza è la resistenza superficiale, che non è altro che la forza esercitata dal fluido sulla superficie nella direzione del moto.

Un effetto della condizione di scorrimento nullo è che la trasmissione del calore dalla superficie solida allo strato di fluido a essa adiacente avviene per conduzione pura, per cui il flusso termico risulta essere:

$$\dot{q}_{conv} = \dot{q}_{cond} = -\lambda_{fluido} \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_{y=0} \quad (1.25)$$

dove T rappresenta la distribuzione di temperatura nel fluido, $(\partial T / \partial y)_{y=0}$ è il gradiente di temperatura all’interfaccia tra solido e fluido, mentre λ_{fluido} [W/(m K)] è la conduttività termica. Il flusso termico convettivo da una superficie di un solido a un fluido è, quindi, semplicemente il flusso termico conduttivo dalla superficie di un solido allo strato di fluido adiacente ad essa. Si possono quindi uguagliare le equazioni 1.24 e 1.25 ottenendo la relazione che permette di calcolare il valore del coefficiente di convezione, nota la distribuzione della temperatura nel fluido:

$$h = \frac{-\lambda_{fluido} (\partial T / \partial y)_{y=0}}{T_s - T_\infty} \quad (1.26)$$

In generale, il coefficiente di convezione varia nella direzione del flusso per cui spesso si fa riferimento al coefficiente di convezione medio determinato mediando opportunamente, sull’intera superficie di scambio, i coefficienti di convezione locali.

Il problema termico è strettamente legato a quello fluidodinamico, per cui i due aspetti vanno studiati simultaneamente. Nell’ambito dei fenomeni di trasporto, lo strato limite indica una zona adiacente ad una interfaccia in corrispondenza della quale si ha una brusca variazione di una grandezza fisica, che può essere la velocità o la temperatura.

La transizione da moto laminare a turbolento dipende fra l’altro: dalla geometria e dalla rugosità della superficie, dalla velocità di corrente libera, dalla temperatura superficiale e dal tipo di fluido. Osborne Reynolds, in seguito ad accurati esperimenti condotti nel 1880, scoprì che il tipo di moto

dipende principalmente dal rapporto tra le forze d'inerzia e le forze viscosi. Tale rapporto è detto numero di Reynolds ed è espresso per flussi esterni dalla relazione:

$$Re = \frac{\text{forze d'inerzia}}{\text{forze viscosi}} = \frac{w_{\infty} L_c}{\nu} = \frac{\rho w_{\infty} L_c}{\mu} \quad (1.27)$$

dove w_{∞} è la velocità di corrente libera, L_c è la lunghezza caratteristica della geometria e $\nu = \mu/\rho$ è la viscosità cinematica del fluido. Per una piastra piana la lunghezza caratteristica è la distanza x dal bordo di attacco, nella direzione del moto. È da notare che la viscosità cinematica ha come unità di misura m^2/s identica a quella della diffusività termica e può essere vista come *diffusività viscosa* o *momento viscoso*.

Per grandi valori del numero di Reynolds le forze d'inerzia, proporzionali a densità e velocità del fluido, prevalgono sulle forze viscosi che così non possono impedire le fluttuazioni rapide e casuali del fluido. Al contrario, per piccoli valori del numero di Reynolds le forze viscosi hanno il sopravvento su quelle d'inerzia mantenendo il fluido "in linea". Il moto risulta turbolento nel primo caso e laminare nel secondo.

Il numero di Reynolds, in corrispondenza del quale il moto diventa turbolento, è detto numero di Reynolds critico. Il valore numerico del numero di Reynolds critico varia con la geometria e le condizioni del moto.

Il moto turbolento è caratterizzato da fluttuazioni rapide e caotiche in regioni di trascinamento del fluido dette scie. Queste fluttuazioni sono causa di ulteriore momento e trasmissione di energia. Nel moto laminare, invece, le particelle scorrono ordinatamente lungo linee di corrente ed il momento e l'energia sono scambiati tra gli strati solo per diffusione molecolare.

Il coefficiente di convezione non è costante ma dipende da vari fattori tra cui: caratteristiche del fluido, velocità, densità, viscosità, comprimibilità e temperatura del fluido.

A causa della dipendenza da tutti questi fattori, non è possibile calcolare h mediante una semplice espressione. Un metodo per analizzare più semplicemente un fenomeno è creare dei gruppi adimensionali che lo descrivano. Ci sono due vie percorribili: adimensionalizzare le equazioni che descrivono il fenomeno scegliendo opportune grandezze fondamentali o attraverso l'analisi dimensionale con il teorema di Buckingham.

Nella trattazione della convezione si combinano le variabili da cui dipende il fenomeno, raggruppandole in numeri adimensionali, in modo da ridurre il numero totale di parametri da considerare.

Numero di Nusselt adimensionalizzando il coefficiente di convezione h si ottiene il numero di Nusselt:

$$Nu = \frac{h L_c}{\lambda} \quad (1.28)$$

dove λ è la conduttività termica del fluido [$W/m \cdot K$] e L_c la lunghezza caratteristica [m].

Una interpretazione del numero di Nusselt si può avere considerando uno strato di fluido di spessore L sottoposto a differenza di temperatura $\Delta T = T_2 - T_1$. La trasmissione di calore attraverso lo strato di fluido avverrà per convezione quando il fluido è in movimento e per conduzione se lo strato di fluido è in quiete. Il flusso termico (potenza termica trasmessa per unità di superficie) nei due casi risulterà:

$$\dot{q}_{conv} = h \Delta T \quad (1.29)$$

Ed inoltre

$$\dot{q}_{cond} = \lambda \frac{\Delta T}{L} \quad (1.30)$$

Dal rapporto fra le precedenti relazioni si ottiene il numero di Nusselt:

$$\frac{\dot{q}_{conv}}{\dot{q}_{cond}} = \frac{h \Delta T}{\lambda \Delta T / L} = \frac{h L}{\lambda} = Nu \quad (1.31)$$

Il numero di Nusselt rappresenta quindi l'incremento della potenza termica trasmessa per convezione attraverso uno strato di fluido rispetto a quella trasmessa per conduzione attraverso lo stesso strato. Il valore unitario del numero di Nusselt ($Nu = 1$) è caratteristico della trasmissione del calore per conduzione pura attraverso lo strato di fluido. All'aumentare del numero di Nusselt, invece risulta sempre più sviluppato il fenomeno della convezione.

Numero di Prandtl gli spessori degli strati limite di velocità e di temperatura sono meglio descritti dal parametro adimensionale detto numero di Prandtl.

$$Pr = \frac{\text{Diffusività della quantità di moto}}{\text{Diffusività termica}} = \frac{\nu}{\alpha} = \frac{\mu c_p}{\lambda} \quad (1.32)$$

essendo:

$$\nu = \frac{\mu}{\rho} \quad e \quad \alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p} \quad (1.33)$$

I valori del numero di Prandtl per i fluidi variano da meno di 0.01 per metalli liquidi a oltre 100000 per oli pesanti, il numero di Prandtl per l'acqua è dell'ordine di 10 (compreso tra 1.12 e 13.7).

Poiché il calore si diffonde molto più velocemente della quantità di moto nei metalli liquidi ($Pr \ll 1$) e molto più lentamente negli oli ($Pr \gg 1$), si ha che lo strato limite di temperatura è molto più spesso di quello di velocità per i metalli liquidi e molto più sottile per gli oli. Il valore del numero di Prandtl per i gas è circa pari a 1 per cui in essi la quantità di moto e il calore si dissipano quasi con la stessa intensità.

Quindi il numero di Prandtl esprime lo spessore degli strati limite termico e dinamico, tale concetto si può riassumere nella relazione:

$$\frac{\delta}{\delta_t} = Pr^n \quad (1.34)$$

dove n è un esponente. Quindi per un gas $\delta_t \approx \delta$, per i metalli liquidi $\delta_t \gg \delta$, per gli oli $\delta_t \ll \delta$.

1.2.1 Convezione Naturale

I moti convettivi nella convezione naturale traggono origine dalle forze di galleggiamento che spingono le particelle più calde verso l'alto e quelle più fredde verso il basso. I caratteri fenomenologici possono essere messi in evidenza dall'esame di alcune situazioni tipiche:

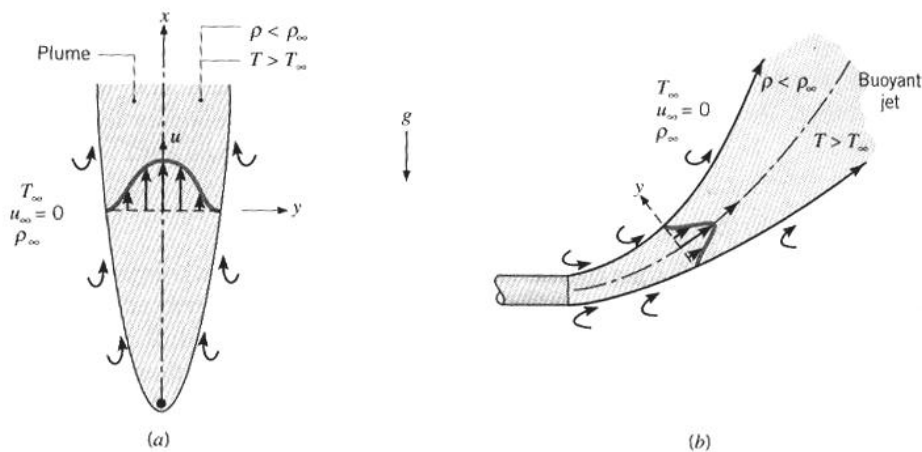


Figura 1.6: Casi di convezione naturale

In riferimento alla figura 1.6, i casi a) e b) rappresentano situazioni in cui lo strato limite si sviluppa indipendentemente dalla presenza di una superficie. Nel primo caso c'è un effetto di trascinamento da parte della corrente ascensionale di particelle in quiete dando luogo ad uno strato limite verticale di portata massica crescente. Il secondo caso è analogo al precedente con la differenza che il getto di fluido più caldo è caratterizzato da una velocità iniziale imposta. Il caso di una superficie

verticale a temperatura T_s a contatto con un fluido a temperatura T_∞ evidenzia una corrente ascensionale ($T_s > T_\infty$) ovvero discendente ($T_s < T_\infty$). In entrambe le situazioni si osserva lo sviluppo di uno strato limite sempre accompagnato dal trascinamento di fluido in quiete proveniente dall'ambiente circostante.

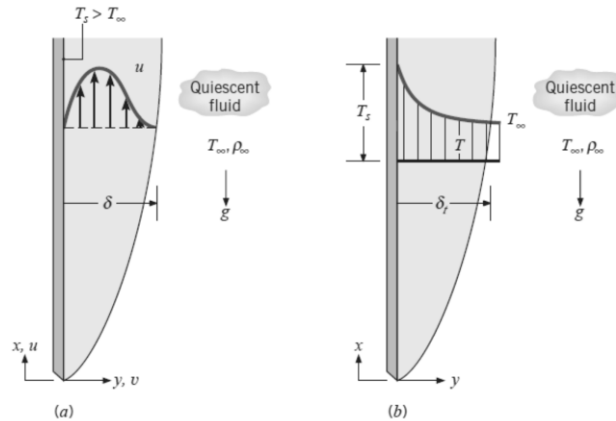
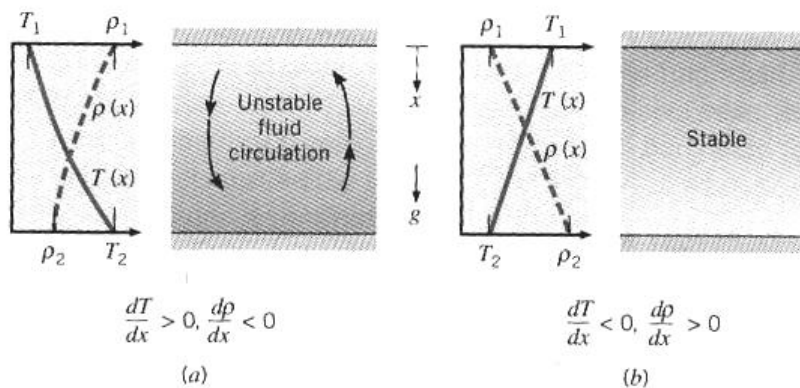


Figura 1.7: Piastra verticale calda in fluido ristagnante.

In tutte le configurazioni il moto si mantiene laminare nel primo tratto oltre il quale, a certe condizioni, intervengono vortici e turbolenze.

Nel caso di due piastre orizzontali a differente temperatura (vedi figura 1.8), se la temperatura della piastra superiore è minore di quella sottostante si crea nel caso a) una circolazione di fluido instabile; nel caso opposto b) il fluido rimane invece stabilmente immobile e lo scambio è puramente conduttivo.



$$\frac{dT}{dx} > 0, \frac{d\rho}{dx} < 0$$

(a)

$$\frac{dT}{dx} < 0, \frac{d\rho}{dx} > 0$$

(b)

Figura 1.8: Piastra orizzontali parallele e riscaldate.

La trattazione per via analitica della convezione naturale è assai più complessa di quella forzata in quanto i moti convettivi naturali dipendono dai gradienti termici che, a loro volta sono influenzati

dal moto del fluido. La marcata interazione tra aspetti fluidodinamici e aspetti termici rende, come è facile intuire, più difficile l'approccio teorico. E' dunque preferibile ricercare le correlazioni sperimentalmente (correlazioni empiriche)

Nella determinazione del numero Nusselt intervengono, oltre al numero di Prandtl, un nuovo raggruppamento, il *numero di Grashof* (Gr), simile al numero di Reynolds, che non interviene in quanto la velocità imposta da cause meccaniche esterne è nulla:

$$Gr_L = \frac{\beta g L^3 (T_s - T_\infty) \rho^2}{\mu^2} = \frac{\beta g L^3 (T_s - T_\infty)}{v^2} \quad (1.35)$$

dove L è la grandezza che caratterizza la geometria e β è il coefficiente di dilatazione cubica definito dalla seguente relazione:

$$\beta = \frac{1}{v} \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p = - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p \quad (1.36)$$

con v il volume specifico pari all'inverso della densità. Per un gas ideale $\beta = 1/T$. Il significato di Gr_L è il rapporto tra le forze di galleggiamento e le forze viscosse. Nella maggior parte delle correlazioni compare insieme a Pr sotto forma di prodotto, chiamato *numero di Rayleigh*, $Ra_L = Gr_L Pr$:

$$Ra_L = \frac{\beta g L^3 (T_s - T_\infty)}{v \alpha} \quad (1.37)$$

con α la diffusività termica del fluido. La transizione laminare-turbolento richiede elevati valori di Ra_L dell'ordine di 10^9 . Lo spessore dello strato limite termico in regime laminare per i gas ($Pr \cong 0.7$) è con buona approssimazione pari a:

$$\delta_t(x) = \frac{6x}{(Gr_x/4)^{1/4}} \quad (1.38)$$

La convezione naturale viene classificata come convezione naturale esterna e convezione confinata. In quest'ultimo caso la convezione s'instaura all'interno di cavità chiuse o canali parzialmente comunicanti con l'ambiente esterno.

Convezione naturale esterna

Si riassumono le correlazioni empiriche più diffuse. Hanno in genere la seguente forma:

$$Nu_L = \frac{\bar{h}L}{k} = C Ra_L^n \quad (1.39)$$

con le proprietà calcolate alla temperatura media T_m . Valori tipici dell'esponente n sono $n = 1/4$ nel moto laminare e $n = 1/3$ in quello turbolento. Si osservi in questo caso che \bar{h} non dipende da L .

a) Piastra verticale

- regime laminare: $Nu_L = 0.59Ra_L^{1/4}$
- regime turbolento: $Nu_L = 0.1Ra_L^{1/3}$

Correlazioni più sofisticate valide per qualunque valore di Ra_L sono:

$$\bar{Nu}_L = \left\{ 0.825 + \frac{0.387Ra_L^{1/6}}{\left[1 + (0.492/Pr)^{9/16}\right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (1.40)$$

$$\bar{Nu}_L = 0.68 + \frac{0.67Ra_L^{1/4}}{\left[1 + (0.492/Pr)^{9/16}\right]^{4/9}} \quad (1.41)$$

Quest'ultima per $Ra_L < 10^9$

Le correlazioni precedenti possono applicarsi anche a cilindri verticali di piccola curvatura, ossia se lo spessore dello strato limite è piccolo rispetto al diametro D :

$$\frac{D}{L} > \frac{35}{Gr_L^{1/4}} \quad (1.42)$$

con $Pr \geq 1$

b) Piastra orizzontale

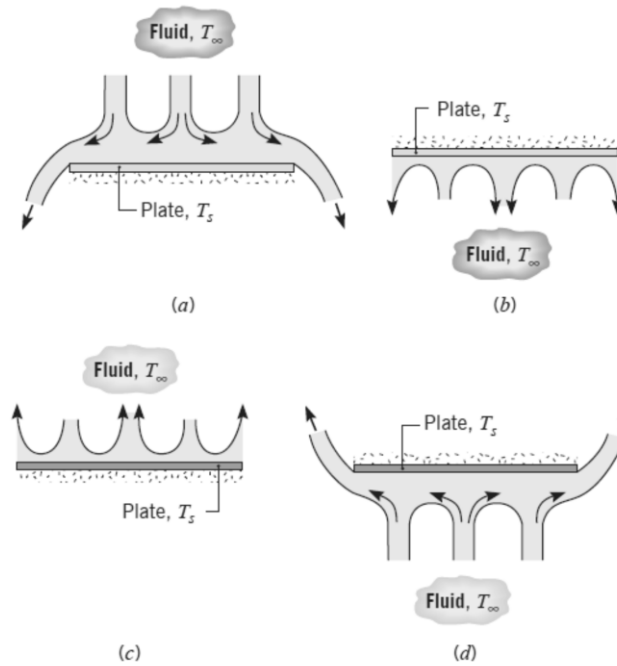


Figura 1.9: Piastre orizzontali riscaldate o raffreddate.

Guardando alla figura 1.9 Nel caso a) con la superficie più fredda $T_s < T_\infty$ rivolta verso l'alto, e nel caso d) con la superficie più calda $T_s > T_\infty$ rivolta verso il basso, il fluido tende a formare colonne di fluido discendenti o ascendenti rispettivamente. Per fuoriuscire dai bordi laterali il fluido all'interfaccia con la superficie si deve muovere orizzontalmente riducendo di molto l'efficacia dello scambio termico.

Per converso, nelle configurazioni b) $T_s < T_\infty$, piastra più fredda rivolta verso il basso e c) $T_s > T_\infty$, piastra più calda rivolta verso l'alto, opposte ai precedenti casi, si formano colonne di fluido discendenti e ascendenti rispettivamente che, allontanandosi dai rispettivi strati limite, favoriscono lo scambio termico.

Assumendo come grandezza caratteristica $L = A/P$ (area su perimetro) le correlazioni proposte sono:

– Casi a) e d): $\bar{Nu}_L = 0.27 Ra_L^{1/4}$ per $10^5 \leq Ra_L \leq 10^{10}$

- Casi b) e c): $\bar{Nu}_L = 0.54Ra_L^{1/4}$ per $10^4 \leq Ra_L \leq 10^7$ (laminare)
 $\bar{Nu}_L = 0.15Ra_L^{1/3}$ per $10^7 \leq Ra_L \leq 10^{11}$ (turbolento)

1.3 IRRAGGIAMENTO

A differenza della conduzione e della convezione lo scambio termico radiativo non richiede la presenza di massa tra i sistemi che scambiano energia. La sua importanza è notevole, non solo in problemi ambientali, sia su piccola, sia su grande scala, ma anche in numerosi processi industriali di riscaldamento, raffreddamento, essiccazione e nei sistemi di conversione dell'energia, caratterizzati dall'utilizzo di combustibili fossili o dall'impiego dell'energia solare. Ogni corpo emette radiazione termica. Il meccanismo è legato alla transizione degli elettroni da uno stato quantico ad un altro. L'emissione, essendo legata allo stato della materia, non può che avere caratteristiche volumetriche. Tale fatto è ben evidente nei gas e nei solidi semitrasparenti come il vetro. Se il corpo è opaco, come accade nella maggior parte dei solidi e dei liquidi, la radiazione emessa dalle molecole più interne è fortemente assorbita dalle molecole circostanti. Pertanto la radiazione emessa da questi corpi è quella originata dalle molecole poste entro la distanza di circa $1 \mu\text{m}$ dalla superficie esterna. Per tale motivo si può ritenere che il fenomeno sia legato alle caratteristiche superficiali del corpo. Il problema della valutazione dell'energia emessa per irraggiamento non è banale, in quanto le caratteristiche radiative sono legate, sia alla lunghezza d'onda d'emissione, sia alla direzione in cui il corpo emette. La lunghezza d'onda λ è legata alla frequenza ν tramite la relazione:

$$\lambda = \frac{c}{\nu} \quad (1.43)$$

dove c è la velocità della luce nel mezzo.

Il campo di lunghezza d'onda che interessa la radiazione termica comprende parte degli ultravioletti (UV), tutta la banda del visibile ($0,4\text{-}0,7 \mu\text{m}$) e tutto l'infrarosso. Il campo è quindi compreso tra $0,1 \mu\text{m}$ e $100 \mu\text{m}$. In realtà il problema è ancora più complesso in quanto per valutare quanta energia viene scambiata da una superficie (o da un volume) di controllo bisogna conteggiare anche l'energia che la superficie di controllo riceve da tutto ciò che la circonda e la "vede". Tutte le caratteristiche della superficie sono legate sia alla direzione, sia alla lunghezza d'onda con cui l'energia viene emessa o ricevuta. Inoltre, se considero due superfici, non tutta la radiazione emessa da una superficie incide sull'altra. Come si può intuire il problema dello scambio termico radiativo

è molto complesso, essendo un fenomeno sia direzionale, sia spettrale. Si è, pertanto, obbligati ad introdurre dei modelli. Procederemo dunque in questo modo:

- definiremo delle grandezze direzionali e spettrali
- definiremo un modello che chiameremo corpo nero
- dal modello di corpo nero passeremo a definire un modello più aderente alla realtà che è quello di superficie grigia e diffusa
- valuteremo lo scambio termico tra superfici grigie e diffuse
- ci soffermeremo brevemente sulla radiazione ambientale e sulle sue implicazioni, sia su larga, che piccola scala.

Per poter definire in modo preciso le caratteristiche energetiche direzionali e spettrali si deve definire una potenza per unità di superficie in funzione della direzione e della lunghezza d'onda. Per poterlo fare siamo, però, costretti a definire prima delle proprietà geometriche. Come rappresentato in figura 1.10, utilizzeremo le coordinate sferiche. La posizione di un punto r è definita in modo univoco da una terna di valori: l'angolo zenitale, θ , l'angolo azimutale, φ , e la distanza, r , dal sistema di riferimento.

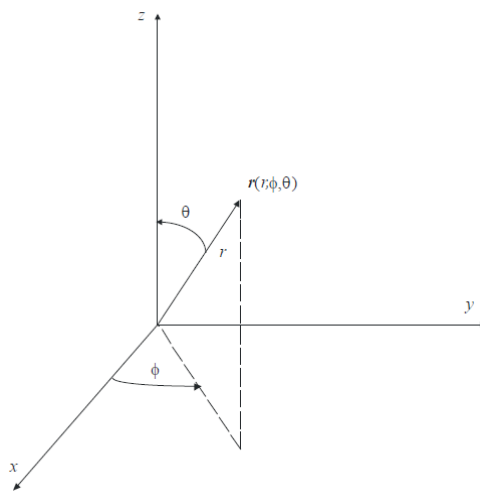


Figura 1.10: Sistema di riferimento sferico.

Consideriamo, ora, una superficie infinitesima, dA_1 , e facciamo coincidere l'asse z con il versore normale alla superficie, \vec{n}_1 , come rappresentato in figura 1.11. Consideriamo, poi, una superficie, dA_n , normale alla direzione (θ, φ) , posta ad una distanza r dal centro della superficie dA_1 . La superficie dA_n sottenderà un angolo solido $d\omega$. L'angolo solido è l'estensione allo spazio

tridimensionale del concetto di angolo piano. E' definito come ciascuna delle due regioni in cui viene suddiviso lo spazio dalla superficie formata dalle semirette passanti per un punto, detto vertice dell'angolo solido, e per i punti di una curva chiusa semplice tracciata su una superficie non contenente il vertice. La misura dell'angolo solido, usando la notazione di figura 1.11, è uguale a:

$$d\omega = \frac{dA_n}{r^2} \quad (1.44)$$

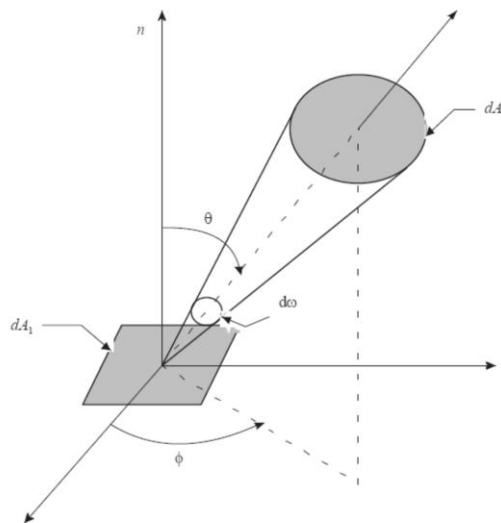


Figura 1.11: Sistema di riferimento sferico.

Sempre rimanendo nelle definizioni geometriche, utilizzando la figura 1.12, si ricava che dA_n è uguale a:

$$dA_n = r \sin \theta \, d\phi \cdot r \, d\theta = r^2 \sin \theta \, d\theta \, d\phi \quad (1.45)$$

E quindi $d\omega$ è pari a:

$$d\omega = \sin \theta \, d\theta \, d\phi \quad (1.46)$$

L'angolo solido associato ad un'emisfera è uguale a 2π . Ritornando al nostro problema iniziale si vede chiaramente dalla figura 1.11 che solo una parte del flusso per unità di lunghezza d'onda emesso dalla superficie dA_1 (espresso in $\frac{W}{\mu m \, m^2}$) si trova all'interno dell'angolo solido $d\omega$, andando così ad incidere sulla superficie dA_n . Definiremo, quindi, intensità di radiazione monocromatica emessa in direzione (θ, ϕ) (o intensità di radiazione emissiva monocromatica direzionale), $I_{\lambda, e}$, la potenza, dq , di lunghezza d'onda λ , emessa in direzione (θ, ϕ) per unità di area della superficie

emittente normale a questa direzione, per unita di angolo solido, $d\omega$, e per unita di intervallo di lunghezza d'onda, $d\lambda$, nell'intorno di λ , questa intensità viene espressa in $\frac{W}{\mu m sr m^2}$.

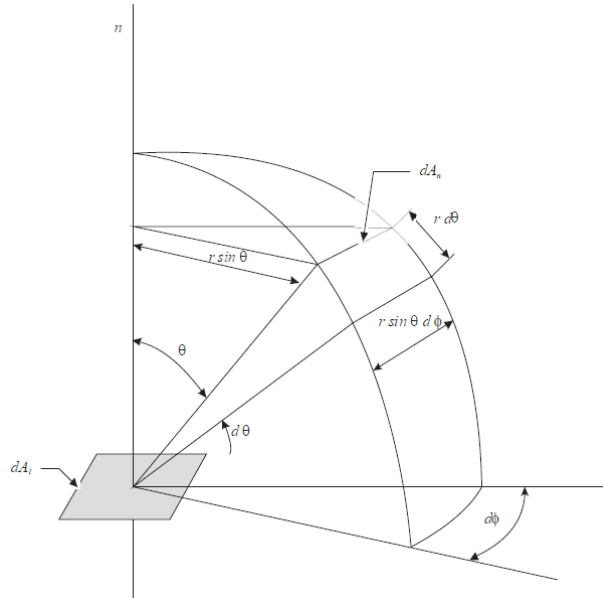


Figura 1.12: Area dA_n in coordinate sferiche.

In termini matematici:

$$I_{\lambda,e} = \frac{dq}{dA_1 \cos \theta d\omega d\lambda} = \frac{dq}{dA_1 \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi d\lambda} \quad (1.47)$$

Bisogna osservare che $dA_1 \cos \theta$ rappresenta la proiezione in direzione normale alla direzione θ della superficie dA_1 . Se noi conoscessimo la funzione $I_{\lambda,e}(\lambda, \theta, \phi)$ potremmo calcolare tutte le grandezze energetiche utili a definire la radiazione termica. Per esempio, il flusso termico monocromatico emesso in tutte le direzioni da una superficie è uguale a:

$$dq''_{\lambda} = \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda,e}(\lambda, \theta, \phi) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi \quad (1.48)$$

Mentre il flusso globale (flusso in tutte le direzioni e per tutte le lunghezze d'onda) vale:

$$dq''_{\lambda} = \int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda,e}(\lambda, \theta, \phi) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi d\lambda \quad (1.49)$$

Nella pratica ingegneristica il più delle volte è sufficiente conoscere l'energia globale emessa da una superficie. Si introduce, quindi, il concetto di potere emissivo che può essere considerato sia su base monocromatica (detta qualche volta anche spettrale), sia su base globale. Si definisce potere

emissivo monocromatico la potenza termica radiativa di lunghezza d'onda λ emessa in tutte le direzioni per unità di superficie e di intervallo $d\lambda$.

Nota la funzione $I_{\lambda,e}(\lambda, \theta, \phi)$, il potere emissivo monocromatico si calcola con la formula:

$$E_{\lambda}(\lambda) = \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda,e}(\lambda, \theta, \phi) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi \quad (1.50)$$

Che coincide con la 1.48.

Il potere emissivo totale, E , è uguale alla potenza termica radiativa per unità di area emessa in tutte le direzioni e su tutto lo spettro:

$$E = \int_0^{\infty} E_{\lambda}(\lambda) d\lambda \quad (1.51)$$

Un caso particolare ma applicabile a molti problemi tecnici, è quello di considerare la superficie diffusa. Per superficie diffusa si intende una superficie la cui emissione non dipende dalla direzione. In tal caso la 1.50 diviene:

$$E_{\lambda}(\lambda) = I_{\lambda,e}(\lambda) \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi = \pi I_{\lambda,e}(\lambda) \quad (1.52)$$

E l'emissione globale è uguale a:

$$E = \pi \int_0^{\infty} I_{\lambda,e}(\lambda) d\lambda = \pi I_e \quad (1.53)$$

Dove:

I_e è l'intensità totale della radiazione emessa.

Nell'introduzione si era detto che una superficie non solo emette, ma può venir irradiata dall'ambiente che la circonda. La situazione è rappresentata in Figura 1.13. Come è stata definita una intensità di radiazione emissiva monocromatica direzionale, è possibile definire anche una intensità di radiazione incidente monocromatica direzionale, $I_{\lambda,i}(\lambda, \theta, \phi)$.

L'intensità di radiazione incidente monocromatica direzionale e la potenza termica incidente sulla superficie dA_1 , proveniente dalla direzione (θ, ϕ) , per unità di area normale alla direzione considerata, per unità di angolo solido e per unità di lunghezza d'onda nell'intorno di λ . Tramite $I_{\lambda,i}$ è possibile definire l'irradiazione (o irradianza) che rappresenta il flusso radiativo proveniente da

tutte le direzioni che investe la superficie. Anche in questo caso si parlerà di irradianza monocromatica (o spettrale) o di irradianza totale. L'irradianza monocromatica è uguale a:

$$G_{\lambda}(\lambda) = \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda,i}(\lambda, \theta, \phi) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi \quad (1.54)$$

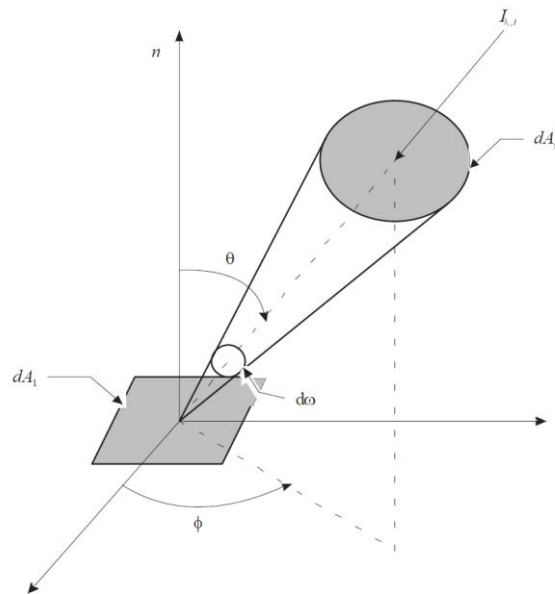


Figure 1.13: Irradiazione di una superficie.

Mentre l'irradianza totale vale:

$$G = \int_0^{\infty} G_{\lambda}(\lambda) d\lambda \quad (1.55)$$

Se, poi, l'irradianza è diffusa (cioè l'energia termica arriva ugualmente da tutte le direzioni) si avrà che:

$$G_{\lambda}(\lambda) = \pi I_{\lambda,i}(\lambda) \quad (1.56)$$

$$G = \pi I_i \quad (1.57)$$

L'energia che irradia una superficie, provenendo da una certa direzione e con una certa lunghezza d'onda, verrà, come meglio vedremo in uno dei prossimi paragrafi, in parte assorbita, in parte trasmessa (se il corpo è semitrasparente come, ad esempio, il vetro) e in parte riflessa.

Quindi, l'energia che lascia la superficie in una certa direzione e con una certa lunghezza d'onda, è

la somma dell'energia emessa e di quella riflessa. Definiremo, quindi, un'intensità di radiazione emessa e riflessa, $I_{\lambda, e+r}(\lambda, \theta, \phi)$.

L'integrale esteso a tutte le direzioni di questa intensità prende il nome di radiosità monocromatica, $J_{\lambda}(\lambda)$.

$$J_{\lambda}(\lambda) = \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda, e+r}(\lambda, \theta, \phi) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi \quad (1.58)$$

Si avrà, poi, una radiosità totale, uguale a:

$$J = \int_0^{\infty} J_{\lambda}(\lambda) d\lambda = \int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda, e+r}(\lambda, \theta, \phi) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi d\lambda \quad (1.59)$$

Se la superficie è, sia un emettitore diffuso, sia un riflettore diffuso (cioè l'intensità $I_{\lambda, e+r}$ indipendente dalla direzione) si avrà che:

$$J_{\lambda}(\lambda) = \pi I_{\lambda, e+r} \quad (1.60)$$

$$J = \pi I_{e+r} \quad (1.61)$$

Come si è visto precedentemente il problema dell'irraggiamento è particolarmente complesso a causa della sua dipendenza direzionale e spettrale.

Si ricorre, allora, ad un modello che semplifica il problema. A questo modello diamo il nome di corpo nero.

Definiamo corpo nero un corpo che presenta le seguenti caratteristiche:

- Il corpo nero assorbe tutta la radiazione incidente.
- Per ogni temperatura e lunghezza d'onda assegnata, nessuna superficie può emettere più di un corpo nero.
- Il corpo nero è un emettitore diffuso, il che significa che l'emissione non è funzione della direzione.

Il comportamento del corpo nero può essere approssimato sperimentalmente con una cavità la cui superficie interna è mantenuta a temperatura costante. Vi è solo un piccolo foro da cui entra la radiazione, per cui la probabilità che un raggio possa uscire una volta entrato è molto piccola.

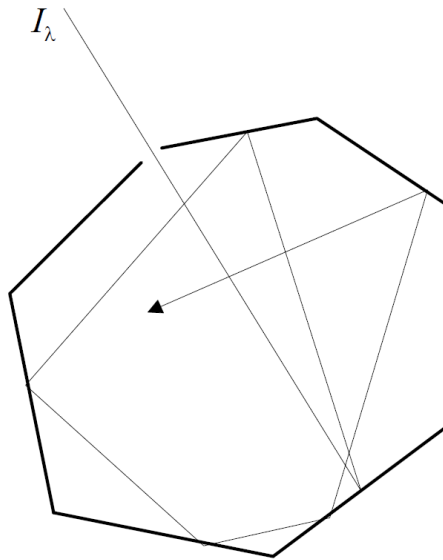


Figure 1.14: Schematizzazione di un corpo nero.

La legge di Planck esprime come varia il potere emissivo monocromatico di corpo nero al variare della temperatura assoluta e della lunghezza d'onda.

Planck ricavò che il potere emissivo monocromatico di corpo nero segue la seguente legge:

$$E_{\lambda,b}(\lambda, T) = \frac{C_1}{\lambda^5 \left(e^{\frac{C_2}{\lambda T}} - 1 \right)} \quad (1.62)$$

Con

- $C_1 = 2 \pi h c_0 = 7,742 \cdot 10^8 \frac{W \mu m^4}{m^2}$
- $C_2 = \frac{h c_0}{k} = 1,439 \cdot 10^4 \mu m k$

Dove

- h è la costante di Plank $h = 6,6256 \cdot 10^{-34} J s$
- k è la costante di Boltzmann $k = 1,3805 \cdot 10^{-23} \frac{J}{K}$
- c_0 è la velocità della luce nel vuoto $c_0 = 2,998 \cdot 10^8 \frac{m}{s}$

In Figura 1.15 è riportata in forma grafica la legge di Planck.

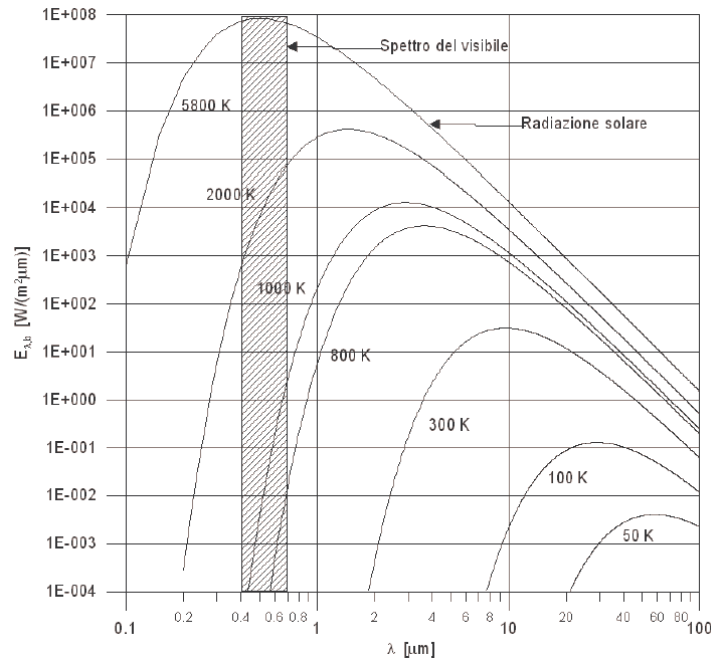


Figure 1.15: La legge di Plank (grafico logaritmico su entrambi gli assi).

Osservando la figura si possono fare le seguenti osservazioni:

- Fissata la lunghezza d'onda, il valore della radiazione emessa cresce all'aumentare della temperatura.
- All'aumentare della temperatura il corpo nero emette a lunghezze d'onda minori.
- Il sole si può considerare in prima approssimazione un corpo nero che emette a circa 5800 K. Si potrebbe dimostrare che circa il 50% dell'energia emessa dal sole cade nel campo del visibile.

Dall'analisi della Figura 1.15 si vede che il potere emissivo monocromatico del corpo nero ha un massimo e che la lunghezza d'onda, λ_m , a cui corrisponde questo massimo, dipende dalla temperatura. Si vede che all'aumentare della temperatura λ_m si sposta verso valori minori. Wien dimostrò che questo spostamento segue la legge:

$$\lambda_m T = 2897,6 \mu\text{m} \text{ K} \quad (1.63)$$

La curva che rappresenta il luogo dei massimi è un'iperbole.

Per ottenere il potere emissivo totale del corpo nero devo integrare la legge di Planck su tutto lo spettro di frequenze. Facendo questa operazione ottengo la legge di Stefan-Boltzmann:

$$E_b = \sigma T^4 \quad (1.64)$$

dove:

E_b è il potere emissivo globale di corpo nero, espresso in [W/m²].

σ è la costante di Stefan-Boltzmann che vale: $\sigma = 5,67 \times 10^{-8}$ W/m² K⁴.

In realtà Stefan ricavò nel 1879 questa formula per via empirica e Boltzmann la dimostrò nel 1884 senza ricorrere alla legge di Planck, che è di diversi anni successiva, con semplici considerazioni termodinamiche.

Il modello di corpo nero è un modello estremamente semplice e comodo. Nei paragrafi riguardanti lo scambio termico radiativo è più semplice da calcolare tra due superfici nere piuttosto che tra due superfici reali. Purtroppo come modello è poco applicabile ai casi reali. Quello che è sicuramente vero è che le superfici reali emettono meno di un corpo nero avente la stessa temperatura. Definiamo, allora, una proprietà radiativa delle superfici a cui diamo il nome di emissività. L'emissività di una superficie è il rapporto tra l'energia emessa dalla superficie e quella che emetterebbe un corpo nero avente la stessa temperatura. Poichè in generale le caratteristiche emittenti di una superficie reale sono direzionali e spettrali, definiremo emissività monocromatica direzionale di una superficie a temperatura uniforme T, $\varepsilon_{\lambda,\theta}(\lambda, \theta, \phi, T)$, il rapporto tra l'intensità di radiazione monocromatica direzionale e l'intensità di radiazione di corpo nero, valutata agli stessi valori di lunghezza d'onda e temperatura (il corpo nero è per definizione diffuso).

$$\varepsilon_{\lambda,\theta}(\lambda, \theta, \phi, T) = \frac{I_{\lambda,e}(\lambda, \theta, \phi, T)}{I_{\lambda,b}(\lambda, T)} \quad (1.65)$$

Nei calcoli tecnici è comodo conoscere il valore monocromatico dell' emissione integrato su tutte le direzioni, definito emissività emisferica monocromatica, ε_λ :

$$\varepsilon_\lambda(\lambda, T) = \frac{E_\lambda(\lambda, T)}{E_{\lambda,b}(\lambda, T)} \quad (1.66)$$

La equazione 1.50 sostituendola nella 1.66 ci porterà ad avere:

$$\varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda,e}(\theta, \phi, \lambda, T) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi}{\int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} I_{\lambda,b}(\lambda, T) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi} \quad (1.67)$$

Ora, essendo la radiazione di corpo nero indipendente dalla direzione, posso portarla all'interno dell'integrale al numeratore e ricordando la 1.65, si ricava che:

$$\varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \varepsilon_{\lambda,\theta}(\theta, \phi, \lambda, T) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi}{\int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi} = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \varepsilon_{\lambda,\theta}(\theta, \phi, \lambda, T) \cos \theta \sin \theta d\theta d\phi}{\pi} \quad (1.68)$$

Molto spesso le superfici reali presentano una simmetria azimutale (l'emissione di radiazione non dipende da ϕ). Se ciò accade la 1.68 diventa:

$$\varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \varepsilon_{\lambda,\theta}(\theta, \lambda, T) \cos \theta \sin \theta d\theta \quad (1.69)$$

Una volta valutata l'emissività emisferica monocromatica con una formule precedenti, è possibile calcolare l'emissività emisferica totale.

$$\varepsilon(T) = \frac{E(T)}{E_b(T)} = \frac{\int_0^{\infty} E_{\lambda}(\lambda, T) d\lambda}{E_b(T)} = \frac{\int_0^{\infty} \varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) E_{\lambda}(\lambda, T) d\lambda}{E_b(T)} \quad (1.70)$$

La conoscenza dell'emissività emisferica monocromatica e di quella globale permette il calcolo del potere emissivo monocromatico e di quello globale

$$E_{\lambda}(\lambda, T) = \varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) E_{\lambda,b}(\lambda, T) \quad (1.71)$$

$$E(T) = \varepsilon(T) E_b(T) = \varepsilon(T) \sigma T^4 \quad (1.72)$$

Il vero problema, però, rimane quello di conoscere la funzione dell'emissività, che di solito è molto complessa. Sarebbe molto comodo poter utilizzare dei modelli semplificativi. Per esempio sarebbe comodo supporre l'emissività diffusa. Abbiamo già detto che normalmente l'intensità di radiazione non dipende dall'angolo azimutale, φ , ma dipende dall'angolo zenitale. In Figura 1.16 è riportato qualitativamente l'andamento dell'emissività in funzione dell'angolo zenitale per i materiali non conduttori e per quelli conduttori. Si può osservare che i materiali conduttori presentano un'emissività che rimane circa costante fino ad un angolo zenitale di 40° , mentre nei materiali non conduttori l'emissività tende a rimanere sensibilmente costante fino ad un angolo $\theta \approx 70^\circ$, per poi decadere rapidamente. Inoltre si può osservare che nei materiali conduttori il rapporto tra l'emissività e quella normale, ε_n (quella valutata per $\theta=0$), si mantiene nel campo $1,0 \leq \frac{\varepsilon}{\varepsilon_n} \leq 1,3$ mentre nei materiali non conduttori il campo è compreso tra i valori $0,9 \leq \frac{\varepsilon}{\varepsilon_n} \leq 1,0$.

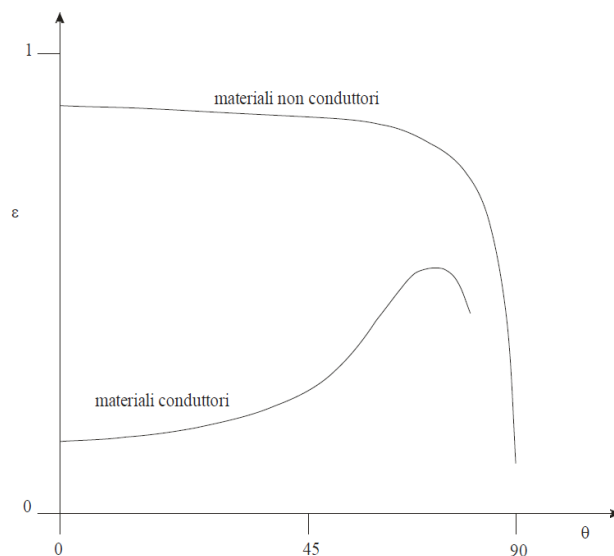


Figure 1.16: Andamento dell'emissività nei materiali non conduttori e in quelli conduttori.

Si può, quindi, supporre che l'emissività direzionale sia costante ed uguale a quella in direzione normale. Più delicata è l'ipotesi che l'emissività sia indipendente dalla lunghezza d'onda. Supporre ciò equivarrebbe ad avere un andamento del potere emissivo monocromatico simile a quello del corpo nero, ma scalato dell'emissività. In realtà, come si può vedere in Figura 1.17, questo modello non è di solito accettabile, almeno in tutto il campo di lunghezze d'onda.

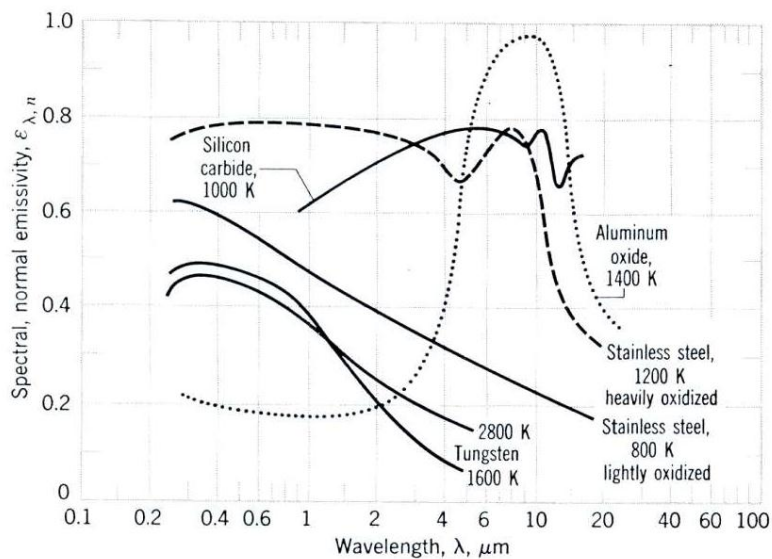


Figure 1.17: Emissività monocromatica normale di alcuni materiali.

Per esempio l'emissività monocromatica normale dell'acciaio inossidabile a 1200 K rimane pressochè costante nel campo del visibile e dell'infrarosso fino a circa 2 μm ; al di fuori di questo campo l'ipotesi di costanza dell'emissività decade. Bisogna infine rilevare che l'emissività dipende sensibilmente dal materiale e dalla sua finitura superficiale.

1.4 METODO DELLE CAPACITA' CONCENTRATE

La conduzione in condizioni di non stazionarietà è, in verità, il modello più vicino alla realtà. Vi sono casi in cui non è assolutamente possibile trascurare il termine di non stazionarietà. Per esempio, se consideriamo il trattamento termico di una sfera di cuscinetto, la velocità di raffreddamento diventa la variabile più importante da controllare. Un altro esempio in cui la conduzione non stazionaria è importante è il caso degli edifici. Se in fase di riscaldamento il problema della variazione delle condizioni esterne non è importantissimo in quanto la potenza della caldaia è valutata per delle condizioni abbastanza estreme per la zona climatica considerata, il transitorio diventa fondamentale nella progettazione degli impianti di condizionamento. Infatti il massimo dell'irraggiamento termico si verifica attorno alle ore 13 (12 solari). L'aumento di temperatura che si verifica sulle superfici opache impiegherà un certo tempo per far sentire il suo influsso all'interno dell'ambiente e questo tempo sarà funzione della diffusività delle pareti. È mio interesse ritardare il più possibile l'aumento di temperatura all'interno dell'ambiente in modo da farne sentire l'influsso verso sera, quando la temperatura dell'aria è diminuita; in tal modo posso diminuire la potenza massima dell'impianto di condizionamento.

Per valutare il transitorio devo risolvere l'equazione di Fourier. Esistono tre metodi:

- Metodi analitici: Si risolve in maniera analitica l'equazione di Fourier. Purtroppo le soluzioni analitiche sono difficili da ottenere ed esistono solo per geometrie semplici.
- Metodi grafici: Esistono per geometrie semplici dei grafici generati in funzione di numeri adimensionali che permettono di valutare in funzione del tempo la distribuzione della temperatura e il calore scambiato. Sono chiamate Heisler charts.
- Metodi numerici: Ormai sono molto diffusi data l' aumentata potenza dei computers. Hanno il grande pregio di poter trattare problemi di notevole complessità geometrica, con proprietà termofisiche variabili e condizioni al contorno arbitrarie.

Esiste, inoltre, un metodo che non si basa sulla risoluzione dell'equazione di Fourier: Il metodo delle capacità concentrate, applicabile solo sotto determinate condizioni.

Consideriamo un modello in cui si suppone che la temperatura all'interno del volume di controllo sia in ogni istante spazialmente uniforme. Ovviamente questa ipotesi non ha alcun senso fisico poiché se non ho un gradiente di temperatura non posso avere trasmissione termica. Utilizzerò questo modello quando i gradienti termici all'interno del corpo sono sufficientemente piccoli. Bisogna, però, quantizzare cosa significa gradiente piccolo. Immaginiamo un corpo immerso in un fluido. Se lo scambio termico convettivo è molto meno efficiente di quello conduttivo, gran parte del salto di temperatura che si otterrà tra il centro del corpo e il fluido indisturbato, si svilupperà nello strato limite. Il rapporto tra la resistenza conduttiva e quella convettiva, a cui diamo il nome di numero di Biot, da la misura dell'importanza relativa tra lo scambio termico conduttivo e quello convettivo. Il numero di Biot vale:

$$Bi = \frac{R_{cond}}{R_{conv}} = \frac{h L_c}{\lambda} \quad (1.73)$$

dove:

- h è il coefficiente convettivo.
- λ è la conduttività termica del materiale.
- L_c è una grandezza caratteristica del sistema.

La lunghezza caratteristica si valuta come:

$$L_c = \frac{V}{A} \quad (1.74)$$

Dove:

- V è il volume del corpo.

- A è l'area di scambio termico.

Se il numero di Biot è molto minore di 1, si può ritenere che la resistenza conduttiva sia trascurabile rispetto a quella convettiva; quindi, la temperatura all'interno del corpo si può ritenere costante. In definitiva, se $Bi < 0,1$ è possibile applicare il metodo dei parametri concentrati, commettendo un errore di modellizzazione accettabile (minore del 5%). Come esempio consideriamo un pezzo meccanico in acciaio che dopo la forgiatura presenta una temperatura uniforme T_i . Il pezzo viene raffreddato per immersione in una vasca di liquido a temperatura più bassa T_∞ . Supponiamo che la capacità termica del liquido sia molto grande in modo da ritenere che la T_∞ rimanga costante durante il raffreddamento del pezzo. Il problema è schematizzato in figura 1.18. Applicando il primo principio al nostro pezzo meccanico, supponendo valide le ipotesi di temperatura uniforme, possiamo scrivere che la variazione dell'energia del sistema eguaglierà la potenza termica uscente; cioè:

$$-\dot{E}_{out} = \dot{E}_{st} \quad (1.75)$$

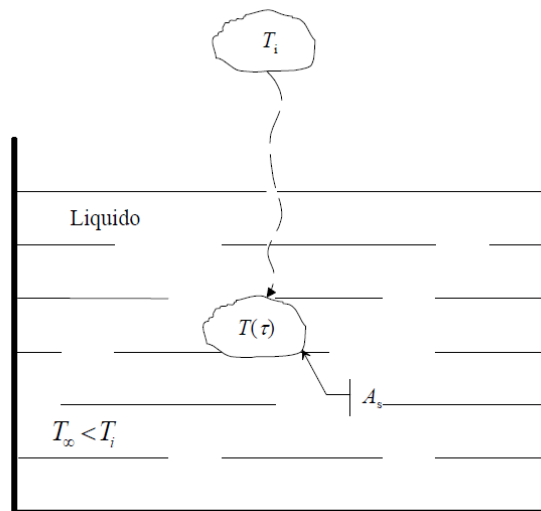


Figure 1.18: Raffreddamento di un pezzo meccanico.

Ricordando che la potenza termica uscente è dovuta a fenomeni convettivi, possiamo scrivere la equazione 1.75 come:

$$-hA_s(T - T_\infty) = \rho V c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.76)$$

Applicando un cambiamento di variabile del tipo:

$$\theta = T - T_{\infty} \quad (1.77)$$

E sapendo che:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{dT}{dt} \quad (1.78)$$

Sostituendo quest'ultima nella 1.76 otterremo la seguente:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{hA_s}{\rho Vc} \theta \quad (1.79)$$

Quest'ultima può essere risolta per separazione di variabile e quindi integrando tra le condizioni iniziali e quelle generiche otteniamo:

$$\int_{\theta_i}^{\theta} \frac{d\theta}{\theta} = \frac{hA_s}{\rho Vc} \int_0^t dt \quad (1.80)$$

Risolvendo si ottiene:

$$\ln \frac{\theta}{\theta_i} = \frac{hA_s}{\rho Vc} t \quad (1.81)$$

Ancora, passando alla forma esponenziale avremo:

$$\frac{\theta}{\theta_i} = \frac{T - T_{\infty}}{T_i - T_{\infty}} = e^{\left[-\frac{hA_s}{\rho Vc} t\right]} \quad (1.82)$$

La temperatura del pezzo tende in modo esponenziale alla temperatura del serbatoio. Si può osservare che il termine $\left[\frac{hA_s}{\rho Vc} t\right]$ ha le dimensioni di un tempo e viene definito costante di tempo T_t del sistema. Corrisponde al tempo necessario affinché il valore di θ diminuisca fino a raggiungere il 36,8% di θ_i . La costante di tempo ci indica la capacità di un sistema a rispondere ad una brusca variazione di temperatura. Più la costante di tempo è piccola, più rapidamente un sistema si porterà in condizioni di regime. Si può ritenere che il sistema raggiunga le condizioni di regime dopo circa 4 - 5 costanti di tempo. Per esempio, se volessi misurare una temperatura dovrei valutare la costante di tempo del termometro ed eseguire la misura per un tempo pari ad almeno $4T_t$. La costante di tempo può venir espressa anche come:

$$T_t = \left(\frac{1}{hA_s}\right) (\rho Vc) = R_t C_t \quad (1.83)$$

Dove:

- R_t è la resistenza convettiva.
- C_t è la capacità termica globale del solido.

Per valutare il calore scambiato in un certo tempo dal nostro sistema, basta ricordare che la potenza scambiata è pari alla potenza convettiva. Pertanto, integrando nel tempo questa ultima, ottengo il calore scambiato, Q.

$$Q = hA_s \int_0^t \theta dt \quad (1.84)$$

Ricavando θ dalla 1.82 e sostituendola nella equazione 1.84 ed integrando si ottiene:

$$Q = \rho V c \theta_i \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_t}}\right) \quad (1.85)$$

Consideriamo ancora un momento l'esponente della 1.82. Ricordando che $L_c = \frac{V}{A}$ avrò:

$$\frac{hA_s}{\rho V c} t = \frac{h}{\rho V L_c} t \quad (1.86)$$

Moltiplicando numeratore e denominatore per λ ed L_c otteniamo:

$$\left(\frac{h L_c}{\lambda}\right) \left(\frac{\lambda}{\rho c} \frac{t}{L_c^2}\right) = \left(\frac{h L_c}{\lambda}\right) \left(\frac{\alpha t}{L_c^2}\right) \quad (1.87)$$

Il termine $\left(\frac{h L_c}{\lambda}\right)$ è il numero di Biot già discusso, mentre il secondo termine rappresenta un tempo adimensionalizzato, a cui diamo il nome di numero di Fourier:

$$F_o = \frac{\alpha t}{L_c^2} \quad (1.88)$$

Pertanto la 1.82 la riscriviamo

$$\frac{\theta}{\theta_i} = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} = e^{[-B_i F_o]} \quad (1.89)$$

Supponiamo, ora, che il nostro sistema sia ricoperto da uno strato di isolante che abbia una capacità termica trascurabile. Questo problema è risolvibile con l'equazione 1.82, dove si sostituisce il coefficiente convettivo, h, con la trasmittanza del sistema, U; per cui:

$$\frac{\theta}{\theta_i} = \frac{T - T_\infty}{T_i - T_\infty} = e^{[-\frac{UA_s t}{\rho V c}]} \quad (1.90)$$

Dove:

$$UA_s = \frac{1}{R_{conv.} - R_{isolante}} \quad (1.91)$$

2. INCENDIO, PROTEZIONE ATTIVA E PASSIVA

2.1 INCENDIO

Dal punto di vista operativo è possibile definire un incendio (o, più in generale, un processo di combustione) come il processo di rilascio di energia a seguito di una reazione chimica tra un composto combustibile e un comburente, il più comune dei quali è l'ossigeno contenuto nell'aria atmosferica [Rota, 2005]. I combustibili possono essere gassosi, liquidi o solidi, ma la fiamma è un fenomeno chimico che coinvolge normalmente specie in fase gassosa. Perché un incendio possa svilupparsi devono essere simultaneamente presenti un combustibile, un comburente (in generale, come detto, l'ossigeno dell'aria) e una sorgente di energia che fornisca l'innesco. Di conseguenza, per impedire che un incendio possa svilupparsi è necessario evitare la presenza o del combustibile, o del comburente, o della sorgente di innesco. Per spegnere un incendio è necessario allontanare o il combustibile, per esempio interrompendo la perdita di un fluido di processo infiammabile, o il comburente, per esempio ricoprendo una pozza di liquido in fiamme con schiuma, o sottrarre energia, per esempio raffreddando un combustibile solido in fiamme con acqua. Se il combustibile è un gas, perché una sua miscela con aria (o più in generale con un qualsiasi comburente) possa sostenere una combustione è necessario che la concentrazione del gas nella miscela sia compresa all'interno di un dato intervallo, detto di infiammabilità. Il valore inferiore di concentrazione del gas di tale intervallo è chiamato limite inferiore di infiammabilità (LFL, Lower Flammability Limit), mentre il valore superiore limite superiore di infiammabilità (UFL, Upper Flammability Limit). In altri termini, una miscela di gas combustibile-comburente può originare un incendio solo se la concentrazione del gas è compresa tra i valori di LFL e UFL per quel combustibile e per quel comburente a temperatura e pressione assegnate.

COMPOSTO	LFL (% vol)	LFL/ C_{st}	UFL (% vol)	UFL/ C_{st}	MIE (mJ)	AIT (°C)
acetone	2,6	0,52	13,0	2,6	1,1	465
acetilene	2,5	0,33	100,0	13,5	0,02	305
benzene	1,3	0,48	7,9	2,9	0,22	562
butano	1,8	0,58	8,4	2,7	0,26	405
esano	1,2	0,56	7,4	3,4	0,23	223
etano	3,0	0,53	12,4	2,2	0,24	515
etilene	2,7	0,41	36,0	5,5	0,12	490
idrogeno	4,0	0,13	75,0	2,5	0,01	400
metano	5,0	0,53	15,0	1,6	0,26	540
pentano	1,4	0,55	7,8	3,1	0,22	258
propano	2,1	0,52	9,5	2,4	0,25	466
propilene	2,4	0,54	11,0	2,5	0,28	460

Tabella 2.1: Dati di infiammabilità per alcuni composti in aria a condizioni ambiente, C_{st} è la concentrazione stechiometrica

Come indicazione di massima, per miscele di idrocarburi in aria a temperatura e pressione ambiente, il valore LFL è all'incirca pari alla metà della concentrazione stechiometrica, mentre quello UFL a circa il doppio. I dati di infiammabilità per alcuni composti sono riportati in tabella 2.1. Per innescare una miscela di gas infiammabile in aria è solitamente necessaria una quantità di energia molto piccola localizzata in un piccolo volume, come per esempio quella fornita da una scintilla. L'energia provoca localmente l'innescare delle reazioni di combustione che poi si propagano nella massa del gas. Il minimo valore di energia in grado di innescare la combustione di una data miscela combustibile-aria viene solitamente indicato con MIE (Minimum Ignition Energy). Aumentando l'energia della scintilla, l'intervallo di concentrazione in cui una miscela risulta infiammabile cresce fino a raggiungere un valore asintotico per elevati valori dell'energia della scintilla, come mostrato in figura 2.1. I valori di LFL e UFL vengono quindi misurati utilizzando elevati valori dell'energia della scintilla e rappresentano i valori asintotici dell'intervallo di ignizione mostrato in figura 2.1. Valori di MIE per alcuni composti sono riportati nella tabella 2.1. I limiti di infiammabilità variano con la temperatura, come mostrato a titolo di esempio nella figura 2.2. Il campo di infiammabilità nel piano di coordinate temperatura e concentrazione è delimitato, oltre che dai due limiti di infiammabilità, da un lato dalla curva di saturazione del vapore in aria, in quanto a temperature inferiori il vapore condensa, e dall'altro da una curva di autoignizione. La presenza di una scintilla infatti non è l'unico modo di innescare una miscela infiammabile. Se la temperatura della miscela viene portata sopra un valore limite caratteristico di ciascun combustibile, la combustione si innesca nell'intera massa del gas. Questo valore limite di temperatura, detto temperatura di autoignizione, viene in genere indicato con AIT (Auto Ignition Temperature). Alcuni valori di AIT sono riportati nella tabella 2.1 e, per alcuni idrocarburi paraffinici lineari, in figura 2.3. Si nota come vi sia una discontinuità tra n-butano e n-pentano, oltre il quale i valori di AIT si mantengono sostanzialmente invariati. I valori di AIT risentono fortemente del tipo di superficie calda a contatto con la miscela infiammabile, a causa dei possibili effetti catalitici della superficie che sono in grado di modificarne sensibilmente il valore.

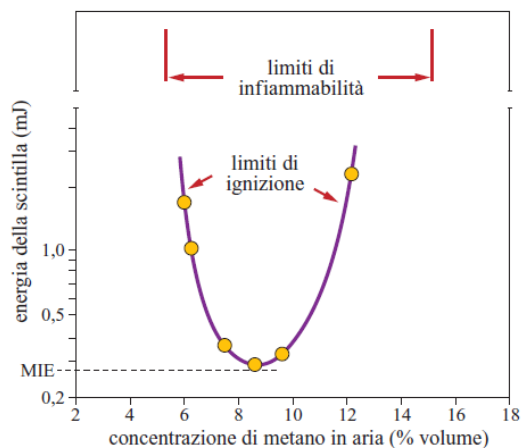


Figura 2.1: Limiti di ignizione di miscele di metano in aria a condizioni ambiente al variare dell'energia della scintilla.

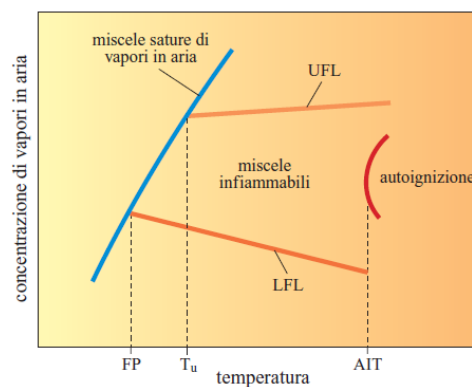


Figura 2.2: Campo di infiammabilità al variare della temperatura.

I valori tabulati sono solitamente riferiti ad apparecchiature di laboratorio con superfici pulite; la presenza di composti particolari o di impurezze sulla superficie (per esempio ruggine) può far diminuire i valori di AIT anche di 100-200 °C. La pressione influenza i valori di LFL e UFL, anche se per apprezzare tale influenza è necessario discostarsi sensibilmente dal valore atmosferico. L'effetto di significative variazioni di pressione è specifico di ciascuna miscela infiammabile. Per esempio, per miscele di metano in aria una riduzione della pressione al di sotto del valore atmosferico aumenta il limite inferiore e riduce quello superiore finché i due limiti coincidono e la miscela non è più infiammabile. Un aumento della pressione rispetto al valore atmosferico riduce invece leggermente il valore di LFL e accresce significativamente quello di UFL, allargando di conseguenza sensibilmente il campo di infiammabilità. Esistono diversi metodi per calcolare i limiti di infiammabilità di una miscela. Il più semplice è dato dalla legge di Le Châtelier, secondo cui i limiti di infiammabilità di una miscela di combustibili risultano da una media pesata sulla composizione della miscela di combustibili dei limiti di infiammabilità dei composti puri:

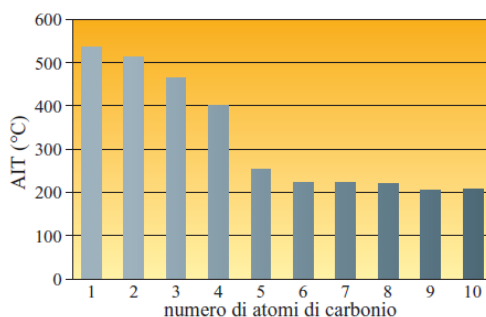


Figura 2.3: Andamento dei valori di AIT per idrocarburi paraffinici lineari.

$$LFL_{mix} = \frac{100}{\sum_{i=1}^n \frac{c_i}{LFL_i}} \quad UFL_{mix} = \frac{100}{\sum_{i=1}^n \frac{c_i}{UFL_i}} \quad (2.1)$$

dove c_i rappresenta la concentrazione (in percentuale volumetrica) del composto i -esimo nella miscela di combustibili. La relazione proposta da Le Châtelier è basata su informazioni sperimentali relative al limite inferiore di infiammabilità di miscele di idrocarburi leggeri. Coerentemente, i principali scostamenti tra le stime ottenute con le relazioni precedenti e i dati sperimentali riguardano i valori di UFL di miscele di combustibili molto differenti tra loro dal punto di vista chimico e situazioni in cui siano presenti specie inerti, cioè specie che non partecipano alle reazioni di combustione. Un altro metodo, che cerca di tenere in conto direttamente l'influenza della presenza di eventuali composti inerti, nonché della temperatura e della pressione sui limiti di infiammabilità di una miscela, è quello cosiddetto della temperatura di fiamma adiabatica. Secondo questo metodo, perché una miscela possa sostenere la propagazione di una fiamma al suo interno, la minima temperatura a cui la combustione deve portare la miscela è pari a circa 1.500-1.600 K. Un approccio conservativo per calcolare la temperatura dei gas combusti è quello di assumere che le reazioni di combustione raggiungano le condizioni di equilibrio senza scambiare calore con l'esterno, raggiungendo così un valore di temperatura detto temperatura adiabatica di fiamma. Per una data composizione di una miscela infiammabile il valore della temperatura adiabatica di fiamma può essere facilmente calcolato sulla base di informazioni puramente termodinamiche (che non coinvolgono cioè la velocità delle reazioni di combustione implicate). Se il valore della temperatura adiabatica di fiamma risulta superiore a 1.500–1.600 K la miscela è considerata infiammabile. Con questo approccio si ottengono delle stime ragionevoli del LFL, mentre le previsioni risultano essere meno affidabili per i valori di UFL. L'aggiunta di un composto inerte (cioè non combustibile, quale azoto, acqua, CO₂, ecc.) modifica le caratteristiche di infiammabilità. Solitamente la presenza di composti inerti abbassa notevolmente il limite superiore di infiammabilità senza modificare sensibilmente quello inferiore. L'aggiunta di un inerte restringe quindi man mano l'intervallo di infiammabilità fino a quando i due limiti di infiammabilità vengono a coincidere, così che la miscela non risulta più infiammabile. Questo andamento delimita su un diagramma in cui vengano riportate le quantità relative di combustibile e inerte una regione di infiammabilità: le miscele con composizione che ricade in tale regione risultano infiammabili, quelle esterne no. Inerti diversi modificano in modo differente le caratteristiche di infiammabilità di una miscela (essenzialmente a causa del diverso valore del loro calore specifico, che sottraendo quantità diverse di calore alla fiamma modifica di conseguenza il valore della temperatura adiabatica di fiamma) come mostrato in figura 2.4. Appare evidente che inerti differenti non hanno

lo stesso effetto sulla riduzione dell'intervallo di infiammabilità. Nell'esempio riportato in figura il biossido di carbonio ha un effetto più marcato dell'azoto. Se il combustibile è un liquido o un solido, riscaldandosi emette vapori (attraverso l'evaporazione del liquido o la pirolisi del solido, cioè la rottura delle molecole ad alto peso molecolare per formare composti a basso peso molecolare che possono volatilizzare) che a contatto con l'ossigeno dell'aria possono formare una miscela infiammabile, cioè con concentrazioni comprese tra l'LFL e l'UFL per quel dato composto.

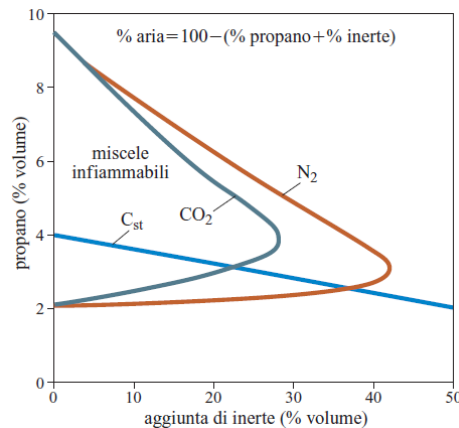


Figura 2.4: Influenza dell'aggiunta di un inerte sull'intervallo di infiammabilità di miscele propano-aria. C_{st} rappresenta la linea delle miscele con composizione stechiometrica.

Tale miscela può quindi infiammarsi e dare origine alla combustione del composto. Lo sviluppo di calore rappresenta una condizione necessaria per la formazione di un incendio. Nel caso di combustione di gas, il calore liberato serve a riscaldare i gas reagenti fino alla temperatura di autoignizione e quindi a sostenere le reazioni di combustione. Nel caso di combustibili liquidi o solidi vi è invece anche un processo di retroazione della fiamma che, riscaldando il combustibile, ne provoca l'evaporazione (se liquido) o la pirolisi (se solido) e quindi l'emissione di gas infiammabili che vanno a sostenere la fiamma stessa. È interessante notare che poiché la pirolisi dei combustibili solidi richiede solitamente più energia dell'evaporazione dei composti liquidi, la temperatura dei combustibili solidi coinvolti in un incendio tende a essere più alta di quella dei combustibili liquidi. Mentre la temperatura dei combustibili liquidi è quella di ebollizione normale, la temperatura della superficie dei combustibili solidi è tipicamente dell'ordine di 400 °C. Più in dettaglio, un combustibile liquido o solido può formare vapori infiammabili attraverso una combinazione di processi di fusione, evaporazione e decomposizione. Un liquido, sotto l'azione del calore proveniente dalla fiamma, può evaporare senza modificare la propria composizione (come, per esempio, gli idrocarburi leggeri) oppure può decomporsi parzialmente mentre evapora (come, per esempio, gli idrocarburi più pesanti). In entrambi i casi, i vapori costituiti da composti a basso peso molecolare alimentano la fiamma. Un solido, viceversa, può sublimare o decomporsi generando

direttamente vapori infiammabili, oppure può fondere (ed eventualmente decomporsi contestualmente) per formare un liquido che poi segue i meccanismi di formazione di vapori descritti in precedenza. Per esempio, idrocarburi paraffinici e cere a basso peso molecolare fondono e poi evaporano, mentre cere a peso molecolare più elevato e polimeri termoplastici fondono prima di decomporsi per formare vapori. Polimeri poliuretanicici tipicamente si decompongono formando in parte composti gassosi e in parte composti liquidi che a loro volta poi si decompongono. Cellulosa e molti polimeri termoindurenti si decompongono dando direttamente composti gassosi. Nel caso di combustibili liquidi o solidi è necessario non solo che si formi vapore perché questo bruci, ma anche che la miscela di questi vapori con l'aria abbia una concentrazione interna ai limiti di infiammabilità. Liquidi molto volatili già a temperatura ambiente formano vapori in quantità tale da superare il valore di LFL in prossimità della superficie. Liquidi meno volatili devono invece essere riscaldati affinché possano liberare abbastanza vapori da superare il valore di LFL in prossimità della superficie e quindi, in presenza di un innesco, infiammarsi. Il minimo valore di temperatura per cui può esistere una miscela vapori-aria infiammabile sulla superficie del liquido (in altri termini, la minima temperatura a cui deve essere portato un combustibile liquido perché, in presenza di un innesco, si incendi) è detto punto di infiammabilità (FP, Flash Point). Liquidi a temperatura inferiore al proprio FP non si incendiano a seguito della presenza di un innesco occasionale, quale una scintilla o una fiamma mantenuta per un breve periodo. Evidentemente, mantenendo per un periodo prolungato una fiamma a contatto con la superficie del liquido si provoca un riscaldamento locale del liquido, che quindi può emettere vapori in quantità sufficiente a superare localmente il LFL e di conseguenza può infiammarsi localmente. La fiamma così generata, a causa dell'effetto di retroazione discusso in precedenza, riscalda il resto del liquido provocandone così l'incendio. Il valore di FP è riportato anche in figura 2.2, dove si vede chiaramente che tale valore coincide con il minimo valore di temperatura per cui il vapore in presenza del liquido (caratterizzato dalla curva di saturazione) raggiunge il LFL. Sulla stessa figura è anche riportato il minimo valore di temperatura, T_u , oltre il quale la concentrazione dei vapori sulla superficie del liquido supera il valore di UFL. A temperature superiori a T_u la miscela vapori-aria a contatto con il liquido non è più infiammabile e un eventuale innesco vicino alla superficie del liquido non può infiammare il liquido stesso. Bisogna però ricordare che la concentrazione di vapori diminuisce man mano che ci si allontana dalla superficie del liquido e perciò, a una certa distanza, la concentrazione dei vapori rientrerà nella regione di infiammabilità. Un innesco in questo punto può quindi infiammare il liquido. I concetti discussi sono riassunti nella figura 2.5. In A è rappresentata una situazione in cui la temperatura del liquido è inferiore al punto di infiammabilità; in questo caso la

concentrazione dei vapori sopra la superficie del liquido è sempre inferiore al LFL e il liquido non è infiammabile a seguito di un innesco non prolungato posto a qualsiasi distanza dalla superficie.

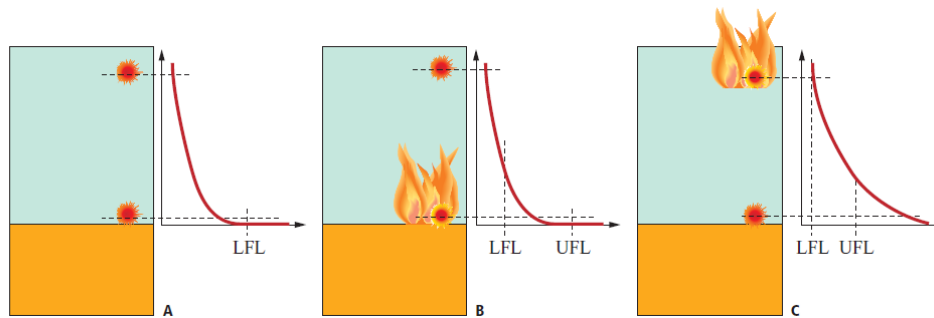


Figura 2.5: Rappresentazione schematica dell'effetto della temperatura del liquido sull'infiammabilità.

Il caso B rappresenta invece una situazione in cui la temperatura del liquido è superiore al FP, ma inferiore al valore T_u ; in questo caso, la concentrazione dei vapori sulla superficie del liquido è interna all'intervallo di infiammabilità e il liquido è infiammabile a seguito di un innesco posto in prossimità della superficie. La situazione schematizzata in C rappresenta infine l'eventualità in cui la temperatura del liquido è superiore a T_u ; in questo caso la concentrazione dei vapori sulla superficie del liquido è superiore anche al valore di UFL e il liquido non è infiammabile a seguito di un innesco posto in prossimità della superficie, mentre lo è a seguito di un innesco posto a una certa distanza dalla superficie. Risulta evidente che, mentre il valore di FP ha importanti implicazioni pratiche ai fini della prevenzione degli incendi, il valore di T_u non ha particolare rilevanza pratica. Alcuni valori di FP sono riportati nella tabella 2.2. È importante sottolineare che i valori di tutti i parametri discussi in precedenza dipendono in modo sostanziale dall'apparecchiatura e dalle modalità sperimentali utilizzate per la loro determinazione. Ne consegue che, quando tali valori devono essere usati ai fini della sicurezza industriale, è buona norma considerare degli adeguati fattori di sicurezza.

2.1.1 STRUTTURA DELLE FIAMME

Le varie tipologie di fiamme possono essere essenzialmente ricondotte a due grandi classi: le fiamme premiscelate e quelle a diffusione. Mentre nelle prime il combustibile e il comburente sono completamente miscelati e la fiamma si propaga all'interno della miscela, nelle fiamme a diffusione il combustibile e il comburente sono separati e la fiamma si può formare solo all'interfaccia dei due composti, dove sono presenti sia il combustibile sia il comburente e verso cui entrambi i composti diffondono. In altri termini, da un lato di una fiamma premiscelata si hanno i prodotti di combustione e dall'altro la miscela di combustibile e comburente, mentre da un lato di una fiamma

a diffusione si ha il combustibile e dall'altro il comburente. Un becco Bunsen è un tipico esempio di fiamma premiscelata, mentre una candela è un tipico esempio di una fiamma a diffusione. Nel becco Bunsen l'aria e il combustibile si miscelano lungo il condotto del becco prima di entrare nella fiamma stabilizzata all'uscita del bruciatore, mentre i vapori di paraffina prodotti dalla candela grazie alla presenza dello stoppino devono diffondere verso l'aria per formare una miscela infiammabile e quindi una fiamma.

COMPOSTO	FP (°C)
acetone	-18
benzene	-11
butano	-60
esano	-23
etano	-135
etanolo	-20
etilene	-121
metanolo	10
pentano	-49
propano	<-104
propilene	-108
toluene	4

Tabella 2.2: Punto di infiammabilità, FP, a vaso chiuso di alcuni composti in aria a pressione atmosferica.

Nelle fiamme premiscelate il tempo caratteristico del fenomeno di combustione è legato alla velocità di diffusione del calore e delle specie radicaliche (in particolare il radicale idrogeno) dalla fiamma verso i gas incombusti, mentre nelle fiamme diffusive il tempo caratteristico del fenomeno è legato alla velocità di diffusione delle specie molecolari verso l'interfaccia combustibile-comburente dove si localizza la fiamma. In entrambi i casi, la velocità dei fenomeni diffusivi dipende dalle condizioni fluidodinamiche e aumenta enormemente passando da un regime di moto laminare a uno turbolento. Negli incendi originati da incidenti in ambito industriale sono coinvolte praticamente solo fiamme a diffusione. L'unica rilevante eccezione si ha nel caso di dispersione in atmosfera di una nube di vapori infiammabili che si miscelano con l'aria prima di incontrare una sorgente di innesco. In questo caso, la propagazione del fronte di fiamma all'interno della miscela combustibile-comburente, oltre a originare un incendio, può evolvere così rapidamente da degenerare in un fenomeno esplosivo noto come UVCE (Unconfined Vapor Cloud Explosion, esplosione di nubi di vapore non confinata).

Fiamme premiscelate

La tipica struttura di una fiamma premiscelata è illustrata in figura 2.6, che mostra l'andamento della temperatura (dal valore, T_o , dei gas incombusti a quello, T_b , dei gas combust), della concentrazione dei reagenti (combustibile e comburente, dal loro valore nella miscela reagente fino al valore zero, nel caso di miscela stechiometrica, nella regione dei gas combust) e degli intermedi di reazione (il cui valore di concentrazione raggiunge un massimo nella fiamma). Si possono identificare nella struttura di figura 2.6 tre zone: una prima regione di preriscaldamento dei gas incombusti in cui la temperatura, grazie al trasporto di calore dalla regione dei gas combust ad alta temperatura, aumenta dal valore, T_o , della miscela combustibile-comburente a un valore, T_i , arbitrariamente assunto come quello di ignizione della miscela considerata, oltre il quale le reazioni di combustione procedono a una velocità elevata; una seconda regione di reazione dove la gran parte delle reazioni di combustione ha luogo e coincide con la zona visibile della fiamma (per miscele di idrocarburi in aria a pressione ambiente, lo spessore di questa zona è dell'ordine del millimetro); infine una terza regione ad alta temperatura, T_b , dei gas combust dove avvengono le reazioni di ricombinazione dei radicali e si raggiungono le condizioni di equilibrio termodinamico.

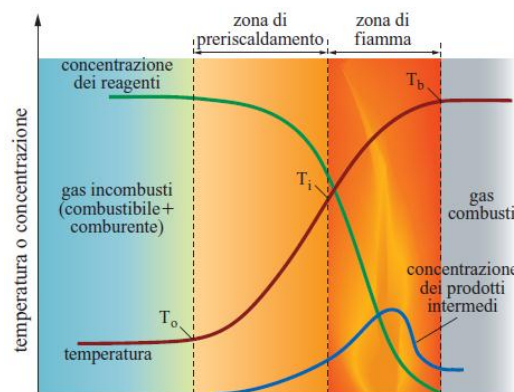


Figura 2.6: Profili di temperatura e concentrazione in una fiamma piana premiscelata.

A valle di questa regione, i gas caldi scambiano calore con l'ambiente e si raffreddano. Questo schema mette in evidenza l'esistenza di una zona di preriscaldamento e l'importanza dei fenomeni di scambio termico per la propagazione di una fiamma premiscelata. In realtà, anche la diffusione delle specie radicaliche (in particolare del radicale idrogeno, a causa della sua elevata diffusività) dalla fiamma verso gli incombusti contribuisce a innescare le reazioni radicaliche di combustione. Se la miscela di gas incombusti è in quiete, la velocità con cui il fronte di fiamma avanza rispetto ai gas incombusti dipende solo dalle caratteristiche chimico-fisiche della miscela infiammabile, oltre che dalla sua composizione, temperatura e pressione. Infatti, se la fiamma si propaga in gas incombusti in quiete i fenomeni di trasporto di calore e materia sono determinati dai coefficienti

efficaci di trasporto (diffusività materiale e termica) secondo le leggi di Fick e di Fourier e la fiamma si propaga con una ben determinata velocità che, per miscele di idrocarburi e aria leggermente più ricche di combustibile rispetto alla composizione stechiometrica, è solitamente dell'ordine di 0,5 m/s. Alcuni valori di questa velocità, in genere detta velocità di bruciamento (*burning velocity*) sono riassunti nella tabella 2.3, da cui si vede che le eccezioni più rilevanti al valore tipico prima riportato riguardano composti molto reattivi, come idrogeno o acetilene. Una stima dell'ordine di grandezza della velocità di bruciamento può essere effettuata considerando solo l'effetto di preriscaldamento dei gas incombusti nel caso di una fiamma infinita e piana, per cui il bilancio di energia risulta essere:

$$\lambda \frac{d^2T}{dx^2} - \rho u C_p \frac{dT}{dx} - Q = 0 \quad (2.2)$$

COMBUSTIBILE	S_0 (m s ⁻¹)
acetilene	1,58
benzene	0,62
butano	0,50
butene	0,57
cicloesano	0,52
eptano	0,52
esano	0,52
etano	0,53
etilene	0,83
idrogeno	3,50
metano	0,45
pentano	0,52
propano	0,52
propilene	0,66

Tabella 2.3: Valori della massima velocità laminare di bruciamento, S_0 , di alcuni gas combustibili.

dove λ rappresenta la conduttività termica, T la temperatura, x la coordinata assiale perpendicolare al piano della fiamma, ρ la densità, u la velocità dei gas, C_p il calore specifico e Q la velocità di rilascio del calore a causa delle reazioni di combustione per unità di volume. Se la velocità globale di reazione è fortemente dipendente dalla temperatura è possibile trascurare le reazioni di combustione nella regione di preriscaldamento (operativamente la temperatura di ignizione, T_i , è definita come indicato nella figura 2.6) e trattare le due regioni (di preriscaldamento e di reazione) separatamente per derivare due espressioni del gradiente di temperatura che devono coincidere nel punto in cui $T = T_i$. Seguendo questo approccio, dovuto a Zeldovich, Frank-Kamenetskij e Semenov, è possibile derivare la seguente espressione per la velocità di bruciamento laminare, S_0 :

$$S_0 = \sqrt{\frac{2k\bar{Q}}{(\rho_0 C_p)^2 (T_b - T_0)}} \quad (2.3)$$

dove \bar{Q} è la velocità media (sulla temperatura) di rilascio del calore. Questa relazione, anche se approssimata, fornisce una dipendenza della velocità di bruciamento laminare dai parametri chimico-fisici del sistema (k , ρ , C_p , T_b e T_0) coerente con le osservazioni sperimentali.

Fiamme diffusive

La principale caratteristica delle fiamme diffusive, come detto in precedenza, consiste nel fatto che combustibile e comburente sono inizialmente separati e la combustione avviene nella regione dove i gas si miscelano. La situazione più semplice di interesse industriale che coinvolge una fiamma diffusiva è rappresentata dallo scarico in aria di un getto di gas infiammabile. Quando un getto di gas entra in un'atmosfera in quiete richiama una certa quantità di aria che, miscelandosi con il combustibile, consente la formazione della fiamma, il cui fronte si localizza nel punto di contatto del combustibile con il comburente. A basse velocità di efflusso, la fiamma che si forma è laminare e la sua lunghezza aumenta con la portata volumetrica di combustibile, mentre aumentando la velocità di efflusso del getto gassoso la fiamma diviene turbolenta e la sua lunghezza è indipendente dalla portata di combustibile. Aumentando ulteriormente la velocità di efflusso, la quantità di aria richiamata in prossimità della base della fiamma diviene troppo elevata per consentire alla fiamma stessa di rimanere ancorata in prossimità del punto di efflusso del combustibile e si ha lo strappamento della fiamma. A seconda della velocità di efflusso del combustibile, la fiamma che si forma può essere dominata dalle forze di galleggiamento (per basse velocità di efflusso del combustibile) o dall'inerzia (per alte velocità di efflusso del combustibile). Il numero adimensionale che rappresenta il rapporto tra le forze inerziali e quelle di galleggiamento è il numero di Froude, solitamente espresso come $Fr = u^2/gD$, dove u rappresenta la velocità di efflusso dei gas, g l'accelerazione di gravità e D una dimensione caratteristica della fiamma, per esempio il diametro dell'orifizio di efflusso del combustibile o della pozza di liquido da cui fuoriescono vapori infiammabili. Fiamme turbolente che si generano a seguito di getti di combustibili gassosi sono caratterizzate da elevati valori di Fr . Le fiamme originate dalla combustione di combustibili in fase condensata (liquidi o solidi) sono invece solitamente dominate dalle forze di galleggiamento in quanto la velocità dei vapori che si liberano è modesta. Tale velocità può essere stimata dalla potenza termica rilasciata, Q , dalla combustione di una pozza di combustibile di diametro D come

$$u \propto \frac{Q/\Delta h_{comb}\rho}{\pi D^2/4} \quad (2.4)$$

ne consegue che $Fr \propto Q^2/D^5$. Se la dimensione caratteristica della sorgente di vapori infiammabili è inferiore a circa 0,05 m la fiamma risulta essere laminare, mentre per dimensioni superiori a circa 0,3 m si hanno fiamme turbolente. Sulla base del numero di Froude vengono definiti numerosi altri parametri che sono utilizzati per correlare alcune grandezze caratteristiche degli incendi che coinvolgono fiamme diffusive, quale per esempio la lunghezza della fiamma. Uno di questi parametri ha la forma di una potenza termica adimensionale e risulta proporzionale alla radice quadrata del numero di Froude:

$$Q^* = \frac{\sqrt{Q^2/D^5}}{\rho C_p T \sqrt{g}} \quad (2.5)$$

Esso consente di correlare la lunghezza della fiamma (adimensionale rispetto alla sua dimensione caratteristica) come mostrato a titolo di esempio in figura 2.7. Le regioni di sinistra di questa figura, indicate con I e II, sono caratterizzate da bassi valori di Q^* e corrispondono a fiamme dominate dagli effetti di galleggiamento, quali quelle originate dall'incendio di combustibili solidi o liquidi. La regione di destra della stessa figura, indicata con V, è caratterizzata da elevati valori di Q^* e corrisponde a fiamme dominate dagli effetti inerziali, quali quelle originate da getti pienamente turbolenti di combustibili gassosi.

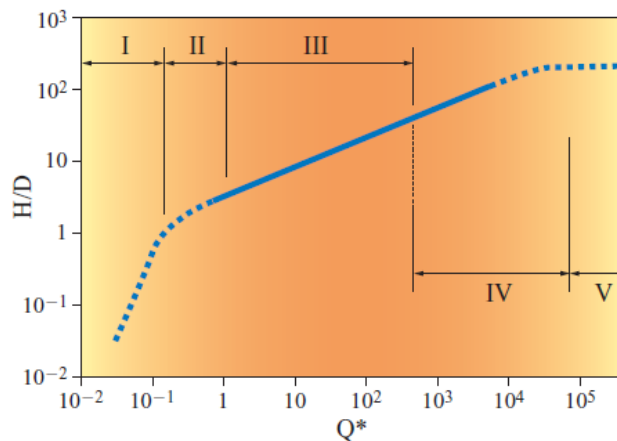


Figura 2.7: Lunghezza adimensionale di una fiamma diffusiva, H/D (dove H è la lunghezza della fiamma e D la sua dimensione caratteristica), in funzione della potenza termica adimensionale, Q^* .

Incendi in ambienti confinati, quali edifici e capannoni, sono solitamente caratterizzati da valori di $Q^* < 5$, mentre in ambito industriale si possono incontrare sia incendi di pozze di combustibili liquidi di rilevanti dimensioni caratterizzati generalmente da valori di $Q^* < 1$, sia incendi di getti gassosi pienamente turbolenti caratterizzati da valori di $Q^* > 10^3$. Nella regione V di figura 2.7 la lunghezza della fiamma rimane all'incirca costante. Nelle regioni I e II della stessa figura la lunghezza della

fiamma varia rapidamente con Q^* . La forma di queste fiamme è molto meno stabile di quella delle fiamme dominate dalle forze inerziali e risulta più sensibile all'influenza dell'ambiente circostante, per esempio ai movimenti dell'aria. La struttura di queste fiamme coinvolge solitamente la presenza di tre zone distinte: una regione vicino al combustibile dove la fiamma è persistente e si ha un flusso di gas combusti con velocità crescente con l'altezza; una regione in cui la fiamma è presente solo in modo intermittente e la velocità dei gas combusti è all'incirca costante; la regione del pennacchio di gas combusti caldi, caratterizzata da una riduzione della velocità e della temperatura con l'altezza. Da un punto di vista qualitativo, il pennacchio di fumi caldi tende a salire a causa delle forze di galleggiamento che si originano dalla differenza di densità tra il pennacchio stesso e l'aria circostante. Man mano che il pennacchio sale, il suo moto viene rallentato dall'ingresso di aria fredda che ne diminuisce la temperatura e quindi la spinta di galleggiamento. A una certa distanza dalla fiamma, la spinta di galleggiamento si esaurisce e il pennacchio non è più in grado di risalire. La caratterizzazione del moto di un pennacchio riveste un'importanza notevole per esempio nel posizionamento dei rilevatori di incendio in ambienti confinati, in quanto il pennacchio caldo deve essere in grado di raggiungere il rivelatore perché la presenza di un incendio sia rilevata.

2.1.2 INCENDI IN AMBITO INDUSTRIALE

In ambito industriale le conseguenze di un incendio sono essenzialmente riconducibili agli effetti termici della fiamma, a cui si devono però aggiungere gli effetti indiretti causati dalla dispersione in atmosfera dei sottoprodotti di combustione incompleta. Tali sottoprodotti possono avere conseguenze dannose sia sugli esseri umani sia sull'ambiente e talvolta rappresentano la conseguenza principale di un incendio. In particolare, per gli incendi che si sviluppano in ambienti confinati, cioè all'interno di strutture quali edifici o capannoni, anche la presenza di fumi e monossido di carbonio (inevitabile ogni volta che l'incendio coinvolge sostanze organiche in ambienti confinati con un afflusso di aria limitato) rappresenta spesso la principale causa, diretta o indiretta, di conseguenze letali per gli occupanti. Ne consegue che un'analisi delle conseguenze di un incendio non può prescindere dalla valutazione della dispersione, nell'ambiente confinato in cui avviene l'incendio e nell'atmosfera, dei sottoprodotti della combustione. Ciò implica per esempio che per ambienti confinati devono essere previste vie di evacuazione che consentano agli occupanti di abbandonare l'edificio indenni.

Gli effetti termici possono essere di tipo diretto, quando la fiamma investe direttamente il bersaglio (in genere indicato in questo contesto come recettore), o indiretto quando la fiamma irraggia energia su di un recettore posto al di fuori della fiamma stessa. Gli effetti diretti sono solitamente letali per

le persone e provocano serie conseguenze per le strutture e le apparecchiature coinvolte, specie se il contatto con la fiamma si prolunga. In questo caso l'incendio può innescare altri incidenti a catena, determinati dal cedimento di strutture o apparecchiature, generando così un effetto domino. L'effetto dell'irraggiamento sulle persone dipende sia dall'intensità dell'energia che raggiunge il recettore, sia dal tempo di esposizione. Danni significativi alle persone sono attesi solo per irraggiamenti molto elevati, in quanto irraggiamenti più modesti hanno effetti dannosi solo per tempi di esposizione lunghi che consentono quindi alle persone di mettersi in salvo. Da questo punto di vista, gli incendi più pericolosi per le persone sono quindi quelli che presentano un irraggiamento elevato e un tempo caratteristico di evoluzione molto breve, come per esempio nel caso dei fireball discusso nel seguito. Viceversa, assumendo un'esposizione illimitata è possibile definire limiti per i danni alle apparecchiature, come riassunto nella tabella 2.4. Nella stessa tabella sono anche riportati, a titolo di esempio, alcuni valori limite di esposizione per le persone associati a un dato tempo di esposizione.

VALORE LIMITE DI IRRAGGIAMENTO (kW/m ²)	DANNI ATTESI
37,5	danni alle apparecchiature di processo
25,0	ignizione senza fiamma pilota di elementi in legno
12,5	danni o fusione di elementi in plastica
9,5	dolore tollerabile dalle persone solo per pochi secondi
6,3	dolore tollerabile per 1 minuto da persone con indumenti protettivi
4,5	dolore dopo 20 secondi
1,6	nessuno anche per esposizione illimitata

Tabella 2.4: Valori limite di irraggiamento per diverse tipologie di danni.

Per quantificare gli effetti termici di un incendio in ambito industriale è quindi di primaria importanza definire la geometria della fiamma e l'irraggiamento che essa produce sull'ambiente circostante.

Tipologie di incendi

L'origine di un incendio rilevante in un impianto industriale è solitamente il rilascio all'esterno di un'unità di impianto (serbatoio, fusto, reattore, apparecchiatura, tubazione, ecc.) di un fluido

infiammabile. L'unica significativa eccezione è costituita dall'incendio di un combustibile solido presente nell'impianto. Il rilascio del fluido infiammabile può avvenire in modo catastrofico a seguito del collasso dell'apparecchiatura oppure in modo non catastrofico a seguito di una perdita. Nel caso di un collasso catastrofico, il succedersi degli eventi dipende dalla fase del fluido infiammabile rilasciato nell'ambiente. Se viene rilasciato un gas infiammabile, questo forma una nube che, in assenza di un innesco immediato, si disperde in atmosfera diluendosi man mano a seguito della miscelazione del gas rilasciato con l'aria finché si viene a creare una quantità significativa di miscela gas-aria con concentrazione interna ai limiti di infiammabilità. In questo caso, a seguito di un innesco, si ha una prima fase dominata dalla propagazione di una fiamma premiscelata, seguita da una seconda fase coinvolgente la massa di gas con concentrazione superiore al UFL in una fiamma di tipo diffusivo. Se i tempi caratteristici del rilascio dell'energia di combustione non sono abbastanza rapidi da generare un'esplosione si ha lo sviluppo del fenomeno denominato flash fire. Le conseguenze principali legate a questo fenomeno riguardano il coinvolgimento delle persone e delle strutture nell'area interessata dalla fiamma e l'irraggiamento termico nell'ambiente circostante. Se il recipiente che collassa contiene anche una fase liquida a temperatura ambiente si possono distinguere due situazioni, in funzione del valore della temperatura di ebollizione normale del liquido rispetto alla temperatura ambiente. Se la temperatura del liquido (che è pari a quella ambiente) è inferiore alla sua temperatura di ebollizione normale, il liquido risulta sottoraffreddato e i tempi caratteristici legati all'evaporazione del liquido stesso sono elevati. I vapori formati dall'evaporazione lenta del liquido, in assenza di un innesco immediato, si disperdono in atmosfera e possono portare ai fenomeni già discussi, mentre la fase liquida può dar luogo a un incendio da pozza, o pool fire. Le conseguenze principali legate a questo fenomeno riguardano in genere l'irraggiamento termico nell'ambiente circostante. Se invece la temperatura del liquido è superiore alla sua temperatura di ebollizione normale, il liquido risulta surriscaldato (e quindi in condizioni di non equilibrio) e di conseguenza i tempi caratteristici legati all'evaporazione del liquido stesso (o di una sua parte) sono molto brevi e si può quindi avere un'evaporazione molto rapida (flash). I vapori e l'aerosol formati a seguito della rapida evaporazione del liquido, in assenza di un innesco immediato si disperdono in atmosfera e possono portare ai fenomeni già discussi. Analogamente, il liquido che ricade a terra (a seguito del fenomeno detto di rain out), pur essendo solitamente in quantità limitata poiché la gran parte del liquido non evaporato rimane intrappolata nella nube sotto forma di aerosol, può generare un pool fire. In presenza di un innesco immediato può viceversa avere luogo il fenomeno della palla di fuoco (fireball). Un'evaporazione molto veloce di una gran massa di liquido infiammabile genera infatti una nube di vapore di cui inizialmente solo una piccola parte, sul bordo esterno, ha una concentrazione interna ai limiti di infiammabilità. La

presenza di un innesco immediato provoca la formazione di una fiamma localizzata sulla superficie della nube. Poiché la nube di combustibile è interna alla fiamma, si stabilizza una fiamma diffusiva sulla superficie della nube stessa. Man mano che la combustione procede, la nube di combustibile da un lato si consuma e dall'altro si riscalda, diminuendo di conseguenza la propria densità e muovendosi quindi per effetto della spinta di galleggiamento verso l'alto. Le conseguenze principali legate a questo fenomeno riguardano solitamente l'elevatissimo irraggiamento termico nell'ambiente circostante. Un fluido di processo può fuoriuscire dal contenitore anche a seguito di una rottura non catastrofica quale, per esempio, la perdita da una flangia o la fessurazione di una linea. In funzione della fase (gassosa, liquida o entrambe) del fluido rilasciato si ha la dispersione del composto secondo le modalità discusse in precedenza. L'unica variante riguarda il caso dell'innesco immediato di un getto gassoso o bifase che può originare un getto incendiato (jet fire) le cui principali conseguenze sono al solito di tipo termico (riscaldamento delle pareti di un'apparecchiatura colpita dal getto o irraggiamento sull'ambiente circostante).

Incendi da pozza (pool fire)

Un incendio da pozza può essere definito come una fiamma diffusiva turbolenta sopra la superficie orizzontale di un combustibile liquido che evapora così lentamente da avere una quantità di moto iniziale sostanzialmente nulla. Una caratteristica fondamentale di questo tipo di incendi è la presenza di una retroazione tra la fiamma e il combustibile in quanto, in misura più o meno importante, il trasferimento di calore dalla fiamma alla pozza di liquido influenza (e al limite controlla) la velocità di evaporazione del combustibile che a sua volta alimenta la fiamma. Le principali variabili che influenzano le dimensioni di un pool fire sono il diametro della pozza, la temperatura del fluido rilasciato e la velocità del vento. Per diametri della pozza inferiori a valori dell'ordine di un metro la fenomenologia dell'incendio risulta marcatamente differente rispetto al caso di diametri maggiori, che sono di norma quelli di interesse in ambito industriale. La temperatura del rilascio determina viceversa la possibilità che parte del liquido dia origine a un flash e il ruolo, relativamente all'irraggiamento dalla fiamma, del trasferimento di calore dal terreno. Quest'ultimo risulta infatti rilevante per liquidi criogenici dove anche le caratteristiche del terreno possono influenzare la velocità di evaporazione del liquido. Infine la velocità del vento ha un'importanza non trascurabile sulla lunghezza e sull'inclinazione (tilt) della fiamma, nonché sul trascinarsi (drag) della base della fiamma nella direzione del vento. La valutazione delle conseguenze di un incendio da pozza richiede, come detto in precedenza, una modellizzazione della fiamma in termini di geometria e di potenza termica irraggiata. Tale modellizzazione utilizza solitamente diversi sottomodelli, discussi nel seguito, per ciascuno dei fenomeni coinvolti: velocità

di bruciamento del combustibile liquido (intesa come portata di combustibile che evaporando alimenta la fiamma), diametro della pozza, geometria della fiamma, fattore di vista (che rappresenta la frazione dell'energia emessa dalla fiamma che colpisce un dato recettore, specifica per unità di superficie del recettore), trasmittività atmosferica (cioè frazione dell'energia irraggiata che non viene assorbita dall'atmosfera) e potenza emessa dalla fiamma.

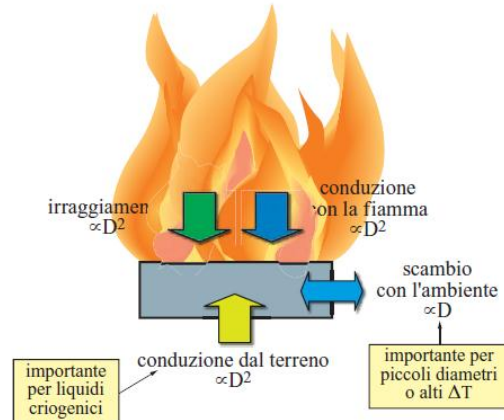


Figura 2.8: Scambi termici tra la pozza di liquido combustibile e l'ambiente che determinano la velocità di bruciamento.

Le dimensioni della pozza (D) possono essere imposte dalla presenza di un confinamento, per esempio un bacino di contenimento posto intorno a un serbatoio. Anche nel caso in cui sia presente un confinamento, le massime dimensioni della pozza possono però essere inferiori a quelle del bacino di contenimento se la perdita di combustibile è di limitata entità. Il rilascio del combustibile può essere schematizzato come istantaneo o continuo in funzione della durata del rilascio, t_R , rispetto a un tempo caratteristico della combustione, t_C . Quest'ultimo può essere stimato come il rapporto tra una dimensione verticale caratteristica della pozza e la velocità lineare di bruciamento, y in m/s. La velocità di bruciamento può infatti essere espressa in termini massici specifici rispetto alla superficie della pozza di combustibile – $\text{kg}/(\text{m}^2 \text{ s})$ – o lineari (m/s), essendo le due grandezze legate dalla densità del combustibile liquido (kg/m^3). Nel caso di rilascio istantaneo, le dimensioni della pozza non confinata dipendono dallo spessore limite che il liquido può assumere su una determinata tipologia di terreno, mentre nel caso di rilascio continuo la pozza si espande finché la velocità con cui il combustibile viene consumato dalla fiamma bilancia la portata volumetrica rilasciata, m_L :

$$m_L = y \frac{\pi D^2}{4} \quad (2.6)$$

In realtà, il massimo valore del diametro della pozza risulta superiore a quello calcolabile con la relazione precedente in quanto nel periodo di tempo tra l'inizio dello scarico e il raggiungimento del valore di equilibrio la portata di combustibile bruciato è inferiore. Si ha così che una parte del liquido scaricato si accumula e provoca un piccolo aumento del diametro della pozza incendiata (stimabile in un fattore pari a $\sqrt{2}$), che poi si contrae per raggiungere il valore di equilibrio. La velocità di bruciamento è il risultato di un bilancio tra le energie scambiate dalla pozza di liquido con l'ambiente e l'energia necessaria per far evaporare il liquido, come mostrato in figura 2.8. Si vede come tutti i contributi dipendono dal quadrato delle dimensioni della pozza tranne il termine di scambio termico con l'ambiente, che quindi diviene importante solo per bassi diametri (inferiori al metro) o per alte differenze di temperatura tra il combustibile e l'ambiente (cosa impossibile per combustibili liquidi caratterizzati da una bassa temperatura di ebollizione, ma molto comune per combustibili solidi che, come già detto, devono raggiungere temperature elevate per poter emettere gas combustibili). Ciò, insieme ai diversi regimi fluidodinamici che si instaurano al variare delle dimensioni della pozza, spiega l'andamento della velocità di bruciamento dei liquidi riportato in figura 2.9 che evidenzia come, per dimensioni superiori a 1 m, la velocità di combustione assume un valore all'incirca costante.

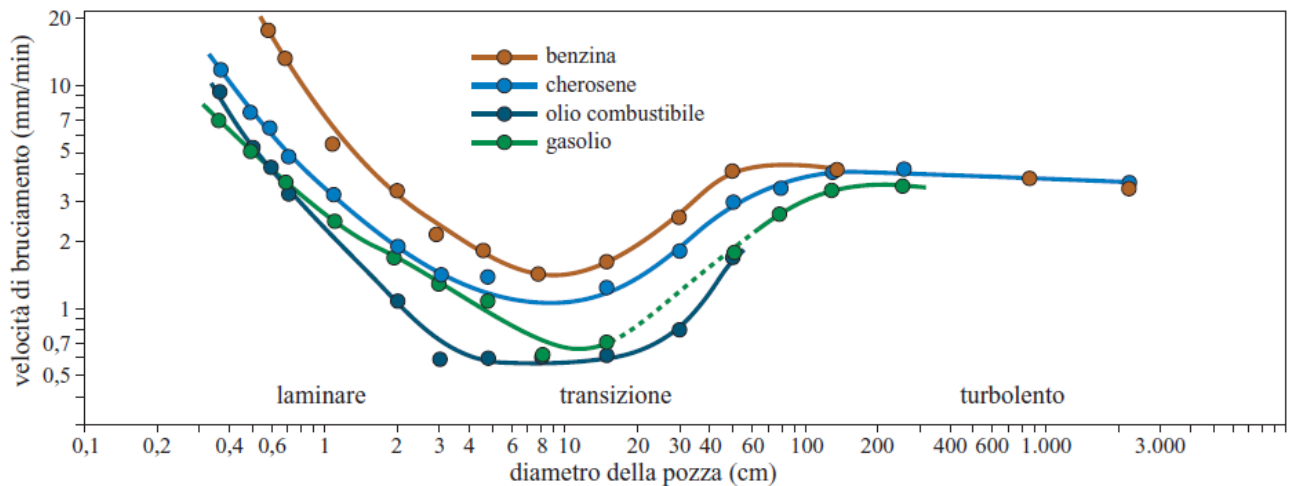


Figura 2.9: Andamento della velocità di combustione di combustibili liquidi all'aumentare delle dimensioni della pozza.

Esistono numerose correlazioni per calcolare la massima altezza della parte visibile della fiamma, di cui la più nota è quella di Thomas:

$$\frac{H}{D} = 42 \left(\frac{m_b}{\rho_A \sqrt{gD}} \right)^{0.61} \quad (2.7)$$

Fiamme da getti turbolenti (jet fire)

Una fiamma da getto turbolento è una fiamma diffusiva risultante dalla combustione di un combustibile liquido o gassoso rilasciato in modo continuo con una quantità di moto in una ben definita direzione non trascurabile. La principale differenza tra questo tipo di incendi e gli incendi da pozza è che non esiste alcuna retroazione dalla fiamma al combustibile che determina la velocità di bruciamento e quindi la potenza emessa dalla fiamma e la sua geometria. Nel caso di getti turbolenti, la velocità di bruciamento è pari alla portata di combustibile scaricato e la geometria della fiamma è interamente determinata dalle caratteristiche fluidodinamiche del getto. Jet fire originati dall'innescio di getti gassosi a bassa velocità sono molto influenzati dalla velocità del vento e dalla spinta di galleggiamento in quanto solo la zona iniziale della fiamma, vicina alla zona di efflusso, è dominata dalla quantità di moto del getto scaricato. Il richiamo di aria nei getti subsonici non è particolarmente elevato e quindi questi jet fire presentano tutte le caratteristiche tipiche delle fiamme diffuse, risultando relativamente lunghi e fumosi. Analogamente, lo scarico di gas liquefatti origina un jet fire di goccioline di combustibile che possono evaporare velocemente (cioè possono dare flash) e mostrano caratteristiche simili a quelle dei getti di gas a bassa velocità. Il richiamo di aria è viceversa molto maggiore nei getti a più alta velocità che generano quindi jet fire con caratteristiche più simili alle fiamme premiscelate e risultano relativamente corti e poco fumosi. Infine, jet fire si possono originare anche dallo scarico di liquidi meno volatili in pressione. L'efflusso di un liquido in pressione genera la rottura del getto in una miriade di goccioline che formano un aerosol. In questo caso, le goccioline che evaporano persistono nella fiamma per una lunga distanza e il richiamo di aria e la velocità dei gas risultano simili a quelli presenti in un pool fire. L'approccio alla modellizzazione dei jet fire è analogo a quello discusso precedentemente per i pool fire: determinata la geometria della fiamma, si può utilizzare un modello puntiforme o un modello a emettitore solido per stimare l'irraggiamento. Nel primo caso si determina il centro della fiamma dove si assume localizzato l'emettitore puntiforme, mentre nel secondo caso si prosegue con la stima dell'emissività superficiale e quindi del fattore di vista. In entrambi i casi si giunge quindi alla valutazione dell'irraggiamento su di un dato recettore, come mostrato in figura 2.10. Il problema del coinvolgimento diretto nella fiamma di apparecchiature vicine con un conseguente effetto domino è molto importante nel caso dei jet fire a causa della loro direzionalità, che può portare la fiamma anche a distanze considerevoli dal punto di emissione. La definizione della

geometria dei jet fire incontra problemi analoghi a quella dei pool fire. Inoltre, in questo caso la traiettoria della fiamma è sempre, in modo più o meno accentuato, curvilinea, in quanto risulta dal bilancio delle azioni della quantità di moto iniziale, che spinge il getto nella direzione dello scarico, del vento, che piega il getto verso una direzione orizzontale, e della spinta di galleggiamento, che tende a deviare il getto verso una direzione verticale. La definizione di una lunghezza di fiamma è quindi soggetta ad alcune ambiguità, anche perché, come i pool fire, anche i jet fire sono fenomeni pulsanti e intrinsecamente non stazionari: le previsioni dei modelli sono sempre quantità mediate nel tempo. I modelli di simulazione della geometria dei jet fire si possono dividere in due tipologie: quelli che determinano solo la lunghezza della fiamma (e vengono utilizzati essenzialmente per l'applicazione successiva di un modello a emettitore puntiforme, assumendo che l'intera energia venga rilasciata dal centro della fiamma) e quelli che rappresentano la fiamma come un tronco di cono (e vengono utilizzati essenzialmente per l'applicazione successiva di un modello a emettitore superficiale). La situazione più semplice, anche se di scarso interesse per il caso di eventi incidentali, è rappresentata da una fiamma laminare verticale in aria calma. In questo caso, per jet fire di idrocarburi la lunghezza H della fiamma può essere calcolata con la relazione di Jost:

$$\frac{H}{D_j} = \frac{m_v}{\pi D_j \Gamma} \quad (2.8)$$

dove D_j è il diametro dell'orifizio da cui viene scaricato il getto, m_v la portata volumetrica del getto e Γ il coefficiente di diffusione, in base alla quale la lunghezza della fiamma è proporzionale alla portata volumetrica del getto.

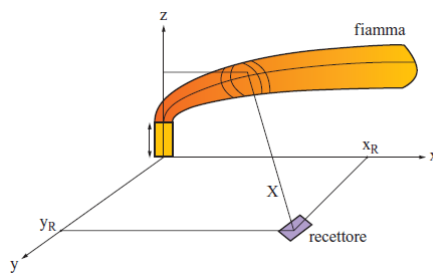


Figura 2.10: Schematizzazione di un jet fire.

Analogamente semplice, ma di maggior interesse, è il caso di una fiamma turbolenta verticale in aria calma. Per questa situazione sono disponibili diverse correlazioni per stimare la lunghezza della fiamma. Una delle prime relazioni sviluppate è quella di Howthorne, Weddel e Hottel:

$$\frac{H}{D_j} = \frac{5,3}{C_T} \sqrt{\frac{T_F}{\alpha_T T_j} \left[C_T + (1 - C_T) \frac{M_A}{M_F} \right]} \quad (2.9)$$

dove C_T è la frazione molare del combustibile in una miscela stechiometrica, T_F la temperatura adiabatica di fiamma, T_j la temperatura del getto, M_A e M_F il peso molecolare dell'aria e del combustibile e α_T il rapporto molare tra reagenti e prodotti di combustione per una miscela stechiometrica. Questa relazione, applicabile per jet fire dominati dalla quantità di moto e quindi per alti valori del numero di Froude, mostra come la lunghezza della fiamma dipenda linearmente dal diametro dell'orifizio ma sia indipendente dalla portata volumetrica del getto.

Sfere di fuoco (fireballs)

La formazione di una sfera di fuoco può avvenire a seguito di un rilascio molto rapido di una grande quantità di vapori infiammabili, come per esempio nel caso di collasso di un recipiente contenente un liquido surriscaldato, cioè con una temperatura di ebollizione normale inferiore alla temperatura ambiente. In questo caso, a seguito della perdita di contenimento, il liquido risulta in condizioni di non equilibrio e si può avere il fenomeno di evaporazione rapida (flash). Nel caso in cui le condizioni siano tali da innescare il fenomeno noto come BLEVE (Boiling Liquid Expanding Vapour Explosion), ciò può produrre anche un'onda d'urto di entità non trascurabile, ma in generale la successiva formazione di un fireball ha conseguenze più gravi di quelle di un BLEVE. La tipica situazione in cui si sviluppa un fireball è il collasso di un serbatoio contenente un gas infiammabile liquefatto per compressione ed esposto a un incendio. In questo caso, il riscaldamento del serbatoio provoca un aumento della temperatura della parete del serbatoio stesso, in modo più marcato nella zona a contatto con il vapore dove lo scambio termico con il fluido interno è meno efficace rispetto alla zona a contatto con il liquido. Le diverse temperature a cui si portano le pareti a contatto con il liquido e con il vapore generano tensioni che possono portare al cedimento del serbatoio, anche a pressioni inferiori a quella di apertura della valvola di sicurezza posta a protezione del serbatoio stesso. Il gas liquefatto si trova così istantaneamente esposto alla pressione atmosferica in condizioni di elevato surriscaldamento ed evapora molto rapidamente. La presenza dell'incendio esterno fornisce l'innescio immediato necessario per la formazione di un fireball. La modellizzazione degli effetti di una sfera di fuoco segue solitamente i seguenti passi sequenziali: determinazione del diametro della sfera di fuoco, determinazione della durata dell'incendio, determinazione dell'innalzamento della sfera di fuoco, calcolo dell'irraggiamento, determinazione degli effetti sulle persone esposte. Si tratta di un approccio del tutto analogo a quello seguito per i

pool fire e per i jet fire: prima si determina la geometria della fiamma e poi si calcola l'irraggiamento su di un dato recettore. La differenza più importante rispetto ai fenomeni termici legati ai pool fire e ai jet fire consiste nell'intensità e nella durata del fenomeno. Pur essendo ben noto che l'effetto dell'esposizione del corpo umano all'irraggiamento dipende sia dall'intensità dell'irraggiamento, sia dal tempo di esposizione, nel caso di fenomeni di lunga durata (quali i pool fire e i jet fire) solitamente si assumono, come discusso in precedenza, soglie di irraggiamento indipendenti dal tempo anche per gli effetti sulle persone. Questo approccio deriva dal fatto che l'irraggiamento necessario per fornire una dose legata a effetti letali o significativi non aumenta indefinitamente con il tempo ma tende a un valore asintotico all'aumentare del tempo; in particolare, per un tempo di esposizione superiore al minuto (che può essere considerato convenzionalmente dello stesso ordine di grandezza del tempo necessario a una persona per mettersi al riparo dall'irraggiamento) i valori di irraggiamento che causano certi effetti sono praticamente indipendenti dal tempo. In pratica però la durata di un fireball è spesso inferiore al minuto e quindi risulta necessario calcolare l'ammontare di irraggiamento correlato all'esposizione di durata finita. Gli effetti termici del fireball sono stati studiati essenzialmente solo per idrocarburi. Sono disponibili diversi modelli, tutti di origine empirica, che forniscono la geometria del fireball e delle linee guida per la stima dell'irraggiamento sulla base della quantità m di combustibile coinvolta nel fenomeno, espressa in kg.

Incendi di nubi di vapore (flash fire)

L'incendio di una nube di vapori infiammabili comporta la propagazione di una fiamma premiscelata nella zona della nube con concentrazione compresa tra i limiti inferiore e superiore di infiammabilità, cioè nella zona più esterna della nube. Quando la fiamma raggiunge la zona più interna con concentrazione superiore al limite superiore di infiammabilità, la fiamma si propaga come una fiamma diffusiva. Nel complesso, le conseguenze del fenomeno risultano molto gravose in tutta la regione coinvolta dal passaggio della fiamma, sia premiscelata sia diffusiva. In questa regione, le possibilità di sopravvivenza delle persone presenti sono molto scarse mentre molto elevata è la probabilità di seri danneggiamenti delle apparecchiature coinvolte con il probabile innescarsi di effetti domino. Data la breve durata del fenomeno, non sono viceversa solitamente attesi danni rilevanti a seguito dell'irraggiamento nelle zone circostanti la fiamma. Di conseguenza, le modalità comunemente impiegate per valutare i danni conseguenti a un flash fire coinvolgono la simulazione preliminare della dispersione della nube di vapori rilasciati in atmosfera per definire una curva di isoconcentrazione corrispondente al limite inferiore di infiammabilità (o, con risultati più conservativi, a $1/2$ LFL). Tutta la regione compresa all'interno di tale curva di

isoconcentrazione viene considerata a rischio di grave danneggiamento per le apparecchiature e di letalità per le persone.

2.2 PROTEZIONE ATTIVA E PASSIVA

La protezione antincendio consiste nell'insieme delle misure finalizzate alla riduzione dei danni conseguenti al verificarsi di un incendio, agendo sulla Magnitudo dell'evento incendio. Gli interventi si suddividono in misure di protezione attiva o passiva in relazione alla necessità o meno dell'intervento di un operatore o dell'azionamento di un impianto.

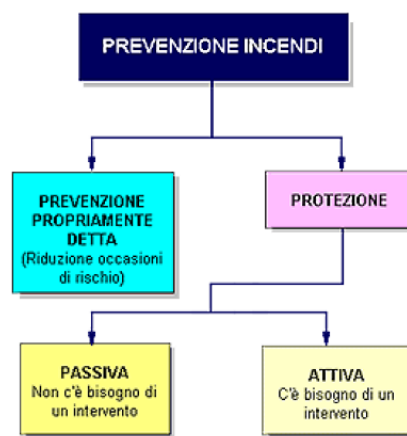


Figura 2.11: Schema di flusso della prevenzione incendi.

La *protezione passiva* è l'insieme delle misure di protezione che non richiedono l'azione di un uomo o l'azionamento di un impianto e sono quelle che hanno come obiettivo la limitazione degli effetti dell'incendio nello spazio e nel tempo (es.: garantire l'incolumità dei lavoratori, limitare gli effetti nocivi dei prodotti della combustione, contenere i danni a strutture, macchinari, beni). Questi fini possono essere perseguiti con:

- Barriere antincendio:
 - Isolamento dell'edificio;
 - Distanze di sicurezza interne ed esterne;
 - Muri tagliafuoco, schermi etc;
- Strutture aventi caratteristiche di resistenza al fuoco commisurate ai carichi di incendio;
- Materiali classificati per la reazione al fuoco;
- Sistemi di ventilazione;
- Sistema di vie d'uscita commisurate al massimo affollamento ipotizzabile dell'ambiente di lavoro e alla pericolosità delle lavorazioni;

La *protezione attiva* è l'insieme delle misure di protezione che richiedono l'azione di un uomo o l'azionamento di un impianto e sono quelle finalizzate alla precoce rilevazione dell'incendio, alla segnalazione e all'azione di spegnimento dello stesso, esempi sono:

- Estintori;
- Rete idrica antincendio;
- Impianti di rivelazione automatica d'incendio;
- Impianti di spegnimento automatici;
- Dispositivi di segnalazione e d'allarme;
- Evacuatori di fumo e calore;

2.2.1 MISURE DI PROTEZIONE PASSIVA

Isolamento dell'edificio:distanze di sicurezza

La protezione passiva realizzata con il metodo delle barriere antincendio è basata sul concetto dell'interposizione, tra aree potenzialmente soggette ad incendio, di spazi scoperti o di strutture. Nel caso di interposizione di spazi scoperti la protezione ha lo scopo di impedire la propagazione dell'incendio principalmente per trasmissione di energia termica raggiante. Nella terminologia utilizzata per la stesura delle normative nazionali ed internazionali per indicare l'interposizione di spazi scoperti fra gli edifici o installazioni si usa il termine di "distanze di sicurezza". Le distanze di sicurezza si distinguono in:

- *Distanze di sicurezza interne* finalizzate a proteggere elementi appartenenti ad uno stesso complesso
- *Distanze di sicurezza esterne* finalizzate a proteggere elementi esterni al complesso stesso.
- *Distanza di protezione* definita come la distanza misurata orizzontalmente tra il perimetro in pianta di ciascun elemento pericoloso di un'attività e la recinzione (ove prescritta) ovvero il confine dell'area su cui sorge l'attività stessa.

La determinazione delle distanze di sicurezza in via teorica è basata sulle determinazioni dell'energia termica irraggiata dalle fiamme di un incendio. Esistono vari modelli di calcolo che forniscono dati molto orientativi. Nelle norme antincendio ufficiali vengono introdotti invece valori ricavati empiricamente da dati ottenuti dalle misurazioni dell'energia raggiante effettuata in occasione di incendi reali e in incendi sperimentali.

Appare evidente che compartimentare una struttura ricorrendo alla sola adozione di distanze di sicurezza comporta l'utilizzo di grandi spazi che dovranno essere lasciati vuoti e costituire di per se una misura poco conveniente di realizzazione di una barriera antincendio da un punto di vista economico, anche nel caso di edifici industriali dove si dispone di solito di grandi spazi, poiché così facendo si aumenterebbero i tempi di lavorazione e i costi relativi all'incremento dei servizi di trasporto dei prodotti all'interno del ciclo produttivo. Pertanto la protezione passiva si realizza anche mediante la realizzazione di elementi di separazione strutturale del tipo "tagliafuoco".

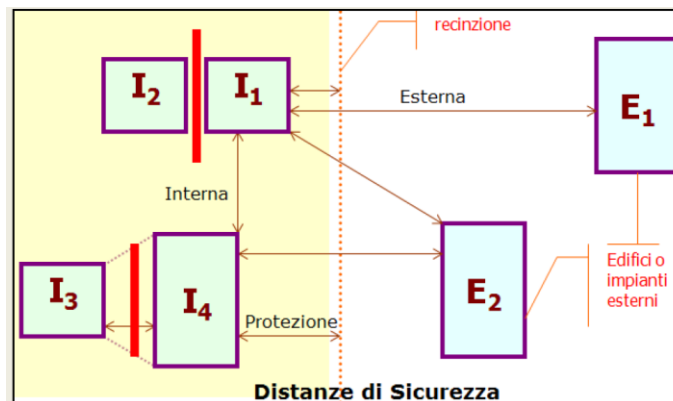


Figura 2.12: Distanze di sicurezza interne ed esterne.

Muri tagliafuoco

I muri tagliafuoco sono elementi di separazione capaci di impedire la propagazione di un incendio tra area soggetta e quelle circostanti. Le barriere antincendio realizzate mediante interposizione di elementi strutturali hanno la funzione di impedire la propagazione degli incendi sia lineare (barriere locali) che tridimensionale (barriere totali) nell'interno di un edificio, nonché, in alcuni casi, quella di consentire la riduzione delle distanze di sicurezza.

Resistenza al fuoco e compartimentazione

La resistenza al fuoco delle strutture (di cui si discuterà ampiamente nel capitolo 4) rappresenta il comportamento al fuoco degli elementi che hanno funzioni strutturali nelle costruzioni degli edifici, siano esse funzioni portanti o funzioni separanti. In termini numerici la resistenza al fuoco rappresenta l'intervallo di tempo, espresso in minuti primi, di esposizione dell'elemento strutturale ad un incendio, durante il quale il prodotto o l'elemento costruttivo considerato conserva i requisiti progettuali di stabilità meccanica, tenuta ai prodotti della combustione, nel caso più generale, di coibenza termica. La determinazione della resistenza al fuoco delle strutture si effettua generalmente mediante un metodo di calcolo globale che si basa su una relazione tra la durata pre-

sumibile dell'incendio e il carico d'incendio che caratterizza il compartimento in esame, facendo inoltre riferimento ad un incendio con una curva standard temperatura-tempo di regola piuttosto severa rispetto alle possibili condizioni reali.

Compartimentazione: Gli edifici devono essere suddivisi in compartimenti, anche costituiti da più piani, di superficie non eccedente quella indicata nelle varie norme specifiche. Per compartimento antincendio si definisce una parte di edificio delimitata da elementi costruttivi (muri, solai, porte, ecc.) di resistenza al fuoco predeterminata e organizzato per rispondere alle esigenze della prevenzione incendi. Più specificatamente la resistenza al fuoco può definirsi come l'attitudine di un prodotto o di un elemento costruttivo (componente o struttura) a conservare: Stabilità (R), Tenuta (E), Isolamento Termico (I). Per una completa ed efficace compartimentazione i muri tagliafuoco non dovrebbero avere aperture, ma è ovvio che in un ambiente di lavoro è necessario assicurare un'agevole comunicazione tra tutti gli ambienti destinati, anche se a diversa destinazione d'uso. Pertanto è inevitabile realizzare le comunicazioni e dotarle di elementi di chiusura aventi le stesse caratteristiche di resistenza al fuoco del muro su cui sono applicati. Tali elementi di chiusura si possono distinguere in:

- Porte incernierate: porte munite di sistemi di chiusura automatica (quali fusibili, cavetti e contrappesi o sistemi idraulici o a molla), che in caso d'incendio fanno chiudere il serramento;
- Porte scorrevoli: porte sospese ad una guida inclinata di pochi gradi rispetto al piano orizzontale mediante ruote fissate al pannello. Normalmente stanno in posizione aperta trattenute da un contrappeso e da un cavo in cui è inserito un fusibile che in caso d'incendio si fonde liberando il contrappeso e permettendo alla porta di chiudersi;
- Porte a ghigliottina: porte installate secondo un principio analogo a quello adottato per le porte scorrevoli, ma con la differenza che in questo caso il pannello viene mantenuto sospeso sopra l'apertura e le guide sono verticali.

Relativamente al trattamento delle strutture, particolari rivestimenti come le vernici intumescenti, conseguono una azione protettiva sulle strutture dove sono applicate, realizzando un grado di resistenza al fuoco determinato sperimentalmente. Caratteristica di questi elementi protettivi è di essere ininfiammabili, di possedere capacità isolanti al calore, nonché la particolarità di rigonfiarsi, schiumando, generando così uno strato coibente ed isolante, quando sono investite dalla fiamma o da alta temperatura.

Reazione al fuoco dei materiali

La reazione al fuoco di un materiale rappresenta il comportamento al fuoco del medesimo materiale che per effetto della sua decomposizione alimenta un fuoco al quale è esposto, partecipando così all'incendio. La reazione al fuoco assume particolare rilevanza nelle costruzioni, per la caratterizzazione dei materiali di rifinitura e rivestimento, delle pannellature, dei controsoffitti, delle decorazioni e simili, e si estende anche agli articoli di arredamento, ai tendaggi e ai tessuti in genere. Per la determinazione della reazione al fuoco di un materiale non sono proponibili metodi di calcolo e modelli matematici, essa viene effettuata su basi sperimentali, mediante prove su campioni in laboratorio. In relazione a tali prove i materiali sono assegnati alle classi: A1, A2, B, C, D, E, F con l'aumentare della loro partecipazione alla combustione, a partire da quelli di classe A1 che risultano non combustibili. Specifiche norme di prevenzione incendi prescrivono per alcuni ambienti in funzione della loro destinazione d'uso e del livello del rischio d'incendio l'uso di materiali aventi una determinata classe di reazione al fuoco. I laboratori del Dipartimento dei Vigili del Fuoco del Soccorso Pubblico e della Difesa Civile del Ministero dell'Interno ed altri laboratori privati legalmente riconosciuti dal Ministero stesso, rilasciano a seguito di prove sperimentali un certificato di prova, nel quale si certifica la classe di reazione al fuoco del campione di materiale sottoposto ad esame. La reazione al fuoco di un materiale può essere migliorata mediante specifico trattamento di ignifugazione, da realizzarsi con apposite vernici o altri rivestimenti, che ne ritarda le condizioni favorevoli all'innesco dell'incendio, riducendo inoltre la velocità di propagazione della fiamma e i fenomeni di post-combustione.

Vie di esodo (sistemi di vie d'uscita)

Percorso senza ostacoli al deflusso che consente alle persone che occupano un edificio o un locale di raggiungere un luogo sicuro. La lunghezza massima del sistema di vie di uscita è stabilita dalle norme.

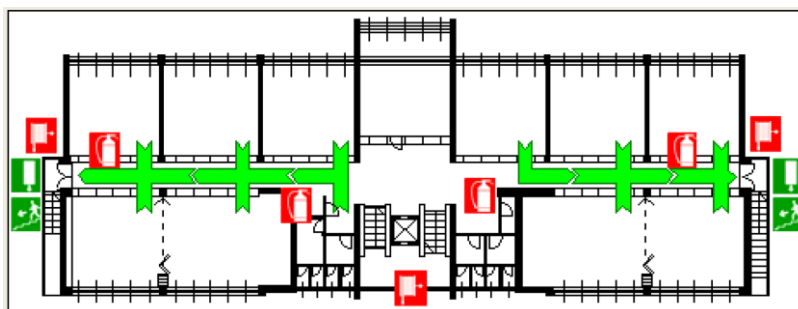


Figura 2.13: Schema grafico delle vie di fuga di un piano di edificio.

Il problema dell'esodo delle persone minacciate da un incendio è di capitale importanza. Questo aspetto è particolarmente delicato in luoghi come Alberghi, Ospedali, Centri Commerciali, Locali di pubblico spettacolo, Scuole, ecc., dove generalmente è presente un grande affollamento di persone dall'età variabile, con presenza, talvolta anche notevole, di persone disabili. Inoltre, nella gestione delle emergenze, per "sicurezza delle persone disabili" ci si riferisce ad un campo molto ampio della sicurezza che riguarda non solo coloro che mostrano in modo più o meno evidente difficoltà motorie sensoriali o cognitive, ma anche le persone anziane, i bambini, le donne in stato di gravidanza, le persone con arti fratturati, le persone che soffrono di patologie molto diverse tra loro, come l'asma, i problemi cardiaci ecc. Gli elementi fondamentali nella progettazione del sistema di vie d'uscita si possono fissare in:

- dimensionamento e geometria delle vie d'uscita;
- sistemi di protezione attiva e passiva delle vie d'uscita;
- sistemi di identificazione continua delle vie d'uscita (segnaletica, illuminazione ordinaria e di sicurezza);

Il dimensionamento delle vie d'uscita dovrà tenere conto:

- del massimo affollamento ipotizzabile nell'edificio (prodotto tra densità di affollamento [persone al mq] e superficie degli ambienti soggetti ad affollamento di persone [mq]);
- della capacità d'esodo dell'edificio (numero di uscite, larghezza delle uscite, livello delle uscite rispetto al piano di campagna);

I sistemi di ventilazione

Aperture (porte, finestre, etc.) e le prese d'aria proveniente dall'esterno, inserite in una struttura edilizia atte ad assicurare una ventilazione naturale dei vari ambienti della struttura stessa.

2.2.2 MISURE DI PROTEZIONE ATTIVA

Estintori

Gli estintori sono in molti casi i mezzi di primo intervento più impiegati per spegnere i principi di incendio. Non sono efficaci se l'incendio si trova in una fase più avanzata. Vengono suddivisi, in relazione al loro peso complessivo, in:

- Estintori portatili con una massa complessiva inferiore o uguale a 20 kg
- Estintori carrellati con una massa superiore a 20 kg con sostanza estinguente fino a 150 kg

Gli *estintori portatili* vengono classificati in base alla loro capacità estinguente. Infatti sono sperimentati su fuochi di diversa natura classificati in base al tipo di combustibile.

- ✓ Classe “A” fuochi di solidi con formazione di brace
- ✓ Classe “B” fuochi di liquidi
- ✓ Classe “C” fuochi di gas
- ✓ Classe “D” fuochi di metalli
- ✓ Classe “F” Fuochi che interessano mezzi di cottura

La scelta dell'estintore va fatta in base al tipo di incendio ipotizzabile nel locale da proteggere. Su ciascun estintore sono indicate le classi dei fuochi ed i focolai convenzionali che è in grado di estinguere (esempio: 34A 233BC). Per norma devono essere di colore rosso e riportate un'etichetta (marcatura) con le istruzioni e le condizioni di utilizzo.

Gli *estintori carrellati* hanno le medesime caratteristiche funzionali degli estintori portatili ma, a causa delle maggiori dimensioni e peso, presentano una minore praticità d'uso e maneggevolezza connessa allo spostamento del carrello di supporto. La loro scelta può essere dettata dalla necessità di disporre di una maggiore capacità estinguente e sono comunque da considerarsi integrativi di quelli portatili.

Rete idrica antincendio

Idranti: a protezione delle attività industriali o civili a rischio d'incendio viene di norma installata una rete idrica antincendio collegata direttamente, o a mezzo di vasca di disgiunzione, all'acquedotto cittadino. La presenza della vasca di disgiunzione è necessaria ogni qualvolta l'acquedotto non garantisca continuità di erogazione e sufficiente pressione. In tal caso le caratteristiche idrauliche richieste agli erogatori (idranti UNI 45 o idranti UNI 70) vengono assicurate in termini di portata e pressione dalla capacità della riserva idrica e dal gruppo di pompaggio.

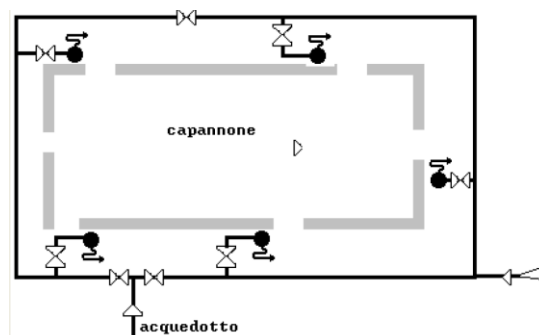


Figura 2.14: Schema grafico della rete idrica di un edificio industriale.

La rete idrica antincendi deve, a garanzia di affidabilità e funzionalità, rispettare i seguenti criteri progettuali:

- Indipendenza della rete da altre utilizzazioni.
- Dotazione di valvole di sezionamento.
- Disponibilità di riserva idrica e di costanza di pressione.
- Ridondanza del gruppo pompe.
- Disposizione della rete ad anello.
- Protezione della rete dall'azione del gelo e della corrosione.
- Caratteristiche idrauliche pressione - portata (es. 50 % degli idranti UNI 45 in fase di erogazione con portata di 120 lt/min e pressione residua di 2 bar al bocchello).
- Idranti (a muro, a colonna, sottosuolo o naspi) collegati con tubazioni flessibili (manichette) a lance erogatrici che consentono, per numero ed ubicazione, la copertura protettiva dell'intera attività.

Naspi: Apparecchiatura antincendio costituita da una bobina mobile su cui è avvolta una tubazione semirigida collegata ad una estremità con una lancia erogatrice. La rete antincendi costituita da naspi rappresenta, per la possibilità di impiego anche da parte di personale non addestrato, una valida alternativa agli idranti soprattutto per le attività a minor rischio. I naspi hanno prestazioni inferiori rispetto agli idranti e in alcune attività a basso rischio possono essere collegati direttamente alla rete idrica sanitaria. Le reti idriche con naspi dispongono di tubazioni in gomma avvolte su tamburi girevoli e sono provviste di lance da 25 mm. con getto regolabile (pieno o frazionato) con portata di 50 lt/min ad 1,5 bar.

Impianti di spegnimento automatici

Tali impianti possono classificarsi in base alle sostanze utilizzate per l'azione estinguente:

- Impianti ad acqua Sprinkler (ad umido, a secco, alternativi, a preallarme, a diluvio etc.);
- Impianti a schiuma;
- Impianti ad anidride carbonica;
- Impianti ad halon;
- Impianti a polvere.

Un impianto automatico di estinzione ad acqua Sprinkler consta di più parti: fonte di alimentazione (acquedotto, serbatoi, vasca, serbatoio in pressione); pompe di mandata; centralina valvolata di

controllo e allarme; condotte montanti principali; rete di condotte secondarie. L'erogazione di acqua può essere comandata da un impianto di rilevazione incendi, oppure essere provocata direttamente dalla apertura delle teste erogatrici: per fusione di un elemento metallico o per rottura, a determinate temperature, di un elemento termosensibile a bulbo che consente in tal modo la fuoriuscita d'acqua. La progettazione, installazione e manutenzione dei sistemi automatici a Sprinkler sono fissati dalla norma UNI EN 12845.

Gli *impianti a schiuma* sono concettualmente simili a quelli ad umido e differiscono per la presenza di un serbatoio di schiumogeno e di idonei sistemi di produzione e scarico della schiuma (versatori).

Gli *impianti ad anidride carbonica (CO₂)*, ad *halon*, a *polvere* hanno portata limitata dalla capacità geometrica della riserva (batteria di bombole, serbatoi). Gli impianti a polvere, non essendo l'estinguente un fluido, non sono in genere costituiti da condotte, ma da teste singole autoalimentate da un serbatoio incorporato di modeste capacità. La pressurizzazione è sempre ottenuta mediante un gas inerte (azoto, anidride carbonica).

Sistemi di rivelazione, segnalazione ed allarme antincendio

La funzione di un sistema di rivelazione incendio è quella di rivelare un incendio nel minor tempo possibile e di fornire segnalazioni ed indicazioni affinché possano essere intraprese adeguate azioni. La funzione di un sistema di allarme incendio è quella di fornire segnalazioni ottiche e/o acustiche agli occupanti di un edificio che possono trovarsi soggetti a rischio d'incendio. Le funzioni di rivelazione e allarme incendio possono essere combinate in un unico sistema.

L'incendio può essere "scoperto" da un rivelatore (automaticamente) o dall'uomo (manualmente):

- *Sistemi fissi automatici di rivelazione* d'incendio hanno la funzione di rivelare e segnalare un incendio nel minore tempo possibile.
- *Sistemi fissi di segnalazione manuale* permettono una segnalazione, nel caso l'incendio sia rilevato dall'uomo.

Tali impianti rientrano quindi tra i provvedimenti di protezione attiva e sono finalizzati alla rivelazione tempestiva del processo di combustione prima che questo degeneri nella fase di incendio generalizzato.

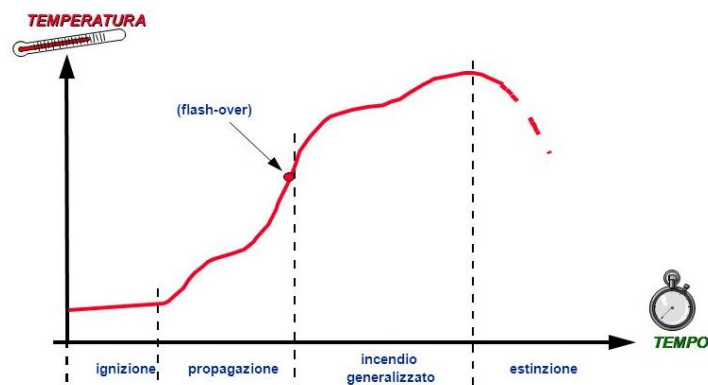


Figura 2.15: Andamento della temperatura versus il tempo per un incendio.

Dal diagramma sopra si deduce che è fondamentale riuscire ad avere un tempo d'intervento possibilmente inferiore al tempo di prima propagazione, ossia intervenire prima che si sia verificato il “flash over”; infatti siamo ancora nel campo delle temperature relativamente basse, l'incendio non si è ancora esteso a tutto il sistema e quindi ne è più facile lo spegnimento ed i danni sono ancora contenuti.

Un impianto di rivelazione automatica consente:

- di favorire un tempestivo esodo delle persone, degli animali, sgombero dei beni;
- di attivare i piani di intervento;
- di attivare i sistemi di protezione contro l'incendio (manuali e/o automatici di spegnimento).

I rivelatori di incendio possono essere classificati in base al fenomeno chimico-fisico rilevato in:

- Rivelatore di calore sensibile all'innalzamento della temperatura.
- Rivelatore di fumo (a ionizzazione o ottici) sensibile alle particelle dei prodotti della combustione e/o pirolisi sospesi nell'atmosfera (aerosol).
- Rivelatore dei gas: Rivelatore sensibile ai prodotti gassosi della combustione e/o della decomposizione termica.
- Rivelatore di fiamme sensibile alla radiazione emessa dalle fiamme di un incendio.
- Rivelatore multi-criterio: sensibile a più di un fenomeno causato dall'incendio

oppure in base al metodo di rivelazione:

- Statico, provoca l'allarme quando l'entità del fenomeno misurato supera un certo valore per un periodo di tempo determinato.

- Differenziale, provoca l'allarme quando la differenza (normalmente piccola) tra i livelli del fenomeno misurato in due o più ambiti spaziali supera un certo valore per un periodo di tempo determinato.
- Velocimetrico provoca l'allarme quando la velocità di variazione nel tempo del fenomeno misurato supera un certo valore per un periodo di tempo determinato.

In base al tipo di configurazione:

- Puntiforme, rivelatore che risponde al fenomeno sorvegliato in prossimità di un punto fisso.
- Lineare, rivelatore che risponde al fenomeno sorvegliato in prossimità di una linea continua.
- Rivelatore multi-punto, rivelatore che risponde al fenomeno sorvegliato in prossimità di un certo numero di punti fissi.

Rilevatori e rivelatori d'incendio: Un "rivelatore automatico d'incendio" è un dispositivo installato nella zona da sorvegliare che è in grado di misurare:

- come variano nel tempo grandezze della combustione;
- la velocità della loro variazione nel tempo;
- la somma di tali variazioni nel tempo.

Inoltre esso è in grado di trasmettere un segnale d'allarme in un luogo opportuno quando il valore della grandezza tipica misurata supera oppure è inferiore ad un certo valore prefissato (soglia). "L'impianto di rivelazione" può essere definito come un insieme di apparecchiature fisse utilizzate per rilevare e segnalare un principio d'incendio. Lo scopo è quello di segnalare tempestivamente ogni principio d'incendio, evitando al massimo i falsi allarmi, in modo che possano essere messe in atto le misure necessarie per circoscrivere e spegnere l'incendio.

Un impianto rilevazione automatica d'incendio deve comprendere i seguenti componenti essenziali (UNI 9795):

- Rilevatori d'incendio.
- Centrale di controllo e segnalazione.
- Dispositivi d'allarme incendio.
- Punti di segnalazione manuale (comandi di attivazione).
- Apparecchiatura di alimentazione.

La centrale di controllo e segnalazione garantisce l'alimentazione elettrica (continua e stabilizzata) di tutti gli elementi dell'impianto ed è di solito collegata anche ad una "sorgente di energia alternativa" (batterie, gruppo elettrogeno, gruppo statico ecc.) che garantisce il funzionamento anche in caso di mancanza di energia elettrica della rete.

Avvenuto l'incendio, l'allarme può essere locale oppure trasmesso a distanza. L'intervento può essere di due tipi:

- manuale (azionamento di un estintore o di un idrante, intervento squadre VV.F.)
- automatico (movimentazione di elementi di compartimentazione e/o aerazione, azionamento di impianti di spegnimento automatico, d'inertizzazione, predisposizione di un piano esodo).

Un approfondito studio delle operazioni svolte manualmente (uomo) ed automaticamente (apparecchiature) e la loro interconnessione e sequenza temporale e procedurale può evitare falsi allarmi e mancati funzionamenti oppure ridurre gli effetti negativi.

Ad esempio nel caso di un impianto di rivelazione automatica collegato ad un impianto fisso di spegnimento a pioggia è preferibile, se è possibile, che in seguito ad un allarme un operatore possa visualizzare sul pannello di controllo della centrale in quale zona dell'insediamento è stato rilevato l'incendio (presunto); effettuato un controllo visivo, solo se effettivamente è in corso un incendio, l'operatore aziona l'impianto di spegnimento. È opportuno quindi perseguire soluzioni equilibrate che prevedono un grado d'automazione compatibile con le soluzioni tecnologiche già ampiamente collaudate affidando all'uomo il compito di effettuare i controlli che si rendessero necessari.

Tali tipi d'impianti trovano valide applicazioni in presenza di:

- Depositi di materiali e/o sostanze ad elevato calore specifico;
- Ambienti con elevato carico d'incendio, non compartimentabili;
- Ambienti destinati ad impianti tecnici difficilmente accessibili e controllabili (cunicoli, cavedii, intercapedini al di sopra di controsoffitti ecc.).

Illuminazione di sicurezza

L'illuminazione di sicurezza, come definita dalla Norma UNI EN 1838, fa parte del sistema più generale dell'illuminazione di emergenza.

Mentre l'illuminazione di riserva ha la funzione di consentire il proseguimento dell'attività lavorativa, l'impianto di illuminazione di sicurezza deve fornire, in caso di mancata erogazione

della fornitura principale della energia elettrica e quindi di luce artificiale, un'illuminazione sufficiente a permettere di evacuare in sicurezza i locali (intensità minima di illuminazione 5 lux).



Figura 2.16: Schema di flusso dell'illuminazione di emergenza.

Dovranno pertanto essere illuminate le indicazioni delle porte e delle uscite di sicurezza, i segnali indicanti le vie di esodo, i corridoi e tutte quelle parti che è necessario percorrere per raggiungere un'uscita verso luogo sicuro. È opportuno, per quanto possibile, che le lampade ed i segnali luminosi dell'impianto luci di sicurezza non siano posizionati in alto (la presenza di fumo ne potrebbe ridurre la visibilità in maniera drastica sin dai primi momenti). L'Impianto deve essere alimentato da un'adeguata fonte di energia quali batterie in tampone o batterie di accumulatori con dispositivo per la ricarica automatica (con autonomia variabile da 30 minuti a 3 ore, a secondo del tipo di attività e delle circostanze) oppure da apposito ed idoneo gruppo elettrogeno; l'intervento dovrà comunque avvenire in automatico, in caso di mancanza della fornitura principale dell'energia elettrica, entro 5 secondi circa (se si tratta di gruppi elettrogeni il tempo può raggiungere i 15 secondi).

Evacuatori di fumo e calore

Tali sistemi di protezione attiva dall'incendio sono di frequente utilizzati in combinazione con impianti di rivelazione e sono basati sullo sfruttamento del movimento verso l'alto delle masse di gas caldi generate dall'incendio che, a mezzo di aperture sulla copertura, vengono evacuate all'esterno.

Gli evacuatori di fumo e calore (EFC) consentono pertanto di:

- Agevolare lo sfollamento delle persone presenti e l'azione dei soccorritori grazie alla maggiore probabilità che i locali restino liberi da fumo almeno fino ad un'altezza da terra tale da non compromettere la possibilità di movimento.
- Agevolare l'intervento dei soccorritori rendendone più rapida ed efficace l'opera.

- Proteggere le strutture e le merci contro l'azione del fumo e dei gas caldi, riducendo in particolare il rischio e di collasso delle strutture portanti.
- Ritardare o evitare l'incendio a pieno sviluppo - "flash over".
- Ridurre i danni provocati dai gas di combustione o da eventuali sostanze tossiche e corrosive originate dall'incendio.

La ventilazione dei locali può essere ottenuta con vari sistemi:

- *Lucernari a soffitto*: possono essere ad apertura comandata dello sportello o ad apertura per rottura del vetro, che deve essere allora del tipo semplice.
- *Ventilatori statici continui*: la ventilazione in questo caso avviene attraverso delle fessure laterali continue. L'ingresso dell'acqua è impedito da schermi e cappucci opportunamente disposti. In taluni casi questo tipo è dotato di chiusura costituita da una serie di sportelli con cerniera centrale o laterale, la cui apertura in caso d'incendio avviene automaticamente per la rottura di un fusibile.
- *Sfoghi di fumo e di calore*: il loro funzionamento è in genere automatico a mezzo di fusibili od altri congegni. La loro apertura può essere anche manuale. È preferibile avere il maggior numero possibile di sfoghi, al fine di ottenere che il sistema di venti-lazione entri in funzione il più presto possibile in quanto la distanza tra l'eventuale incendio e lo sfogo sia la più piccola possibile.
- *Aperture a shed*: si possono prestare ad ottenere dei risultati soddisfacenti, se vengono predisposti degli sportelli di adeguate dimensioni ad apertura automatica o manuale.
- *Superfici vetrate normali*: l'installazione di vetri semplici che si rompano sotto l'effetto del calore può essere adottata a condizione che sia evitata la caduta dei pezzi di vetro per rottura accidentale mediante rete metallica di protezione

3. EVOLUZIONE STORICA DELLE COSTRUZIONI METALLICHE

Essendo l'oggetto di questa tesi le pitture intumescenti applicate all'acciaio, risulta interessante l'evoluzione storica nell'ambito dell'uso civile che l'acciaio ha avuto.

3.1 EVOLUZIONE DELLE COSTRUZIONI METALLICHE

Le prime costruzioni a struttura metallica furono realizzate in Inghilterra a partire dal 1775; fra esse il ponte in ghisa sul Severn avente luce di 30 m, progettato da A. Derby, il quale consta di cinque archi affiancati aventi profilo pressoché semicircolare. Prima di allora materiali ferrosi erano utilizzati per singoli elementi strutturali soggetti a sforzi di trazione (tiranti); tuttavia, per le difficoltà di lavorazione, non era agevole realizzare profili complessi in grado di formare organismi autonomi. A partire dai primi dell'ottocento la costruzione metallica ebbe notevole sviluppo nella realizzazione di ponti stradali e ferroviari e di edifici civili o industriali aventi coperture di grande luce, sostenute da colonne in ferro o in ghisa [Scibilia, 2010]. Tale sviluppo fu sostenuto dall'introduzione dei procedimenti scientifici propri della Scienza delle Costruzioni. Notevoli ponti metallici vennero eseguiti nella prima metà dell'ottocento (1840-1850) lungo la linea ferroviaria Leopolda congiungente Firenze a Livorno. I principali ponti vennero progettati da R. Stephenson e realizzati con materiali provenienti dalla Gran Bretagna. I ponti a via inferiore adottarono lo schema statico di trave armata, ottenuta dalla combinazione di elementi in ghisa aventi ottima resistenza a compressione e di tiranti in ferro ai quali erano principalmente affidati gli sforzi di trazione. A partire dal 1850 l'uso strutturale della ghisa nei ponti subì una notevole contrazione a vantaggio del ferro il quale era in grado di sostenere con maggior sicurezza sforzi di flessione. Nel 1850 vennero completati in Inghilterra i ponti Britannia e Conway, progettati da Stephenson e Fairbairn, aventi impalcato a trave continua. Il Britannia aveva schema statico longitudinale di trave continua su cinque appoggi, campate centrali di 144 m e laterali di 74 m di luce, con sezione a cassone in lamiera di acciaio irrigidita, mentre la trave del Conway era continua su quattro appoggi. La memoria pubblicata da Fairbairn nel 1849 sulla costruzione delle suddette strutture evidenzia la chiara presa di coscienza di fondamentali esigenze tecniche, fra le quali: le verifiche attraverso modelli e la valutazione delle azioni del vento e della temperatura. Non era tuttavia risolto il problema dell'iperstaticità, il quale attivò un intenso dibattito scientifico culminato nella formulazione dell'equazione dei tre momenti da parte di Clapeyron (1857), applicata alla verifica a posteriori delle suddette strutture. Negli stessi anni Wohler sviluppava in Germania le indagini sperimentali sulla resistenza a fatica degli assali dei vagoni ferroviari, che protrattesi per oltre un ventennio costituiscono le basi per la comprensione del fenomeno. Nel Regno Unito uno dei ponti

più significativi è costituito dal ponte sul Firth of Forth, progettato da Fowler e Baker nel 1881, del tipo cantilever, caratterizzato dall'uso di sezioni tubolari, avente luce libera di 521 m, rappresentato nella figura 3.1, tuttora in esercizio. Il suo schema statico longitudinale prevede due torri centrali da ciascun lato delle quali aggettano due grandi mensole reticolari. Le mensole interne sostengono un'ulteriore trave consentendo di elevare notevolmente la luce tra l'asse delle torri; mentre le mensole esterne sono vincolate a pile o a spalle.



Figura 3.1: Ponte Cantilever sul Firth of Forth (1881, luce libera 521 m).

Importanti realizzazioni di ponti si susseguirono rapidamente in tutta l'Europa, per superare i vincoli imposti dai tracciati ferroviari. I progetti più arditi adottarono lo schema statico di arco reticolare a due cerniere, per la cui analisi vennero applicati i procedimenti della statica grafica, divulgati da Schwedler a Berlino nel 1851 e successivamente da Culmann (1864) e da Ritter (1888), entrambi docenti del Politecnico di Zurigo. I ponti ferroviari di luce minore, per linee a semplice binario, erano composti prevalentemente da due travi reticolari a via superiore o inferiore. Le briglie erano costituite da pacchetti di lamiere chiodate, mentre le pareti venivano realizzate con un fitto ordito di angolari inclinati secondo due direzioni (spesso a 45 gradi sulla verticale), secondo uno schema derivato dai ponti in legno (travi Town). Tale sistema presentava il vantaggio della uniformità costruttiva, in quanto spesso si adottavano le stesse sezioni per le aste tese e per quelle compresse.

Particolare impulso alle costruzioni metalliche nell'edilizia venne dato dalle esposizioni internazionali di Londra del 1851, nella quale venne edificato, ad opera di Joseph Paxton, il Palazzo

di cristallo, con struttura in ferro e ghisa, e da quella di Parigi del 1855, ove venne realizzata una copertura a volta circolare di 48 m di luce. Negli edifici civili e industriali si ebbe una coesistenza di elementi portanti in muratura e in metallo, in quanto la cortina muraria esterna era costituita da muratura portante in mattoni o in pietra squadrata, le colonne interne erano in ghisa e le travi e i travetti dei solai erano in ferro.

Il primo edificio a struttura interamente metallica fu la fabbrica di cioccolata, costruita nel 1791 a Noisiel sulla Marna; tuttavia, essa costituì un episodio isolato. Ulteriori esposizioni svoltesi a Parigi nel 1867, nel 1878 e nel 1889 videro la realizzazione di opere di notevole arditezza, rese possibili tanto dall'utilizzazione di prodotti laminati quanto dallo sviluppo di adeguati procedimenti di calcolo. Principale simbolo di quest'ultima esposizione di Parigi era la torre Eiffel, avente altezza di 300 m, la quale prende il nome dal progettista, costruttore di altre importanti opere, tra le quali spiccano il magazzino Bon-Marchè di Parigi (1876) e i ponti ferroviari sul Douro (Portogallo 1875) e di Garabit (1880), costituiti ciascuno da un arco reticolare a due cerniere avente luce rispettivamente di 160 e 165 m (figura 3.2). Tra i grandi progettisti merita di essere ricordato, altresì, H. Labruste per la Biblioteca Nazionale di Parigi (1858-68), con annesso deposito libri costruiti interamente in acciaio e vetro. Negli Stati Uniti si ebbero le più spettacolari applicazioni, sia nel campo degli edifici che in quello dei ponti. Le più importanti applicazioni agli edifici si ebbero a partire dal 1885, in particolare per merito della Scuola di Chicago, rappresentata da Le Baron Jenney, Adler e Sullivan. Essi applicarono sistematicamente la struttura intelaiata con travi e pilastri in profilati laminati, manifestata all'esterno senza superfetazioni, contribuendo a creare la moderna architettura degli edifici commerciali. L'Home Insurance Building (alto 10 piani) e il Leiter Building (alto 8 piani), costruiti da Le Baron Jenney rispettivamente nel 1885 e nel 1889, rappresentano i primi esempi significativi di edifici senza muri portanti. Da quel momento l'edificio commerciale subì notevoli incrementi di altezza a Chicago e soprattutto a New York. In questa città sono stati realizzati i più significativi grattacieli, tra i quali si citano il Flatiron Building di 21 piani (figura 3.3), progettato da Burnham nel 1902 e sede della Fuller Costruzioni, che realizzò negli anni seguenti importanti edifici, e l'Empire State Building, progettato da Lamb & Harmon nel 1931 e alto 102 piani (figura 3.4). La costruzione di detti edifici fu resa possibile per lo spirito pionieristico dei progettisti e degli impresari, spesso accomunati negli stessi soggetti, e dalla eccezionale arditezza degli operai (ironworkers) che lavorarono al montaggio degli elementi, sospesi a notevole altezza dal suolo (per le operazioni più spericolate vennero utilizzati operai indiani pellerossa, dotati di eccezionale senso dell'equilibrio. Il numero di incidenti sul lavoro fu, comunque, rilevante). Analogamente, la città di New York si distinse per la realizzazione dei ponti più lunghi, realizzati in

periodi successivi per collegare l'isola di Manhattan. Essi adottarono sistematicamente lo schema statico del ponte sospeso – bandito in Europa – realizzando nel 1880 il ponte di Brooklyn, avente la campata centrale di 524 m, progettato da John Roebling; nel 1929 il ponte G. Washington, avente la campata centrale di 1067 m, progettato da Othmar Ammann, e, infine, nel 1963 il ponte Giovanni da Verrazzano, avente la campata centrale di 1298 m (poco più lunga di quella del Golden Gate di San Francisco), progettato ancora da Ammann, stabilendo di volta in volta nuovi primati. La storia dei ponti in ferro è anche costellata di disastri, la cui descrizione occuperebbe un intero volume. I casi più clamorosi riguardarono i seguenti attraversamenti:

- il Tay Bridge in Scozia, collassato nel 1879 al transito di un convoglio ferroviario in presenza di forte vento;
- il Quebec Bridge, in Canada, avente la campata centrale lunga 488 m, progettato da T. Cooper, riprendendo lo schema statico del ponte sul Firth of Forth, collassato in fase di costruzione nel 1907;
- il Tacoma Bridge, nello Stato di Washington, avente la campata centrale lunga 853 m, progettato da L. Moisseiff, di tipo sospeso, collassato per instabilità aeroelastica nel 1940, dopo alcuni mesi dall'apertura al traffico, soprannominato Galloping Gertie a causa delle elevate oscillazioni torsionali manifestatesi immediatamente.

Le indagini che seguirono tali disastri portarono significativi avanzamenti per la valutazione delle azioni, soprattutto del vento, e della resistenza delle costruzioni. In Italia importanti applicazioni furono determinate dallo sviluppo delle ferrovie, in particolare nei ponti e nelle stazioni ferroviarie, e dalle coperture di ampi spazi pubblici urbani, quali le gallerie e i mercati, nonché dalla copertura di teatri. Tra le più prestigiose realizzazioni, si citano la galleria Vittorio Emanuele a Milano e il ponte stradale e ferroviario sull'Adda presso Paderno (tra Lecco e Bergamo), costruito tra il 1887 e il 1889 dalla Società Nazionale Officine di Savigliano. Il ponte scavalca l'Adda con un arco a traliccio di 150 m di luce, a 80 m sopra il livello del fiume. L'arco sostiene una travata lunga 266 m con due carreggiate sovrapposte, rispettivamente stradale e ferroviaria (figura 3.5). In Sicilia le applicazioni più significative riguardarono i ponti ferroviari, l'edilizia civile e le costruzioni navali. Sulla linea ferroviaria di Valledlunga, completata nel 1885, costituente in ordine di tempo l'ultimo tratto del collegamento Palermo-Catania, vennero realizzati sette ponti in ferro, progettati prevalentemente da Cottrau, su un totale di quindici attraversamenti. Un notevole contributo fu dato dalla costruzione di nuove fonderie, tra le quali merita di essere menzionata la Oretea, nata a Palermo ad opera dei Florio. La sede, nei pressi del porto, fu progettata da C. Giachery (1854) utilizzando strutture in ferro e ghisa per la copertura e per i pilastri. Analoga struttura ebbero i

Capitolo 3

capannoni realizzati sulle banchine del porto di Palermo. Per quanto riguarda gli edifici civili, si ricorda che nel 1875 venne iniziata la costruzione del Teatro Massimo (G.B.F. Basile) i cui lavori sarebbero stati ultimati dopo circa un ventennio. Nel 1877 la copertura a tenda del Teatro Politeama venne sostituita con una struttura metallica a traliccio, sostenuta da colonne in ghisa (G. Damiani Almeyda), costruita dalla fonderia Oretea.



Figura 3.2: Viadotto di Garabit (1880-1884, luce 165 m).



Figura 3.3: Flatiron Building (1902).

Nel 1886 venne inaugurata l'attuale Stazione ferroviaria centrale. Tuttavia, la grandiosa tettoia in ferro con lucernari, progettata da Di Giovanni ed eseguita dalle suddette officine di Savigliano, venne successivamente smantellata. Nel 1895 venne ultimato il Teatro Massimo, anch'esso con copertura metallica. Particolarmente interessante è la copertura della sala costituita da una cupola reticolare. Detta cupola presenta un diametro di 28 metri, ed è composta da 16 archi radiali, da 5 anelli poligonali e da 128 diagonali. Pure in ferro erano le strutture della sala sotto la cupola e le travature reticolari a sostegno della copertura del palcoscenico. In metallo dovettero essere parte delle costruzioni per l'esposizione nazionale degli anni 1891-1892.



Figura 3.4: Empire State Building (1931).



Figura 3.5: Ponte di Paderno sull'Adda (1887-1889, luce 150 m).

Dalla seconda metà dell'Ottocento sino ai primi anni di questo secolo vennero realizzati numerosi solai, utilizzando profilati in ferro ad I ed elementi di alleggerimento in argilla. Il primo edificio con ossatura metallica, probabilmente solo sul prospetto principale, venne realizzato nel 1908 ad angolo fra la via Roma e la via Cavour da N. Mineo, progettista anche del Teatro Biondo. Tra le opere più significative realizzate nei primi anni del Novecento, si ricorda la copertura a volta cilindrica della stazione di Milano, costruita a partire dal 1929 (figura 3.6), dalle officine Savigliano, nel cui gruppo di progettazione figurava l'ingegnere F. Masi. Agli inizi del secolo si svilupparono i procedimenti di saldatura ossiacetilenica e ad arco con elettrodi rivestiti, i quali furono ampiamente adottati nelle costruzioni meccaniche e navali e in significativi ponti a travate Vierendel. Tuttavia, il contemporaneo avvento del cemento armato monopolizzò l'attenzione dei progettisti e dei costruttori civili, divenendo, in breve tempo, il principale materiale strutturale. In tale scelta giocarono un ruolo non secondario i costi elevati dei materiali metallici, di importazione, e anche nelle strutture in cemento armato si verificò una spasmodica tendenza alla riduzione delle sezioni dei tondini in acciaio. In occasione della "campagna del ferro alla patria", si assistette anche alla distruzione di qualche opera in ferro significativa sotto il profilo storico e artistico.



Figura 3.6: Copertura della stazione di Milano (1929).

Lo sviluppo delle realizzazioni in carpenteria metallica si intreccia con quello delle tecnologie di produzione e di lavorazione, nonché con quello delle conoscenze teoriche sul comportamento delle strutture. L'insegnamento universitario della scienza e della tecnica delle costruzioni prese l'avvio in Francia presso l'Ecole des ponts et chaussées e l'Ecole Polytechnique, fondate a Parigi rispettivamente nel 1747 e nel 1794. Notevole rilievo assunsero le figure di Monge, Cauchy e Poisson, e in particolare di Saint Venant e di Navier, i quali offrirono fondamentali contributi sulla teoria dell'elasticità. Navier si interessò anche alla progettazione di ponti in ferro, in particolare di quelli sospesi, presiedendo commissioni di inchiesta relative ad alcuni eventi disastrosi. Nei politecnici vennero forniti agli ingegneri i mezzi per l'analisi delle sollecitazioni e per il calcolo delle tensioni delle strutture vincolate isostaticamente; permase, invece, a lungo, indeterminazioni per l'analisi delle strutture iperstatiche. Molte realizzazioni precorsero e indirizzarono lo sviluppo della scienza delle costruzioni, come si verificò per i suddetti ponti Britannia e Conway e per alcune travi reticolari. In Germania si svilupparono, in particolare, le Scuole di Berlino e di Stoccarda ad opera di Mohr e di Muller Breslau. Notevole suggestione ebbero, altresì, i metodi della statica grafica e la teoria dell'ellisse di elasticità, la quale costituì il procedimento fondamentale per la verifica dei ponti ad arco, costruiti dalla fine dell'800 sino al secondo conflitto mondiale. Una delle prime e più brillanti applicazioni venne offerta dal suddetto ponte di Paderno, progettato da Rothlisberger, allievo di Ritter, per conto delle officine di Savigliano. In Italia acquistarono particolare importanza nel campo della tecnica delle costruzioni le Scuole di applicazione per ingegneri di Torino, di Padova, di Milano e di Napoli. A Torino operarono Menabrea e Castigliano,

al quale si deve la più lucida applicazione dei teoremi del lavoro alla risoluzione dei sistemi elastici iperstatici. Nel campo delle travi reticolari vanno ricordati anche i fondamentali contributi di Cremona. L'insegnamento delle costruzioni metalliche venne sviluppato nei corsi di costruzione di ponti e di meccanica applicata alle costruzioni. Nell'Università degli Studi di Palermo, la Scuola di applicazione per ingegneri e architetti, annessa alla Facoltà di Scienze, ebbe inizio nel 1866. Di essa fecero parte G.B.F. Basile, progettista del Teatro Massimo, e altri eminenti docenti, tra i quali si ricordano G. Damiani Almeyda, progettista del Teatro Politeama, e G. Salemi Pace. Prima di allora la figura di maggior rilievo nell'insegnamento della Tecnica delle Costruzioni e dell'Architettura tecnica era costituita da C. Giachery, docente di architettura civile a partire dal 1836. Elementi di costruzioni in ferro furono inseriti dal 1870 nell'ambito del corso di meccanica applicata alle costruzioni. Vennero introdotte le cattedre di statica grafica, di applicazioni della meccanica alle costruzioni e disegno e di costruzioni con disegno. Tale organizzazione venne mantenuta per tutto l'Ottocento e fino al 1914. Attualmente l'insegnamento delle costruzioni in acciaio viene impartito nell'ambito dei corsi di tecnica delle costruzioni e di costruzioni in acciaio.

Negli anni successivi alla seconda guerra mondiale, le costruzioni metalliche ripresero un rapido sviluppo. In particolare, si realizzarono ponti, capannoni industriali e sostegni per elettrodotti. Inoltre, vennero eseguiti delicati interventi su edifici in muratura, consistenti nella sostituzione di alcune cortine in muratura con telai in acciaio. Negli anni '60 e negli anni '70 si ebbe una notevole espansione delle costruzioni metalliche, favorita da massicce esportazioni di carpenterie in acciaio verso i Paesi in via di sviluppo e nel Medio Oriente. Negli anni '90 l'industria europea dell'acciaio ha sofferto una grave crisi, tuttora in atto, caratterizzata da una produzione di circa 132 milioni di tonnellate, a fronte di una capacità produttiva di 191 milioni di tonnellate di acciaio (69%). Anche in Italia si registrò un difficile momento, caratterizzato da una produzione di circa 25 milioni di tonnellate di acciaio, contro una capacità produttiva di 40 milioni di tonnellate (63%). Negli ultimi dieci anni la mappa della siderurgia italiana è completamente mutata a causa della scomparsa delle acciaierie di Stato (l'ILVA è stata ceduta al gruppo Riva), per il cambio di interessi della Falk dalla siderurgia all'energia e all'ambiente, e per numerose fusioni e incorporamenti di aziende, nonché per la chiusura di centri siderurgici (Bagnoli). Analoghi cambiamenti sono avvenuti negli USA, dove si distinguevano alcune compagnie di importanza mondiale, tra le quali la U.S. Steel Co. (USS) fondata nel 1901, avente origine dalla Carnegie Steel, e la Bethlehem Steel, fornitrici degli acciai dei numerosi grattacieli e ponti in acciaio, compreso il Golden Gate a San Francisco, nonché di rotaie e lamiere per navi e per l'industria automobilistica e bellica. La USS si è trasformata nella USX Corporation, ed è il primo produttore degli USA. La Bethlehem Steel, invece, ha chiuso i

battenti nel 2004, e parte delle attività sono state assorbite dalla ISG (International Steel Group). Attualmente, uno dei Paesi maggiori produttori di materiale al grezzo è la Cina, la quale ha prodotto nel 2003 circa 220 milioni di tonnellate, mentre in Italia sono stati prodotti, nello stesso anno, 26.7 milioni di tonnellate. Nel 2006 è avvenuta la fusione tra le acciaierie europee Arcelor e le indiane Mittal Steel che hanno costituito il primo gruppo mondiale con produzione di oltre 100 milioni di tonnellate, pari a circa il 10% del mercato mondiale. A partire dagli anni '70 del XX secolo, sono stati introdotti gli acciai termomeccanici (TMCP), nei quali l'incremento delle caratteristiche meccaniche del materiale è stato ottenuto non attraverso l'introduzione di elementi nella lega, ma attraverso opportuni trattamenti termici in grado di modificare la microstruttura e le dimensioni dei grani, senza penalizzarne la tenacità e la saldabilità. Si ritiene che in Italia il 40% dell'acciaio venga impiegato per la realizzazione di strutture, sia sotto forma di carpenteria metallica (6%) sia come tondo per cemento armato (34%). Tale rapporto tra i quantitativi di acciaio per cemento armato e per carpenteria non trova rispondenza negli altri Paesi comunitari (Gran Bretagna, Francia e Germania), dove i due consumi sono sostanzialmente equilibrati. Tra le numerose e complesse cause giustificative di tale divario, si ritiene abbia avuto un ruolo non marginale la limitata confidenza degli ingegneri civili con i problemi specifici delle costruzioni metalliche, e la mancanza di operatori intermedi per le operazioni di montaggio, le quali spesso si sono dimostrate le più delicate. Particolarmente vantaggiosa risulta l'adozione dell'acciaio in strutture di grande luce o in zona sismica, a causa della riduzione delle masse e per le notevoli doti di duttilità che è possibile attribuire a tali sistemi, qualora si adottino idonee soluzioni per il controventamento. Interessanti sviluppi riguardano il materiale, sia per quanto attiene alla produzione di acciai ad alta resistenza, sia con riferimento alla parziale soluzione dei tre fondamentali problemi che interessano le costruzioni in acciaio, ovvero resistenza alla corrosione, resistenza al fuoco e saldabilità. Sono da tempo prodotti acciai basso legati, detti patinabili, nei quali lo strato superficiale di prodotti della corrosione esercita una funzione protettiva nei confronti del metallo sottostante. Recentemente, sono stati introdotti sul mercato acciai con resistenza al fuoco migliorata, i quali potrebbero risultare particolarmente vantaggiosi per gli edifici multipiano o industriali. Infine, sono disponibili prodotti in acciaio che presentano alta resistenza ed elevata duttilità, nonché ottime doti di saldabilità. In seguito all'attentato del 2001 alle Twin Towers di New York, alte 415 m con 110 piani, costruite nel 1973 e rimaste per breve tempo l'edificio più alto del mondo, sembrava che l'era dei grattacieli volgesse al declino, in quanto troppo esposti ai rischi derivanti da attentati terroristici e da incendi. Invece, si è assistito negli ultimi anni ad una nuova rincorsa al primato dell'altezza, soprattutto da parte dei Paesi emergenti. Gli Stati Uniti hanno perduto il primato detenuto per molti decenni (fino al 1999) dalle Sears Towers di Chicago, alte 442 m con 110 piani, superato nel 1999 dalle Petronas

Towers di Kuala Lumpur (Malesia), alte 452 m con 88 piani, dalla torre di Taipei a Taiwan alta 509 m con 101 piani, e dal Burj di Dubai (Emirati Arabi), costruito tra il 2004 ed il 2009, che con circa 820 m di altezza e 160 piani rappresenta un incredibile incremento rispetto alle costruzioni precedenti. Sembra che la gara non sia finita, dal momento che nel Bahrain e in Kuwait (Golfo Persico) si stanno progettando edifici alti 1000 m. Le strutture in acciaio, inoltre, hanno incontrastato dominio nella costruzione dei ponti stradali e ferroviari e nelle coperture di grande luce. La quasi totalità delle coperture delle tribune degli stadi di calcio realizzate per i vari campionati mondiali e per le Olimpiadi, è stata realizzata in acciaio.

4. RESISTENZA AL FUOCO DELLE STRUTTURE, NORMATIVA DI RIFERIMENTO

Partendo dalla conoscenza che le pitture intumescenti sono dei protettivi passivi antincendio e quindi agiscono sul tempo dato alla struttura sulla quale essi sono depositati di poter resistere all'azione di un incendio, passiamo in rassegna la normativa di interesse, con la consapevolezza che le azioni meccaniche su una struttura o su un elemento strutturale sono influenzate dagli incendi.

4.1 RESISTENZA AL FUOCO DELLE STRUTTURE

Sulla scorta dell'allegato I del regolamento europeo UE 305/2011 possiamo esplicitare quelli che sono i requisiti di base delle opere da costruzione in cui si dice che nel complesso e nelle loro singole parti devono essere adatte all'uso a cui sono destinate, tenendo conto in particolare della salute e della sicurezza delle persone interessate durante l'intero ciclo di vita delle opere.

Fatta salva l'ordinaria manutenzione, le opere di costruzione devono soddisfare i presenti requisiti di base per una durata di servizio economicamente adeguata.

1. Resistenza meccanica e stabilità

Le opere di costruzione devono essere concepite e realizzate in modo che i carichi cui possono essere sottoposti durante la realizzazione e l'uso non provochino:

- a) Il crollo, totale o parziale, della costruzione.
- b) Gravi ed inammissibili deformazioni.
- c) Danni ad altre parti delle opere di costruzione, o a impianti principali od accessori, in seguito a una grave deformazione degli elementi portanti.
- d) Danni accidentali sproporzionati alla causa che li ha provocati.

2. Sicurezza in caso di incendio

Le opere di costruzione devono essere concepite e realizzate in modo che, in caso di incendio:

- a) La capacità portante dell'edificio possa essere garantita per un periodo di tempo determinato.
- b) La generazione e la propagazione del fuoco e del fumo al loro interno siano limitate.
- c) La propagazione del fuoco a opere di costruzione vicine sia limitata.
- d) Gli occupanti possano abbandonare le opere di costruzione o essere soccorsi in altro modo.

- e) Si tenga conto della sicurezza delle squadre di soccorso.

4.2 NORMATIVA DI RIFERIMENTO

Il requisito di resistenza al fuoco delle strutture venne introdotto in Italia per la prima volta nel 1961 con la circolare n.91 “norme di sicurezza per la protezione contro il fuoco dei fabbricati a struttura in acciaio destinati ad uso civile”, che a fronte del crescente impiego dei profilati d'acciaio per la costruzione delle strutture portanti, si pose il problema di una regolamentazione specifica per evitare un impiego indiscriminato che avrebbe potuto determinare gravi pericoli per la stabilità degli edifici in caso di incendio. “Esse sono basate sul criterio fondamentale che la struttura debba resistere, senza rovinare, all'incendio delle sostanze combustibili in essa contenute. Pertanto il grado di protezione delle strutture di acciaio varia secondo la qualità e la quantità dei materiali combustibili presenti nei singoli locali, nonché in base alla destinazione dei locali stessi, alla posizione ed al numero delle uscite, al pericolo della propagazione del fuoco ad altri fabbricati e finalmente alla rapidità ed importanza presuntiva del soccorso”. E' da sottolineare che nella circolare n. 52 del 1982 venne esplicitato come le modalità di valutazione della circolare 91/61 fossero valide per qualsiasi materiale che costituisse l'elemento costruttivo, ampliando di fatto il campo di applicazione che nella stesura originaria era limitato alle strutture metalliche di edifici da adibire ad uso civile.

Il requisito di resistenza al fuoco effettiva di un locale o di una struttura è calcolato sulla base del “carico di incendio” espresso dalla quantità equivalente di legno per m², che si ottiene dividendo per 4400 (potere calorifico superiore del legno), il numero di calorie per unità di superficie orizzontale del locale, o del piano considerato, che al massimo si possono sviluppare per effetto della combustione di tutti i materiali combustibili presenti:

$$q = \frac{\sum_{i=1}^n g_i H_i}{4400 A} \quad (4.1)$$

dove

- q è il carico di incendio [$\text{kg}_{\text{legna}}/\text{m}^2$];
- g_i è il peso del generico fra gli n combustibili che si prevedono presenti nel locale o nel piano nelle condizioni più gravose di carico di incendio [kg];
- H_i è il potere calorifico superiore del generico fra gli n_i combustibili di peso g_i [Cal/kg];
- A è la superficie orizzontale del locale o del piano del fabbricato considerato [m²];
- 4400 è il potere calorifico superiore del legno [Cal/kg].

La classe del piano o del locale considerato si determina pertanto in base alla formula:

$$c = k q \quad (4.2)$$

dove

- c è il numero indicativo della classe;
- k è un coefficiente di riduzione che tiene conto delle condizioni reali di incendio del locale o del piano nel complesso dell'edificio;
- q è il carico dell'incendio dichiarato;

Il valore del coefficiente k , compreso tra 0,2 e 1,0, viene determinato in base alle caratteristiche dell'edificio, alla natura del materiale combustibile presente, alla destinazione, alla distanza da altri edifici ed alle esistenti misure di segnalazione e prevenzione degli incendi. La circolare per ciascuno dei precedenti fattori attribuisce un punteggio, la cui somma algebrica corrisponde al dato con il quale entrando sull'asse delle ascisse nel grafico riportato in figura 4.1, restituisce il valore del coefficiente k .

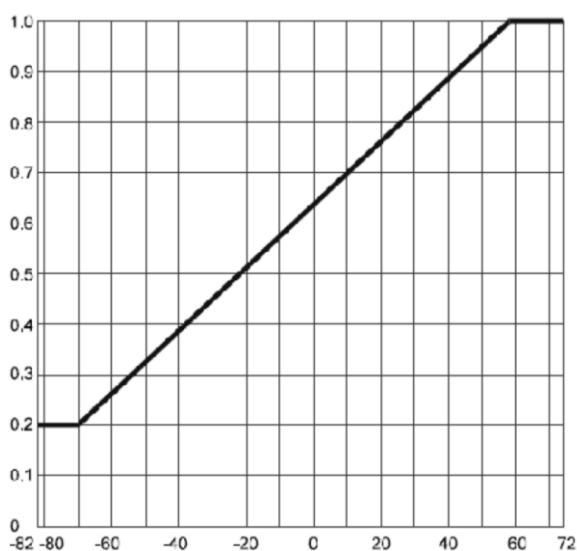


Figure 4.1: Correlazione fra indice totale di valutazione e coefficiente di riduzione del carico di incendio.

Una volta noti il coefficiente k e il carico di incendio q si può determinare la classe di resistenza richiesta, che corrisponde ai minuti per i quali la struttura deve garantire il mantenimento delle sue proprietà meccaniche.

4.2.1 D.M. 9 MARZO 2007

Il D.M. 9 marzo 2007 “prestazione di resistenza al fuoco delle costruzioni nelle attività soggette al controllo del Corpo nazionale dei vigili del fuoco”, che ha abrogato di fatto la circolare n.91, ha introdotto delle notevoli modifiche nel calcolo della resistenza al fuoco delle strutture. Anche se le

formule di calcolo del carico di incendio e quindi della valutazione della resistenza al fuoco da richiedere alle strutture appaiono simili a quelle definite nella circolare n.91, la nuova normativa introduce cambiamenti sull'approccio che il progettista deve tenere; lasciando ad esso la valutazione del livello di prestazione da garantire per la struttura in esame, pur sempre imponendo dei valori minimi di resistenza al fuoco sulla base delle caratteristiche dell'edificio in esame.

Le prestazioni da richiedere ad una costruzione, in funzione degli obiettivi di sicurezza, sono individuate nei seguenti livelli:

- Livello I: nessun requisito specifico di resistenza al fuoco dove le conseguenze della perdita dei requisiti stessi siano accettabili o dove il rischio di incendio sia trascurabile;
- Livello II: mantenimento dei requisiti di resistenza al fuoco per un periodo sufficiente all'evacuazione degli occupanti in luogo sicuro all'esterno della costruzione;
- Livello III: mantenimento dei requisiti di resistenza al fuoco per un periodo congruo con la gestione dell'emergenza;
- Livello IV: requisiti di resistenza al fuoco tali da garantire, dopo la fine dell'incendio, un limitato danneggiamento della costruzione;
- Livello V: requisiti di resistenza al fuoco tali da garantire, dopo la fine dell'incendio, il mantenimento della totale funzionalità della costruzione stessa.

Il livello di prestazione I è applicabile solamente a quelle strutture non rientranti tra le attività soggette ai vigili del fuoco;

Per il livello II non è necessario il calcolo del carico di incendio in quanto, se l'edificio in oggetto rientra in determinati parametri forniti dalla norma, la classe di resistenza al fuoco da garantire è

- 30 per costruzioni ad un piano fuori terra, senza interrati;
- 60 per costruzioni fino a due piani fuori terra e un piano interrato;

Se il progettista lo ritiene opportuno, può determinare classi di resistenza inferiore se compatibili con il livello III di prestazione, applicabile a tutte le costruzioni rientranti nel campo di applicazione del suddetto decreto ad esclusioni di quelle rientranti nelle categorie IV e V. La classe di resistenza al fuoco per tale livello è in funzione del carico d'incendio specifico di progetto, secondo quanto riportato nella tabella 4.1.

Tabella 4.1. Requisiti di resistenza al fuoco sulla base del carico di incendio, determinato per un livello di prestazione III.

Carichi di incendio specifici di progetto $q_{f,d}$	Classe
Non superiore a 100 MJ/m ²	0
Non superiore a 200 MJ/m ²	15
Non superiore a 300 MJ/m ²	20
Non superiore a 450 MJ/m ²	30
Non superiore a 600 MJ/m ²	45
Non superiore a 900 MJ/m ²	60
Non superiore a 1200 MJ/m ²	90
Non superiore a 1800 MJ/m ²	120
Non superiore a 2400 MJ/m ²	180
Superiore a 2400 MJ/m ²	240

Il valore del carico d'incendio specifico di progetto $q_{f,d}$ è determinato secondo la seguente relazione:

$$q_{f,d} = \delta_{q1} \times \delta_{q2} \times \delta_{qn} \times q_f \quad (4.3)$$

dove:

- δ_{q1} è il fattore che tiene conto del rischio di incendio in relazione alla dimensione del compartimento;
- δ_{q2} è il fattore che tiene conto del rischio di incendio in relazione al tipo di attività svolta nel compartimento;
- δ_{qn} è il fattore che tiene conto delle differenti misure di protezione;
- q_f è il valore nominale del carico di incendio specifico da determinarsi secondo la formula:

$$q_f = \frac{\sum_{i=1}^n g_i H_i m_i \psi_i}{A} \quad (4.4)$$

dove

- g_i è massa dell' i -esimo materiale combustibile [kg];
- H_i è potere calorifico inferiore dell' i -esimo materiale combustibile [MJ/kg];
- m_i è il fattore di partecipazione alla combustione dell' i -esimo materiale combustibile;
- ψ_i è il fattore di limitazione della partecipazione alla combustione dell' i -esimo materiale combustibile;
- A è la superficie lorda in pianta del compartimento [m²].

Si citano nel presente decreto le curve di incendio nominali rappresentante da una variazione di temperatura nel tempo. La prima delle equazioni scritte sotto rappresenta la curva nominale ISO 834 anche chiamata curva standard sulla base della quale vengono costruite le varie classi di resistenza al fuoco:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8 t + 1) \quad (4.5)$$

dove

- θ_g è la temperatura media dei gas di combustione espressa in °C
- t è il tempo espresso in minuti.

Nel caso di incendi di quantità rilevanti di idrocarburi o altre sostanze con equivalente velocità di rilascio termico, ed esclusivamente per la determinazione della capacità portante delle strutture, la curva di incendio nominale standard deve essere sostituita con la curva nominale degli idrocarburi seguente:

$$\theta_g = 1080(1 - 0,325 \cdot e^{-0,167 t} - 0,675 \cdot e^{-2,5 t}) + 20 \quad (4.6)$$

Nel caso di incendi sviluppatasi all'interno del compartimento, ma che coinvolgono strutture poste all'esterno, per queste ultime la curva di incendio nominale standard può essere sostituita con la curva nominale esterna seguente:

$$\theta_g = 1080(1 - 0,325 \cdot e^{-0,167 t} - 0,675 \cdot e^{-2,5 t}) + 20 \quad (4.7)$$

Nel caso di incendi sviluppatasi all'interno del compartimento, ma che coinvolgono strutture poste all'esterno, per queste ultime la curva di incendio nominale standard può essere sostituita con la curva nominale esterna seguente:

$$\theta_g = 660(1 - 0,687 \cdot e^{-0,32 t} - 0313 \cdot e^{-3,8 t}) + 20 \quad (4.8)$$

Il presente decreto lascia la possibilità al progettista di procedere con un approccio prestazionale basato sulle curve naturali di incendio.

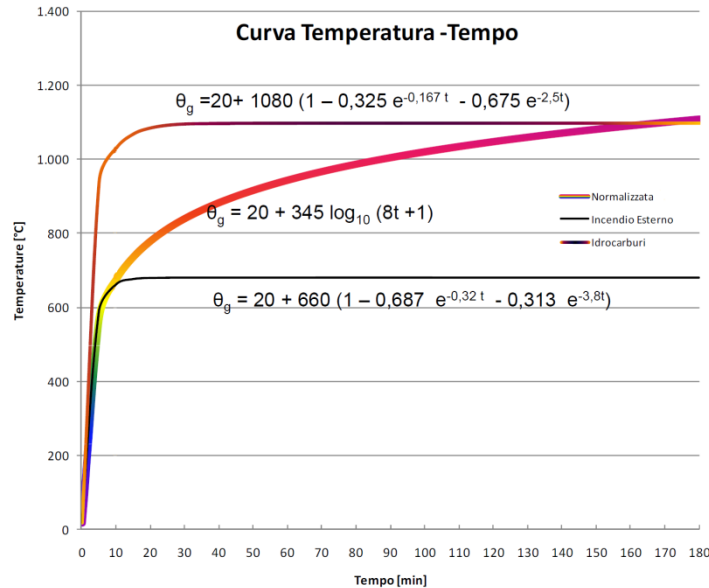


Figure 4.2: Rappresentazione grafica delle curve nominali (curve post flashover).

Nel caso in cui il progetto sia dunque condotto con un approccio prestazionale, secondo le indicazioni contenute in specifici provvedimenti emanati dal Ministero dell'interno, la capacità portante e/o la capacità di compartimentazione, in alternativa al metodo che fa riferimento alle classi, può essere verificata rispetto all'azione termica della curva naturale di incendio, applicata per l'intervallo di tempo necessario al ritorno alla temperatura ordinaria, da determinarsi attraverso:

- modelli di incendio sperimentali oppure,
- modelli di incendio numerici semplificati oppure,
- modelli di incendio numerici avanzati.

Le curve di incendio naturale dovranno essere determinate per lo specifico compartimento, con riferimento a metodi di riconosciuta affidabilità e facendo riferimento al carico di incendio specifico di progetto ponendo pari ad 1 i coefficienti δ_{ni} relativi alle misure di protezione che si intende modellare. Qualora si adotti uno di questi metodi, deve essere eseguita anche la verifica della capacità portante e/o della capacità di compartimentazione degli elementi costruttivi rispetto all'azione termica della curva di incendio nominale standard con riferimento alle classi riportate

nella tabella 4.2 in funzione del carico d'incendio specifico di progetto $q_{f,d}$ definito precedentemente.

Tabella 4.2. Requisiti di resistenza al fuoco sulla base del carico di incendio, determinato per un approccio prestazionale.

Carichi di incendio specifici di progetto $q_{f,d}$	Classe
Non superiore a 300 MJ/m ²	0
Non superiore a 450 MJ/m ²	15
Non superiore a 600 MJ/m ²	20
Non superiore a 900 MJ/m ²	30
Non superiore a 1200 MJ/m ²	45
Non superiore a 1800 MJ/m ²	60
Non superiore a 2400 MJ/m ²	90
Superiore a 2400 MJ/m ²	120

E' importantissimo ricordare, come anche esplicitato dal D.M., che quale che sia il modello scelto, i valori del carico d'incendio e delle caratteristiche del compartimento, adottati nel progetto per l'applicazione dei metodi suddetti, costituiscono un vincolo d'esercizio per le attività da svolgere all'interno della costruzione. Riassumendo nella figura che segue:

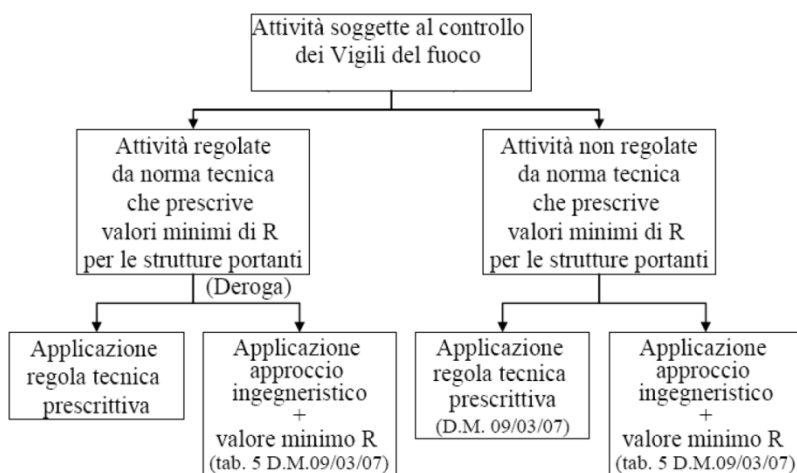


Figura 4.3: Procedura per determinazione del requisito minimo di “R” per le strutture.

Qui di seguito vengono dati alcuni termini utilizzati da molta della normativa di prevenzione incendi tra cui il D.M. 9/03/2007 e D.M. 16/02/2007, definizioni che rientrano nella esplicitazione della definizione di resistenza al fuoco ed in generale rappresentano una migliore qualificazione degli obiettivi delle varie norme della prevenzione che nella maggioranza dei casi condividono gli obiettivi.

R:

- Con il simbolo R si intende la capacità portante di un elemento costruttivo di sopportare definite azioni meccaniche agenti su una o più superfici per un certo periodo di tempo, senza alcuna perdita di stabilità strutturale, mentre l'elemento si trova immerso in un incendio standard. Il criterio per la valutazione del collasso strutturale, corrisponde al raggiungimento di un valore di soglia della deformazione (flettente o assiale) e/o di un valore di soglia della velocità di deformazione (flettente o assiale). Il primo criterio è più affine ad un calcolo analitico, il secondo ad una prova di laboratorio.

E:

- Capacità di un elemento di separazione di sopportare l'azione dell'incendio agente su una faccia senza far passare l'incendio sulla faccia non esposta, intesa come passaggio di fiamme e gas caldi. La valutazione della tenuta è generalmente fatta sulla base di quale dei tre criteri è raggiunto per primo:
 - a) fessure o aperture superiori a prefissati valori;
 - b) innesco di un batuffolo di cotone;
 - c) presenza di fiamma persistente.

La perdita del requisito R comporta automaticamente la perdita di E.

Per la valutazione del criterio a) si usano calibri cilindrici (gap gauge) ϕ 8 e 20 mm che devono entrare e muoversi liberamente senza sforzo all'interno delle fessure; tale metodo si usa soprattutto per elementi non dotati di I, per i quali il batuffolo di cotone si innescherebbe sempre.

I:

- Capacità di un elemento costruttivo di sopportare l'azione dell'incendio agente su una faccia senza far passare l'incendio sulla faccia non esposta, a seguito di un significativo passaggio

di energia termica. La trasmissione di calore deve essere limitata in modo che né la faccia non esposta (se combustibile) né alcun materiale combustibile a contatto con la sua superficie venga innescato. Il requisito I testimonia anche la capacità dell'elemento di rappresentare una barriera al calore sufficiente a proteggere le persone nelle sue vicinanze. Il primo obiettivo è raggiunto quando la temperatura massima misurata in qualsiasi punto della superficie non esposta non supera di più di 180°C la temperatura media iniziale. Il secondo obiettivo è raggiunto quando la temperatura media misurata sulla faccia non esposta non supera di più di 140°C la temperatura media iniziale.

W:

- Capacità di un elemento costruttivo, per lo più trasparente, di sopportare l'azione dell'incendio agente su una faccia in modo da ridurre la probabilità di trasmissione dell'incendio attraverso l'irraggiamento a materiali adiacenti alla sua faccia non esposta. Il criterio di perdita del requisito W è il raggiungimento di un flusso termico per unità di superficie, misurato ad 1 m di distanza dal campione in prova, pari o superiore a 15 kW/m². Un elemento che soddisfa i requisiti I soddisfa automaticamente il requisito W per lo stesso tempo. Di contro la perdita del requisito E significa la perdita automatica del requisito W. Il requisito W rappresenta una prestazione di livello più basso rispetto all'isolamento I.

M:

- Capacità di un elemento costruttivo di sopportare un impatto che vuole rappresentare l'azione dinamica connessa ad un crollo di altri componenti in caso d'incendio E' quindi un requisito aggiuntivo cui associare un contenuto di robustezza strutturale. Il criterio non dà luogo, da solo, ad una classificazione e consiste nel far impattare al centro di un elemento di separazione verticale, che ha garantito i requisiti R, E e/o I per un determinato tempo, una massa di 200 kg, da una quota prefissata in modo da produrre un'energia d'urto di 3,00 kJ. L'elemento garantisce il requisito M se non perde repentinamente i requisiti R, E e/o I.

C:

- Capacità di una porta od altro sistema di chiusura di chiudersi automaticamente a prescindere dalla disponibilità di energia elettrica per gli azionamenti. Il dispositivo di chiusura deve far richiudere una porta normalmente aperta ad ogni apertura oppure far chiudere una porta normalmente aperta in caso di incendio. La lettera C può essere seguita

da un numero da 0 a 5 cui corrisponde il numero di cicli di apertura/chiusura cui è stato sottoposto il dispositivo in modo da testarne l'invecchiamento.

S:

- Capacità dell'elemento di ridurre o eliminare il passaggio di gas o fumi "freddi" da una parte all'altra dell'elemento di separazione. E' un requisito associato alle porte ed ai sistemi di chiusura e garantisce un livello di sicurezza ulteriore e molto più severo rispetto al requisito E. Il criterio per la verifica del requisito S consiste nel controllare, sia a temperatura ambiente che a 200°C in corrispondenza di una pressione di 50 N/m² su una faccia dell'elemento, che la portata d'aria non superi i 20 m³/h per le porte ad un'anta ed i 30 m³/h per quelle a due ante. In questo caso la porta risponde al requisito Sm Se la portata Sm. d'aria, con una pressione di 25 N/m², riferita ad 1 m di lunghezza di apertura tra anta fissa ed anta mobile, non supera i 3 m³/h, la porta risponde al requisito Sa. Il requisito testimonia quindi la capacità dell'elemento di impedire, già nelle prime fasi dell'incendio, il passaggio di gas e fumi freddi e quindi di garantire condizioni di visibilità e di vivibilità al di là dello stesso.

G:

- Capacità di un camino e dei relativi prodotti di resistere all'incendio della fuliggine. Il criterio per determinare il requisito G è quello di verificare che al passaggio nel suo interno una portata d'aria a 1.000 °C per 30 min la temperatura, a prefissate distanze dalla superficie esterna, non superi i 100°C. Se la prova è positiva il simbolo G è seguito da un numero che indica, in mm, la distanza a cui è stata effettuata la misura ed alla quale è possibile porre del materiale combustibile.

R	Capacità portante	P o PH	Continuità di corrente o capacità di segnalazione
E	Tenuta	G	Resistenza all'incendio della fuliggine
I	Isolamento	K	Capacità di protezione al fuoco
W	Irraggiamento	D	Durata della stabilità a temperatura costante
M	Azione meccanica	DH	Durata della stabilità lungo la curva standard tempo-temperatura
C	Dispositivo automatico di chiusura	F	Funzionalità degli evacuatori motorizzati di fumo e calore
S	Tenuta al fumo	B	Funzionalità degli evacuatori naturali di fumo e calore

Figura 4.4: Classificazione degli obiettivi della resistenza al fuoco.

4.2.2 D.M. 16 FEBBRAIO 2007

Il D.M. 16 febbraio 2007 apporta molteplici cambiamenti rispetto alla precedente citata circolare 91 del 1961, sia nella classificazione del requisito al fuoco degli elementi e delle strutture sia nella determinazione di tali valori. Vengono infatti introdotti ulteriori fattori di classificazione oltre alla capacità portante R, la tenuta E e l'isolamento I, tra i quali i più importanti sono l'irraggiamento W, la stabilità meccanica M e la tenuta al fumo S di cui abbiamo parlato diffusamente nel paragrafo precedente. Questo decreto come anche altri si riferisce a diverse tipologie di materiali da costruzioni, come ad esempio il cemento armato, il legno e l'acciaio. Per opportunità noi dedicheremo attenzione solo alle costruzioni in acciaio.

Le prestazioni di resistenza al fuoco dei prodotti e degli elementi costruttivi possono essere determinate in base ai risultati di:

- prove;
- calcoli;
- confronti con tabelle;

Per quanto riguarda il procedimento di confronto con tabelle la figura 4.5 riporta i valori minimi (in mm) dello spessore s di alcune tipologie di rivestimento protettivo sufficienti a garantire il requisito R per le classi indicate di travi semplicemente appoggiate, tiranti e colonne al variare del fattore di sezione S/V (m^{-1}), con esclusione dei profili di classe IV ipotizzando per tutte le altre classi di trascurare improvvisi fenomeni di instabilità. Per le colonne valgono le seguenti limitazioni ulteriori; lunghezza effettiva della colonna (da nodo a nodo) $\leq 4,5$ m (per colonne di piani intermedi) ovvero $\leq 3,0$ m (per colonne dell'ultimo piano).

- s_t è lo spessore in mm del rivestimento di travi e tiranti
- s_c è lo spessore in mm del rivestimento di colonne

INTONACO NORMALE							INTONACO PROTETTIVO ANTINCENDIO						
Classe	Fattore di sezione (m ⁻¹)						Classe	Fattore di sezione (m ⁻¹)					
	<50	<100	<150	<200	<250	<300		<50	<100	<150	<200	<250	<300
30	S _i =10	10	10	15	20	20	30	S _i =10	10	10	10	15	20
	S _c =10	15	20	25	25	30		S _c =10	10	15	15	20	25
60	S _i =10	20	25	35	40	45	60	S _i =10	10	20	25	30	40
	S _c =15	25	35	45	55	65		S _c =10	20	30	35	40	50
90	S _i =15	30	45	55	65	75	90	S _i =15	25	35	45	55	65
	S _c =25	40	55	75				S _c =20	35	45	60	75	
120	S _i =20	45	60	75			120	S _i =15	35	50	65	75	
	S _c =30	55						S _c =25	45	65			
180	S _i =35	65					180	S _i =25	55	75			
	S _c =50							S _c =35	65				
240	S _i =50						240	S _i =35	70				
	S _c =70							S _c =50					
Intonaco tipo sabbia e cemento, sabbia cemento e calce, sabbia calce e gesso e simili caratterizzato da una massa volumica compreso tra 1000 e 1400 kg/m ³							Intonaco tipo gesso, vermiculite o argilla espansa e cemento o gesso, perlite e gesso e simili caratterizzato da una massa volumica compresa tra 600 e 1000 kg/m ³						

Figura 4.5: Travi tiranti e colonne in acciaio (D.M. 16 febbraio 2007).

Rispetto alle tabelle della circolare n.91, viene introdotto un parametro, il fattore di sezione S/V, che assume un ruolo importante poiché regolando la velocità di riscaldamento di un elemento in acciaio esposto al fuoco governa anche la velocità d'ingresso del calore. Questo avviene in quanto l'aumento di calore è direttamente proporzionale all'area esposta all'incendio e la conseguente velocità di riscaldamento è inversamente proporzionale alla capacità termica dell'elemento. Il fattore di sezione si misura come rapporto fra il perimetro riscaldato e l'area della sezione trasversale.

Per quel che riguarda le prove sperimentali esse sono richiamate nell'allegato B dove viene definito l'obiettivo, espresso come la valutazione del comportamento al fuoco dei prodotti e degli elementi costruttivi, sotto specifiche condizioni di esposizione e attraverso il rispetto di criteri di prestazione misurabili. Le condizioni di esposizione, i criteri prestazionali e le procedure di classificazione da utilizzare sono indicate nelle parti 2, 3 e 4 della norma EN 13501. Le specifiche dei forni sperimentali, delle attrezzature di prova, degli strumenti di misura e acquisizione, le procedure di campionamento, conservazione, condizionamento, invecchiamento, installazione e prova e le modalità di stesura del rapporto di prova sono indicate nelle norme EN richiamate dalle parti 2, 3 e 4 della EN 13501. I rapporti di prova sono redatti in conformità allo specifico paragrafo previsto dalle norme 1363-1, 2 e alle informazioni richieste dalle norme di prova proprie di ciascun prodotto o elemento costruttivo. In particolare il richiedente la prova deve fornire al laboratorio almeno:

- La descrizione dettagliata del campione comprendente disegni ed elenchi identificativi dei componenti comprendenti le denominazioni commerciali e i produttori dei componenti;

- Il campione destinato alla prova e quelli necessari all'identificazione dei componenti;
- Eventuali altri campioni o componenti degli stessi ritenuti necessari, a discrezione del laboratorio di prova, alla verifica sperimentale delle prestazioni dichiarate;
- Una dichiarazione della durabilità delle prestazioni che si vanno a valutare; qualora il laboratorio di prova evidenzi che possano verificarsi problemi di durabilità delle prestazioni, dovrà richiedere ulteriori giustificazioni al committente della prova.

Inoltre viene specificato sempre nell'allegato che il produttore è tenuto a conservare il suddetto fascicolo tecnico e a renderlo disponibile per il professionista che se ne avvale per la certificazione di cui all'articolo 4 comma 1 del presente decreto, citando gli estremi del fascicolo tecnico.

L'ultima delle metodologie per determinare la prestazione di resistenza al fuoco di elementi e strutture è la classificazione in base ai risultati dei calcoli, modalità contenuta nell'allegato C del D.M. 16/02/2007. I metodi di calcolo della resistenza al fuoco hanno l'obiettivo di consentire la progettazione di elementi costruttivi portanti, separanti o non separanti, tutto questo sotto specifiche condizioni di esposizione al fuoco e attraverso il rispetto di criteri prestazionali e l'adozione di particolari costruttivi. Il punto 2 dell'allegato esplicita che le condizioni di esposizione al fuoco sono definite in specifici regolamenti e basate sugli scenari di incendio in essi prescritti o su quelli attesi. Nei medesimi regolamenti sono definite le combinazioni di carico da considerare agenti insieme all'azione del fuoco. I metodi di calcolo da utilizzare nel rispetto del presente decreto sono quelli contenuti negli eurocodici se completi delle appendici. Nel nostro caso gli eurocodici che prenderemo in esame sono l'EN 1991-1-2 dal titolo: azioni sulle strutture esposte al fuoco; ed inoltre l'EN 1993-1-2: progettazione delle strutture in acciaio contro l'incendio.

4.2.3 D.M. 9 MAGGIO 2007

La complessa materia della prevenzione incendi può essere approcciata secondo due strategie sostanzialmente differenti. Da una parte, un approccio di tipo deterministico, imperante in Italia, si concretizza nella emanazione di norme estremamente prescrittive (si pensi, su tutte, alle norme verticali di prevenzione incendi, ove esistenti) e / o nel ricorso a strumenti di calcolo molto semplici (ad es., Circolare n.91 del 1961, curva standard d'incendio ISO 834, norme UNI per la valutazione della resistenza al fuoco degli elementi strutturali). Il pregio maggiore di tale approccio risiede senza dubbio alcuno nella sua estrema semplicità, nella garanzia di una certa omogeneità di applicazione, nella possibilità di erogare in tempi ragionevoli una formazione uniforme ed accettabile ai controllori. Il suo limite più evidente consiste, invece, nella rigidità, talora eccessiva, delle prescrizioni normative e delle procedure di calcolo. Dall'altra, un approccio di tipo

ingegneristico – prestazionale (Fire Engineering), seguito per lo più nei Paesi anglosassoni, si basa sulla predizione della dinamica evolutiva dell'incendio tramite l'applicazione di idonei modelli di calcolo fisicamente basati (physically sound). Punto di forza di questa seconda strategia è la sua estrema flessibilità, che consente la simulazione di incendi di complessità anche molto elevata (in teoria i modelli di campo più evoluti non conoscono limitazioni in tal senso), previa valutazione di un certo numero di dati di input (su tutti geometria del dominio di calcolo, condizioni di ventilazione, tipo e quantità del combustibile, curva HRR vs. tempo), da assegnare con dettaglio variabile con la raffinatezza del modello. Per converso i limiti più evidenti di tale approccio risiedono nella problematica validazione sperimentale dei modelli in argomento, data la natura distruttiva delle prove che andrebbero condotte, nella spinta preparazione richiesta ai professionisti ed, ancor più, ai controllori, dato il proliferare negli anni di modelli anche molto diversi tra loro, ed, infine, nel caso di raffinati modelli di campo, in un onere calcolativo non sempre sostenibile con i PC di comune diffusione.

Il decreto 9 maggio 2007 ("direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio"), emanato a brevissima distanza temporale dagli altri due rilevanti decreti riguardanti la resistenza al fuoco (DM 16 febbraio 2007 e DM 9 marzo 2007), segna indubbiamente un passo epocale nell'attività nazionale di prevenzione degli incendi. Esso introduce, per la prima volta in Italia, il cosiddetto "approccio ingegneristico" alla sicurezza antincendio delineando aspetti completamente nuovi rispetto al vecchio metodo di tipo prescrittivo, finora adottato dal legislatore. L'articolo 1 indica gli obiettivi generali che il testo regolamentare si prefigge ovvero quelli connessi alla definizione degli aspetti procedurali, ai criteri di valutazione del rischio e alla progettazione delle conseguenti misure compensative attraverso le metodologie offerte dalla Fire Engineering. L'articolo 2 fissa, tuttavia, lo specifico campo di applicazione del decreto individuando, come destinatari dell'applicazione delle nuove metodologie, gli insediamenti di tipo complesso o a tecnologia avanzata e gli edifici di particolare rilevanza architettonica e/o costruttiva, ivi compresi quelli pregevoli per arte o storia o ubicati in ambiti urbanistici di particolare specificità. Stabilisce inoltre la possibilità di applicazione del nuovo metodo innanzitutto alle attività che non sono attualmente provviste di specifiche disposizioni antincendio, estendendo poi la medesima possibilità anche alle attività provviste di norma specifica di prevenzione incendi, nell'ambito però dei procedimenti di deroga previsti dai regolamenti nazionali. Una prima importante, e forse utile, precisazione a tale articolo è stata offerta successivamente attraverso la lettera circolare n. 4921 del 17.07.2007 della direzione centrale per la prevenzione e la sicurezza tecnica. Con tale precisazione si ritiene, in altri termini, che la nuova metodologia possa anche essere applicata ad attività diverse

da quelle specificamente richiamate dall'art. 2. Tuttavia l'applicazione del metodo prestazionale dovrebbe essere indirizzato a quelle tipologie di attività per le quali esso è maggiormente adatto (attività complesse), anche in relazione al nuovo obbligo, introdotto dal decreto, connesso alla elaborazione di apposito documento contenente il cosiddetto "programma per l'attuazione del sistema di gestione della sicurezza antincendio (SGSA)", documento tipico delle attività a rischio di incidente rilevante. Tra gli aspetti puramente procedurali, previsti dall'art. 3 all'art. 6, che pure costituiscono una parte importante e certamente nuova, sia per i progettisti che per gli stessi Comandi provinciali VF, si evidenzia l'art. 6. quello più significativo e relativo al sistema di gestione della sicurezza antincendio. Infatti, per la progettazione antincendio eseguita mediante l'approccio ingegneristico, viene ritenuta necessaria dal decreto l'elaborazione di un documento contenente il programma per l'attuazione del sistema di gestione della sicurezza antincendio (denominato SGSA), in relazione al fatto che le scelte e le ipotesi poste a base del progetto costituiscono vincoli e limitazioni imprescindibili per l'esercizio dell'attività. In altri termini si richiede una maggiore attenzione, da parte dei titolari delle attività, nei confronti dell'aspetto gestionale connesso alla sicurezza antincendio. Ma lo stesso decreto prevede una maggiore attenzione su tale aspetto anche da parte dell'autorità deputata al rilascio del CPI. Infatti, viene stabilito che l'attuazione del sistema di gestione della sicurezza antincendio è soggetta a verifiche periodiche da parte del personale del Corpo nazionale dei vigili del fuoco. La prima verifica del SGSA avverrà in concomitanza con il sopralluogo finalizzato al rilascio del certificato di prevenzione incendi mentre le verifiche successive avranno cadenza pari alla validità del certificato di prevenzione incendi e, in ogni caso, non superiore a sei anni. Proprio in relazione alla importanza che il decreto intende riporre sull'aspetto connesso alla gestione della sicurezza, il medesimo atto regolamentare stabilisce che, nel caso in cui l'esito della verifica del SGSA rilevi la mancanza dei requisiti previsti, il comando VF sospende la validità del certificato di prevenzione incendi e provvede a darne comunicazione all'interessato, al sindaco, al prefetto e alle altre autorità competenti ai fini dei provvedimenti da adottare nei rispettivi ambiti (ovviamente per le attività con lavoratori dipendenti viene confermata la contestuale applicazione al d.lgs 758/94). Il decreto inoltre ritiene necessario attivare un apposito organismo di osservazione denominato "osservatorio per l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio" il quale opererà nell'ambito della direzione centrale per la prevenzione e la sicurezza (art. 7). Tale osservatorio avrà come principale obiettivo quello di favorire la massima integrazione tra tutti i soggetti chiamati all'attuazione delle disposizioni inerenti l'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio, espletando a tale proposito attività di monitoraggio, adottando misure tese ad uniformare le modalità attuative dell'approccio prestazionale al procedimento di prevenzione incendi.

Esaminiamo a questo punto l'allegato che costituisce la parte che potremmo definire "tecnica" dell'articolato, ovvero la parte dedicata al cosiddetto "Processo di valutazione e progettazione nell'ambito dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio", allegato nel quale vengono inizialmente introdotte alcune definizioni "chiave" appartenenti a tale nuova metodologia, tra le quali si citano:

- Curva di rilascio termico (Heat Release Rate -HRR): energia termica emessa da un focolare o da un incendio per unità di tempo (W).
- Incendio di progetto: descrizione quantitativa di un focolare previsto all'interno di uno scenario di incendio.
- Livelli di prestazione: criteri di tipo quantitativo e qualitativo rispetto ai quali si può svolgere una valutazione di sicurezza.
- Processo prestazionale: processo finalizzato a raggiungere obiettivi e livelli di prestazione specifici.
- Scenario di incendio di progetto: specifico scenario di incendio per il quale viene svolta l'analisi utilizzando l'approccio ingegneristico.

Si evidenziano qui di seguito quali sono i passi da seguire ai fini dell'attuazione del nuovo metodo proposto.

L'allegato al presente decreto distingue due fasi e cioè una prima fase che coincide con la cosiddetta analisi preliminare e una seconda fase che corrisponde all'analisi di tipo quantitativo. La prima fase progettuale coincidente con l'analisi preliminare costituirà l'elemento fondamentale per la successiva quantificazione degli effetti dell'incendio. In tale fase occorrerà quindi individuare le condizioni più rappresentative del rischio, fissare gli obiettivi di sicurezza da perseguire, scegliere i livelli di prestazione che rappresentano gli indici a cui riferirsi per il raggiungimento degli obiettivi fissati, individuare gli scenari di incendio.

L'analisi preliminare dovrà poi essere raccolta in un sommario tecnico, firmato congiuntamente dal progettista e dal titolare dell'attività, ove è sintetizzato il processo seguito. Il decreto identifica gli elementi da inserire in questo sommario o, meglio, individua i seguenti capisaldi o argomenti da trattare:

- *definizione del progetto*; attraverso l'identificazione e la documentazione di eventuali vincoli progettuali derivanti da previsioni normative o da esigenze peculiari dell'attività, individuazione dei pericoli di incendio connessi con la destinazione d'uso prevista, la

descrizione delle condizioni ambientali, l'analisi delle caratteristiche degli occupanti in relazione alla tipologia di edificio ed alla destinazione d'uso prevista. Identificazione degli obiettivi di sicurezza antincendio. Un riferimento utile per la fissazione degli obiettivi generali può bene esser rappresentato dalla direttiva prodotti da costruzione o, meglio, dal connesso documento interpretativo n. 2 sicurezza in caso di incendio. Gli obiettivi devono quindi essere intesi come essenziali punti di partenza o di riferimento per stabilire i famosi "livelli di prestazione".

- *Individuazione dei livelli di prestazione*; Appare una delle parti più importanti e delicate dell'articolato poiché è qui che il progettista indica, in relazione all'esigenza di soddisfare gli obiettivi generali di sicurezza prima individuati, i parametri significativi di riferimento ai quali successivamente attribuire la prestazione attesa (livello di prestazione). L'allegato offre, in via generale, anche alcuni esempi di tali parametri ovvero: le temperature massime dei gas, i livelli di visibilità, i livelli di esposizione termica per le persone o per i materiali ecc...E' chiaro che perché i parametri prescelti assumano la veste di "prestazioni" occorrerà quantificarne il livello e pertanto lo stesso progettista dovrà definire i valori numerici dei medesimi rispetto ai quali verificare i risultati attesi dal progetto, dovrà in definitiva stabilire i cosiddetti livelli o limiti di tolleranza. Per effettuare tale operazione lo stesso allegato suggerisce di desumere tali valori "...dalla letteratura tecnica condivisa tra cui vengono citate, a titolo esemplificativo e non esaustivo, la norma ISO/TR 13387, la norma BS 7974, il decreto del Ministro dei Lavori Pubblici 9 maggio 2001". In particolare, si segnala che, per quanto attiene lo studio del comportamento umano in caso di incendio, con particolare riferimento ai modelli o processi di evacuazione e ai parametri limiti o tollerabili per quanto attiene le dosi di esposizione al calore (convettivo + radiativo), le concentrazioni di gas irritanti, le dosi di gas asfissianti, la visibilità ecc., un buon contributo tecnico sull'argomento, comunque ancora in via di sviluppo in sede internazionale, è specificatamente rappresentato dalla ISO/TR 13387 – parte 8 ("Life safety engineering – Part 8: Life safety – Occupant behaviour, location and condition") e dalla connessa Draft Technical Specification ISO/DTS 13571 ("Life threat from fires – Guidance on the estimation of time available for escape using fire data").
- *Individuazione degli scenari di incendio di progetto*; Il decreto offre la possibilità di utilizzare i due decreti oggi in vigore ossia il decreto del ministro dell'Interno 4 maggio 1998 (sostituito dal D.M. 7 agosto 2012) e il decreto del ministro dell'Interno 10 marzo

1998, i quali permettono la definizione degli scenari d'incendio, intesi quali proiezioni dei possibili eventi di incendio. Comunque lo stesso decreto ritiene di precisare che nel processo di individuazione degli scenari di incendio di progetto, devono essere valutati gli incendi realisticamente ipotizzabili nelle condizioni di esercizio previste, scegliendo i più gravosi per lo sviluppo e la propagazione dell'incendio. A tal fine risultano determinanti, secondo il decreto, lo stato, tipo ed il quantitativo del combustibile, la configurazione e posizione del combustibile, il tasso di crescita del fuoco e picco della potenza termica rilasciata (HRR max), il tasso di sviluppo dei prodotti della combustione, le caratteristiche dell'edificio, le condizioni delle persone presenti (affollamento, stato psico-fisico, presenza di disabili, ecc.). Nella seconda fase dell'iter progettuale in cui si affronterà il vero e proprio calcolo (analisi quantitativa), si passerà a quantificare gli effetti dell'incendio prescelto in relazione agli obiettivi assunti, confrontando i risultati ottenuti con i livelli di prestazione già individuati e concludendo quindi il progetto da sottoporre a definitiva approvazione da parte del Comando VF. Tale analisi di tipo numerico o quantitativo andrà eseguita con l'uso di appositi modelli i quali dovranno fornire i parametri essenziali ai fini della verifica prestazionale. Ai fini della valutazione di elementi essenziali come lo sviluppo dell'incendio e delle sue possibili conseguenze nonché le possibili condizioni di esodo corrispondenti alla situazione di incendio prescelto, l'approccio progettuale da seguire in tale fase, quindi, consiste innanzitutto nella scelta dei modelli da applicare al caso in esame. Una volta selezionato il modello, si passerà alla sua applicazione al caso in esame al fine di ottenere una serie di parametri numerici utili per descrivere l'evoluzione dell'incendio e consentire così lo sviluppo della progettazione/ verifica con riferimento ai livelli di prestazione prefissati. Il decreto nulla dice su questi parametri numerici che dovranno descrivere l'incendio, ma indica il documento interpretativo per il requisito essenziale n. 2 "Sicurezza in caso d'incendio" della direttiva prodotti da costruzione 89/106/CEE come possibile riferimento per la loro individuazione.

L'Ingegneria della sicurezza antincendio applica principi di ingegneria per valutare il livello di sicurezza necessario e per progettare e calcolare le conseguenti misure di sicurezza. In materia di sicurezza antincendio delle opere da costruzione, gli strumenti dell'ingegneria possono essere usati in diverse maniere:

- a. per determinare i dati di base sulle modalità di sviluppo e propagazione nelle opere dell'incendio e dei suoi effluenti, ovvero:
 - calcolo dello sviluppo dell'incendio nei locali;

- calcolo della propagazione dell'incendio all'interno o all'esterno degli edifici al di là del locale di origine;
 - valutazione del movimento degli effluenti dell'incendi nelle opere e negli edifici;
- b. per valutare le azioni ovvero:
- esposizione al calore e agli effluenti dell'incendio di persone e cose;
 - azione meccanica sulle strutture edilizie e/o opere
- c. per valutare la prestazione dei prodotti da costruzione esposti al fuoco, ad esempio:
- caratteristiche di incendi in corso di sviluppo, quali infiammabilità, propagazione della fiamma, tasso di emanazione di calore, produzione di fumo e gas tossici;
 - resistenza delle strutture attaccate dall'incendio in termini di capacità portante e di funzione separatoria
- d. per valutare la rivelazione, l'attivazione, l'eliminazione, segnatamente a:
- tempi di attivazione dei sistemi di controllo, sistemi di eliminazione, squadre antincendio, occupanti;
 - effetto dei sistemi di controllo dell'incendio e del fumo (compresi agenti estinguenti);
 - valutazione dei tempi di rivelazione in funzione della natura e della ubicazione dei rivelatori di incendio/fumo;
 - interazione tra dispositivi di eliminazione ed altri dispositivi di sicurezza
- e. per valutare e progettare disposizioni di evacuazione e di soccorso”.

Nel presente decreto al punto 4.4 dell'Allegato viene esplicitata la documentazione di progetto e stabilito che questa comprenda, oltre che quella di cui all'allegato I al D.M. 4 maggio 1998, ulteriore documentazione sia con riferimento alla fase preliminare o di analisi qualitativa del progetto che alla fase di analisi quantitativa. Il decreto appare estremamente dettagliato in tale parte e prevede che:

- relativamente alla fase preliminare (I fase), la documentazione sia rappresentata dal sommario tecnico, firmato congiuntamente dal progettista e dal titolare dell'attività, ove è sintetizzato il processo seguito per individuare gli scenari di incendio di progetto ed i livelli di prestazione;
- per quanto attiene la fase di analisi quantitativa (II fase), la documentazione sia rappresentata da elaborati riguardanti la presentazione dei risultati. In particolare il decreto

indica elaborati quali i disegni e/o schemi grafici e/o immagini attraverso cui presentare in maniera chiara e inequivocabile i principali parametri di interesse per l'analisi svolta.

Di tali grandezze, inoltre, unitamente ai diagrammi e agli schemi grafici, devono essere chiaramente evidenziati i valori numerici nei punti significativi ai fini della valutazione dell'andamento dei fenomeni connessi allo sviluppo dell'incendio. Oltremodo il decreto richiede, infine, di fornire indicazioni e giustificazioni sui modelli utilizzati, sui parametri e valori associati, sulla origine e caratteristiche dei codici di calcolo (ivi incluse le indicazioni sulla riconosciuta affidabilità degli stessi codici), sul confronto fra risultati e livelli di prestazione. Ancora per quanto attiene il Sistema di gestione della sicurezza antincendio (SGSA), inteso dal decreto come strumento documentale necessario ai fini della implementazione della metodologia prestazionale, l'atto regolamentare precisa che la documentazione relativa, sottoposta all'esame dell'organo di controllo fin dalla fase di approvazione del progetto, dovrà basarsi sull'individuazione delle misure di protezione, eseguita sulla base di scenari di incendio valutati ad hoc. L'SGSA richiede, inoltre, un attento mantenimento nel tempo di tutti i parametri posti alla base della scelta sia degli scenari che dei progetti. Il sistema di gestione della sicurezza antincendio è, in sostanza, un documento o, meglio, uno strumento, che potrà anche cambiare nel corso della vita di esercizio dell'attività, ma esso dovrà sempre essere tale da garantire alla attività il medesimo livello di sicurezza inizialmente determinato ovvero tale da non ridurre le prestazioni attese e stabilite nel progetto. Ed è quindi per tale motivo che lo stesso documento sarà inizialmente approvato e periodicamente controllato dal Comando VF, anche in relazione ad un corrispondente programma di attuazione o realizzazione delle misure protettive da adottare.

4.2.4 EUROCODICE 1 AZIONI SULLE STRUTTURE PARTE 1-2

Il progetto in condizioni di incendio viene affrontato nelle parti 1-2 degli Eurocodici. Ed in particolare, la parte 1-2 dell'Eurocodice 1 per la definizione dell'azione incendio, la parte 1-2 dell'Eurocodice 3 per le strutture in acciaio. In ciascuna di queste parti vengono date indicazioni per il progetto e la verifica degli elementi strutturali in caso d'incendio oltre alla descrizione delle proprietà termiche e meccaniche dei materiali. In più sono riportati i metodi per la determinazione del carico d'incendio e delle curve d'incendio, descritti in questo paragrafo. L'impostazione concettuale viene ben sintetizzata nella seguente figura 4.6, il cui schema è tratto dall'Eurocodice 1 parte 1-2, ma presente anche in tutte le altre parti 1-2 dei successivi Eurocodici.

Un procedimento analitico completo di progettazione di strutture resistenti al fuoco considera il comportamento del sistema strutturale a temperatura elevata, il potenziale flusso di calore a cui la

struttura è esposta e il benefico effetto dei sistemi di protezione attiva e passiva; sono inoltre considerate le incertezze associate a tali aspetti e l'importanza della struttura (in termini di conseguenze del collasso). Attualmente, è possibile eseguire un procedimento di calcolo per determinare una prestazione adeguata, che comprende alcuni se non tutti, i parametri previsti, e per dimostrare che la struttura o i suoi componenti forniscono una prestazione soddisfacente in un incendio reale di un edificio. L'applicazione della presente Parte 1-2 è in figura illustrata. L'approccio prescrittivo e l'approccio su base prestazionale sono identificati. L'approccio prescrittivo utilizza l'incendio nominale per generare le azioni termiche. L'approccio su base prestazionale, utilizzando l'ingegneria di sicurezza contro l'incendio, si riferisce alle azioni termiche basate su parametri fisici e chimici. Il testo base della EN 1991-1-2 contiene gran parte dei concetti principali e delle regole necessarie per la descrizione delle azioni termiche e meccaniche sulle strutture. Supporti per la progettazione, basati sui modelli di calcolo forniti nella EN 1991-1-2 sono stati predisposti da organizzazioni esterne.

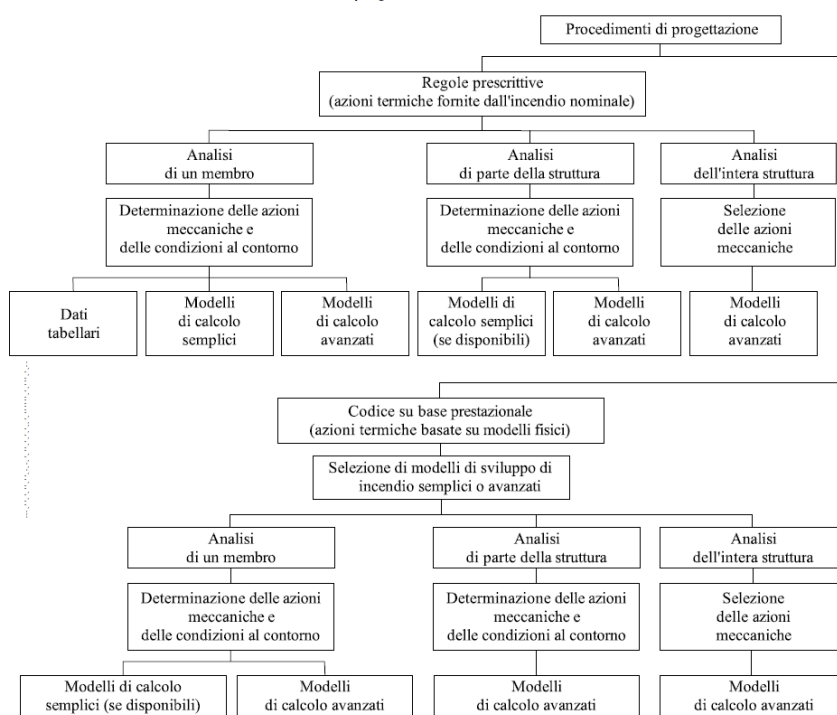


Figura 4.6: Procedimenti di progettazione secondo l'impostazione degli Eurocodici.

Procedimento per la progettazione strutturale in caso di incendio

L'analisi strutturale di progetto per il fuoco dovrà tenere in considerazione i seguenti passaggi:

1. selezione dello scenario d'incendio di progetto appropriato;

2. determinazione dei corrispondenti incendi di progetto;
3. calcolo dell'evoluzione della temperatura negli elementi strutturali;
4. calcolo del comportamento meccanico della struttura esposta al fuoco.

Il comportamento meccanico di una struttura dipende dalle azioni termiche e dai loro effetti termici sulle proprietà dei materiali e dalle azioni meccaniche indirette, nonché degli effetti diretti delle azioni meccaniche. La progettazione strutturale implica l'applicazione delle azioni per l'analisi termica (classificate come azioni eccezionali) e di quelle relative all'analisi meccanica. Illustriamo dunque di seguito i vari punti dell'analisi strutturale, partendo dal primo.

Scenario d'incendio di progetto: La normativa attuale indica che gli scenari d'incendio di progetto e i successivi incendi di progetto siano determinati con una attenta valutazione del rischio incendio.

Incendio di progetto: Per ogni scenario d'incendio di progetto, si raccomanda che sia definito un incendio di progetto in ogni compartimento e procedendo un compartimento alla volta.

Analisi della temperatura: Nell'effettuazione dell'analisi termica di un elemento la posizione dell'elemento all'interno dell'incendio di progetto deve essere tenuta in conto. Per elementi esterni, si raccomanda che sia considerata l'esposizione al fuoco attraverso le aperture della facciata e della copertura. Per quanto riguarda le pareti esterne di separazione, l'Eurocodice raccomanda che l'esposizione al fuoco sia considerata, quando richiesto, dall'interno (dall'adiacente compartimento antincendio), alternativamente dall'esterno (da altri compartimenti antincendio vicini). In riferimento all'incendio di progetto, che esplicheremo nel sottoparagrafo azioni termiche, si raccomanda che siano impiegati i procedimenti seguenti:

- Nel caso di curva temperatura-tempo nominale, l'analisi termica dell'elemento strutturale è condotta per un prefissato periodo di tempo senza considerare una fase di raffreddamento (Il periodo di tempo specificato può essere fornito nei regolamenti nazionali o ottenuto dall'appendice F di questo Eurocodice in cui viene data indicazione per il calcolo del tempo equivalente di esposizione al fuoco).
- Con un modello di fuoco, l'analisi termica dell'elemento strutturale è condotta per tutta la durata dell'incendio, includendo la fase di raffreddamento.

Analisi meccanica: L'analisi meccanica deve essere estesa allo stesso periodo di tempo usato per l'analisi termica. Si raccomanda che la verifica di resistenza sia condotta nel dominio del tempo:

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,requ} \quad (4.9)$$

o nel dominio delle resistenze:

$$R_{fi,d,t} \geq E_{fi,d,t} \quad (4.10)$$

o nel dominio delle temperature:

$$\Theta_d \leq \Theta_{cr,d} \quad (4.11)$$

Dove:

- $t_{fi,d}$ è il valore di progetto della resistenza al fuoco;
- $t_{fi,requ}$ è il tempo di resistenza al fuoco richiesto;
- $R_{fi,d,t}$ è il valore di progetto della resistenza dell'elemento in caso d'incendio al tempo t ;
- $E_{fi,d,t}$ è il valore di progetto degli effetti pertinenti delle azioni in caso d'incendio al tempo t ;
- Θ_d è il valore di progetto della temperatura del materiale;
- $\Theta_{cr,d}$ è il valore di progetto della temperatura critica del materiale.

Azioni termiche per l'analisi della temperatura

Ai fini del calcolo della temperatura sugli elementi sottoposti all'azione del fuoco, così come descritto nel sotto-paragrafo nella sezione *analisi della temperatura*, la sezione 3 dell'Eurocodice1 parte 1-2 ci descrive come agire per il calcolo di diversi parametri termici.

L'indicazione è che per il calcolo degli andamenti termici sugli elementi delle strutture il flusso termico netto su di esse sia determinato considerando il trasferimento di calore per convezione e irraggiamento nella forma:

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \quad [W/m^2] \quad (4.12)$$

Dove la componente convettiva del flusso di calore sarà:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot (\Theta_g - \Theta_m) \quad [W/m^2] \quad (4.13)$$

Ed la componente netta del flusso per irraggiamento per unità di superficie sarà data:

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\Theta_r + 273)^4 - (\Theta_m + 273)^4] \quad [W/m^2] \quad (4.14)$$

Esplicitiamo il significato dei vari termini della equazione 4.13:

- α_c è il coefficiente di trasferimento di calore per convezione [$W/m^2\text{°C}$];
- θ_g è la temperatura del gas in vicinanza dell'elemento esposto al fuoco [°C];
- θ_m è la temperatura superficiale dell'elemento [°C];

come verrà detto anche successivamente per il coefficiente convettivo si assume un valore standard riportato nella norma pari a $\alpha_c=25$ [$W/m^2\text{°C}$]. In riferimento alla equazione 4.14 i vari termini sono:

- Φ è il fattore di configurazione;
- ε_m è l'emissività superficiale dell'elemento;
- ε_f è l'emissività del fuoco;
- σ è la costante di Stephan Boltzmann ($5,67 \cdot 10^{-8} W/m^2K^4$);
- θ_r è la temperatura effettiva di irraggiamento della zona incendiata [°C];
- θ_m è la temperatura superficiale dell'elemento [°C];

Le indicazioni sono che l'emissività dell'elemento è $\varepsilon_m=0.8$, mentre l'emissività del fuoco è assunta unitaria come anche il fattore di configurazione Φ , il quale nel caso in cui si debba calcolarlo è data procedura nel presente Eurocodice nell'appendice G.

La normativa inoltre dà indicazioni sui valori di θ_m cioè sulla temperatura superficiale dell'elemento che andrà calcolata con l'ausilio della normativa Eurocodice 3 nel caso di elementi in acciaio. Invece per quanto riguarda l'andamento della temperatura dei gas θ_g essa verrà ricavata con le metodologie descritte qui di seguito, e cioè con un modello di fuoco oppure in riferimento alla curva nominale temperatura-tempo (curve precedentemente descritte nel paragrafo del D.M. 9/03/2007).

Andiamo dunque a scrivere le tre equazioni chiamate Curve temperatura-tempo nominali:

La prima delle equazioni scritte, *curva temperatura-tempo normalizzata*, rappresenta la curva nominale ISO 834 anche chiamata curva standard sulla base della quale vengono costruite le varie classi di resistenza al fuoco:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8 t + 1) \quad (4.15)$$

dove

- θ_g è la temperatura media dei gas di all'interno del compartimento espressa in °C
- t è il tempo espresso in minuti.

Nel caso di incendi di quantità rilevanti di idrocarburi, *curva degli idrocarburi*, o altre sostanze con equivalente velocità di rilascio termico, la curva nominale degli idrocarburi sarà la seguente (in questo caso il coefficiente di trasferimento convettivo raddoppia):

$$\theta_g = 1080(1 - 0,325 \cdot e^{-0,167 t} - 0,675 \cdot e^{-2,5 t}) + 20 \quad (4.16)$$

Nel caso di incendi sviluppatasi all'interno del compartimento, ma che coinvolgono strutture poste all'esterno, *curva dell'incendio esterno*, la curva di incendio nominale standard può essere sostituita con la curva nominale esterna seguente:

$$\theta_g = 660(1 - 0,687 \cdot e^{-0,32 t} - 0,313 \cdot e^{-3,8 t}) + 20 \quad (4.17)$$

Descriviamo di seguito i *modelli di fuoco naturali* per la determinazione di θ_g che si suddividono in *modelli di fuoco semplificato* e *modelli di fuoco avanzati*:

I *modelli di fuoco semplici* adottano anzitutto un valore del coefficiente di scambio convettivo pari a $\alpha_c=35$ [W/m²°C], nel caso di *incendi contenuti nel compartimento*, dunque per superficie limite di 500 m² di area in pianta ed altezza massima di 4 metri, si assume una temperatura uniforme spazialmente e variante solo nel tempo rappresentata dalla equazione 4.18 chiamata curva temperatura-tempo parametrica:

$$\theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324 \cdot e^{-0,2 t^*} - 0,204 \cdot e^{-1,7 t^*} - 0,472 \cdot e^{-19 t^*}) \quad (4.18)$$

Dove:

- θ_g è la temperatura del gas nel compartimento [°C];
- $t^* = t \cdot \Gamma$ è un tempo fittizio [h];

con

t tempo [h];

$\Gamma = [0/b]^2/[0,04/1160]^2$;

$b = \sqrt{\rho c \lambda}$ con i limiti $100 \leq b \leq 2200$ [J/m²s^{1/2}K];

ρ è la massa volumica della superficie esterna del compartimento [kg/m³];

c è il calore specifico della superficie del compartimento [J/kg K];

λ è la conduttività termica del compartimento [J/kg K];

$O = A_v \sqrt{h_{eq}} / A_t$ è il fattore di apertura con i limiti $0,02 \leq O \leq 0,20$ [m^{1/2}];

A_v è l'area totale delle aperture verticali sulle pareti [m²];

h_{eq} media pesata delle altezze delle finestre [m];

A_t area totale del compartimento [m²].

La precedente formulazione della curva d'incendio parametrico presume che le pareti e il soffitto del compartimento siano fatti di un solo strato di materiale. Se vi sono due o più strati di materiali diversi, l'Eurocodice fornisce una formula per il calcolo del valore efficace del fattore b .

La massima temperatura θ_{max} nella fase di riscaldamento si verifica per il tempo

$t^* = t_{max}^*$ dove;

$t_{max}^* = t_{max} \cdot \Gamma$ ed unità di misura [h];

con $t_{max} = \max[(0,2 \cdot 10^{-3} q_{t,d} / O); t_{lim}]$ ed unità di misura [h];

dove:

- $q_{t,d}$ è il valore di progetto del carico di incendio specifico relativo all'area totale A_t del compartimento di modo che $q_{t,d} = q_{f,d} A_f / A_t$ [MJ/m²], con il rispetto dei seguenti limiti: $50 \leq q_{t,d} \leq 1000$ [MJ/m²].
- $q_{f,d}$ è il valore di progetto del carico d'incendio specifico relativo all'area in pianta A_f del pavimento [MJ/m²].
- t_{lim} dipende dalla velocità di crescita dell'incendio [h];
 - ✓ velocità di crescita bassa, $t_{lim} = 25$ minuti;
 - ✓ velocità di crescita media, $t_{lim} = 20$ minuti;
 - ✓ velocità di crescita rapida, $t_{lim} = 15$ minuti.

Il tempo t_{max} corrisponde alla massima temperatura raggiunta ed è fornito da t_{lim} nel caso in cui l'incendio sia controllato dal combustibile. Se t_{lim} è dato da $0,2 \cdot 10^{-3} q_{t,d} / O$, significa che l'incendio è controllato dalla ventilazione.

Quando $t_{max} = t_{lim}$, il valore t^* nell'equazione 4.18 è sostituito da:

$$t^* = t \cdot \Gamma_{lim}$$

Con:

$$\Gamma_{lim} = (O_{lim}/b)^2 / (0,04/1160)^2$$

Dove

$$O_{lim} = 0,1 \cdot 10^{-3} q_{t,d} / t_{lim}$$

Le curve temperatura-tempo nella fase di raffreddamento sono date dalle seguenti relazioni:

$$\begin{aligned} \theta_g &= \theta_{max} - 625(t^* - t_{max}^* \cdot x) && \text{per } t_{max}^* \leq 0,5 \\ \theta_g &= \theta_{max} - 250(3 - t_{max}^*) (t^* - t_{max}^* \cdot x) && \text{per } 0,5 \leq t_{max}^* \leq 2 \\ \theta_g &= \theta_{max} - 250(t^* - t_{max}^* \cdot x) && \text{per } t_{max}^* \geq 2 \end{aligned} \quad (4.19)$$

Dove:

$$t^* = t \cdot \Gamma$$

$$t_{max}^* = (0,2 \cdot 10^{-3} q_{t,d} / O)$$

Di seguito vengono riportati dei grafici temperatura-tempo ricavati tramite l'utilizzo delle curve parametriche, mantenendo costante la geometria dell'edificio in esame e variando o la velocità di crescita dell'incendio.

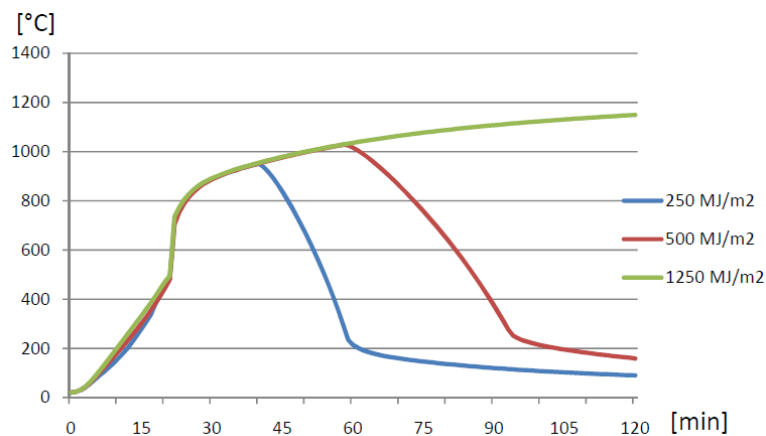


Figura 4.7: Curve temperatura-tempo al variare del carico di incendio.

Il grafico in figura 4.7 descrive l'andamento delle temperature in funzione del tempo al variare del carico di incendio al m^2 . Rispetto alle curve temperature-tempo nominali, dopo una iniziale crescita delle temperature, è presente un ramo discendente determinata dal raggiungimento della combustione del 70% del materiale presente nel compartimento. Inoltre si può evidenziare l'influenza del fattore di crescita dell'incendio, il quale fino all'inizio del ramo decrescente, mantiene le temperature dei casi analizzati pressoché identiche. Nel grafico di figura 4.8, sono riportate le curve parametriche calcolate con il medesimo carico di incendio al variare della velocità di accrescimento dell'incendio. Si può notare che le temperature raggiungono tutte lo stesso livello e risultano essere scostate le une dalle altre, lungo l'asse del tempo, di un coefficiente che dipende dal fattore di accrescimento dell'incendio. Tale fattore risulta incidere solo durante la fase iniziale dell'incendio, mentre in seguito (dopo il completo sviluppo delle fiamme nel compartimento) le curve mantengono tra di esse ad una distanza pari a quella raggiunta in precedenza.

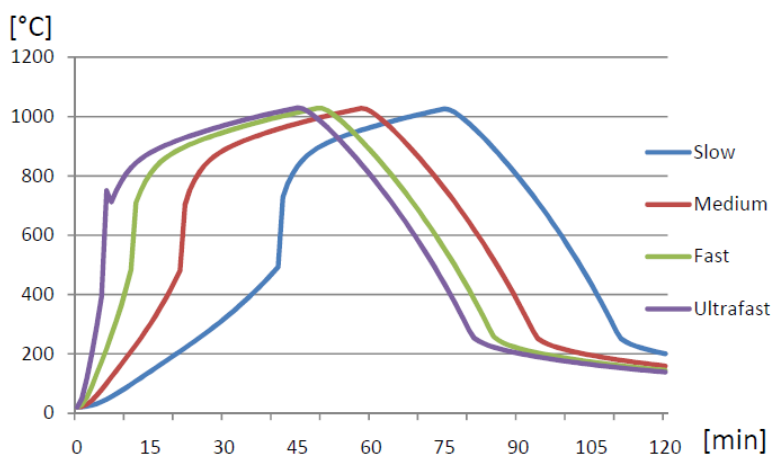


Figura 4.8: Curve temperature-tempo al variare del rapporto S_r/V .

Le curve fino ad ora descritte presuppongono che l'incendio raggiunga il completo sviluppo, in modo da creare le stesse condizioni di temperatura in tutto il compartimento. Tuttavia, in molti casi, sempre per *modelli di fuoco semplici*, ma ad esempio in spazi grandi con poco materiale combustibile oppure in presenza di incendio confinato grazie all'intervento dei nebulizzatori, si può verificare un *incendio localizzato* con un effetto differente sulla struttura dell'edificio rispetto a un incendio completamente sviluppato. L'azione termica di un incendio localizzato può essere valutata utilizzando le espressioni fornite dall'Eurocodice 1991-1-2 (la normativa rimanda all'appendice C). Alcune differenze devono essere considerate con riferimento all'altezza relativa della fiamma rispetto al soffitto.

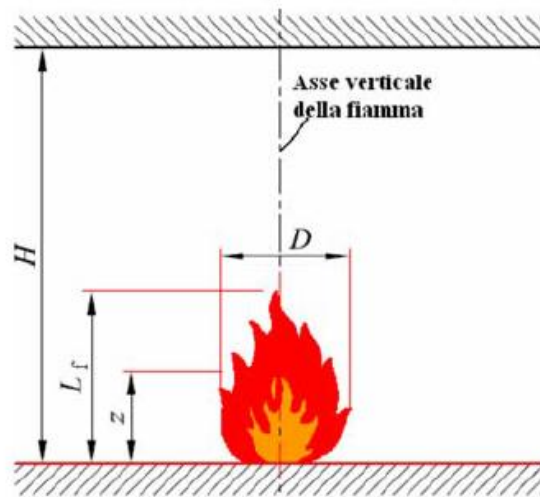


Figura 4.9: Diagramma schematico per incendio localizzato non impattante il soffitto.

Lo sviluppo della fiamma L_f di un incendio localizzato è fornito da:

$$L_f = -1,02 D + 0,00148 Q^{2/5} \quad (4.20)$$

Quando la fiamma non impatta sul soffitto del compartimento ($L_f < H$), o nel caso di incendio all'aria aperta, la temperatura $\theta_{(z)}$ nel pennacchio lungo l'asse verticale di simmetria è fornita dalla relazione:

$$\theta_{(z)} = 20 + 0,25 Q_c^{2/3} (z - z_0)^{-5/3} \leq 900 \quad (4.21)$$

dove:

D è il diametro dell'incendio [m];

Q è la velocità di rilascio di calore [W] dell'incendio;

Q_c è la parte convettiva del rilascio di calore [W], con $Q_c = 0,8Q$ per definizione;

z è l'altezza [m] lungo l'asse della fiamma;

H è la distanza [m] tra la sorgente della fiamma e il soffitto.

L'origine virtuale z_0 dell'asse della fiamma è dato da:

$$z_0 = 1,02 D + 0,00524 Q^{2/5} \quad (4.22)$$

Dal grafico in figura 4.10 dove sono riportate tre curve di incendi localizzati, ipotizzando che il fuoco sia esteso solo ad una superficie di 5 m^2 del compartimento, al variare del carico di incendio

si nota che l'andamento delle curve mantiene sempre lo stesso andamento, con un picco iniziale seguito da successivo e veloce raffreddamento dovuto all'estinguersi dell'incendio a causa della mancanza di combustibile o all'intervento di impianti di spegnimento.

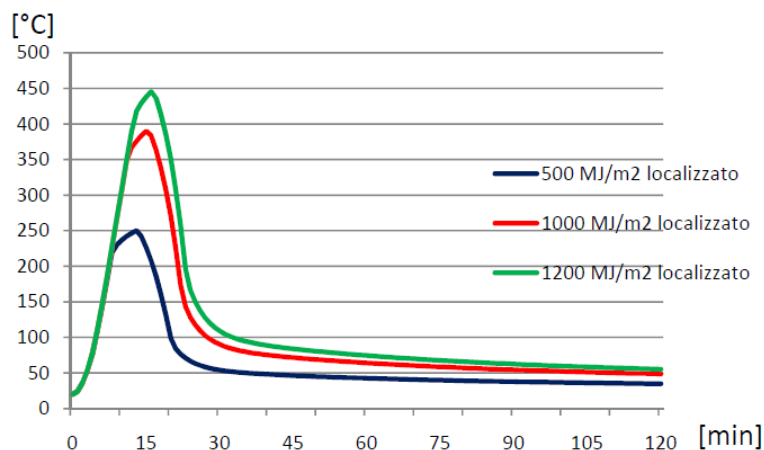


Figura 4.10: Confronto tra curve di incendio localizzato al variare del carico di incendio.

Molto brevemente descriviamo il confronto tra i casi analizzati riportati graficamente nella figura 4.11 tra le tre curve tempo- temperatura:

la curva nominale standard:

- non presenta il ramo di temperature discendenti, ipotizzando che la combustione all'interno del compartimento continui all'infinito;
- ha una crescita iniziale molto marcata, che spesso determina temperature molto superiori delle altre curve;
- dopo una crescita iniziale molto ripida, tende ad un asintoto orizzontalmente.

Le curve parametriche:

- hanno la tendenza ad avere un ramo di crescita iniziale poco pendente, ma quando l'incendio è pienamente sviluppato le temperature raggiunte superano quella della curva nominale standard;
- fino a quando il materiale presente non è del tutto combusto, nella fase di pieno sviluppo del fuoco, mantiene un andamento molto simile a quello della curva nominale standard, mentre nella fase successiva si denota il ramo di raffreddamento.

Le curve di incendio localizzato:

- hanno un picco iniziale più marcato delle curve parametriche, a parità di carico di incendio, al quale segue quasi immediatamente un decremento delle temperature dovuto all'estinguersi dell'incendio;
- all'aumentare dal carico di incendio può verificarsi che il picco iniziale di temperature raggiunte dalla curva di incendio localizzata superi le temperature dalla curva standard, essendo quest'ultima indipendente da tale fattore;
- Per il calcolo delle temperature degli elementi in acciaio bisogna tenere in considerazione anche l'effetto dell'irraggiamento della fiamma.

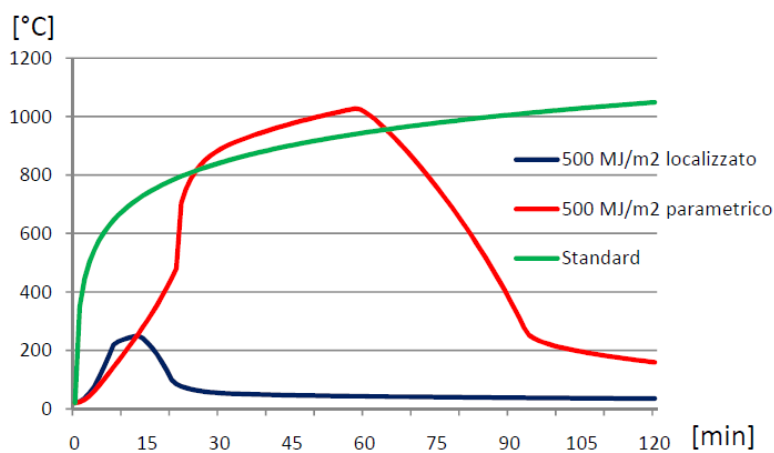


Figura 4.11: Confronto tra le curve analizzate.

I *modelli di fuoco avanzati*: adottano, così come quelli semplici, un valore del coefficiente di scambio convettivo pari a $\alpha_c=35$ [W/m²°C], si suddividono in modelli a una zona, a due zone e modelli di fluidodinamica computazionale.

I modelli a zone sono semplici modelli numerici caratterizzati dalla individuazione, nel compartimento in cui si sviluppa l'incendio, di zone separate all'interno delle quali i parametri di temperatura, densità, pressione ed energia interna dei gas sono omogenei. Il modello più semplice è quello ad una zona per incendi in fase post-flashover in cui la temperatura nel compartimento è assunta uniforme. A partire da questo modello sono stati sviluppati modelli più complessi del tipo a multi-zone. Questi modelli sono basati sui principi di conservazione della massa e dell'energia. L'evoluzione della temperatura è determinata mediante l'integrazione nel tempo di sistemi di equazioni differenziali rappresentanti l'equilibrio della massa e dell'energia nelle zone.

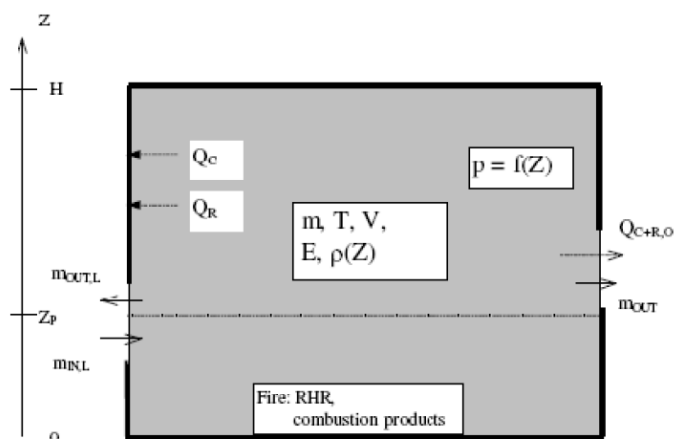


Figura 4.12: Diagramma schematico di un modello d'incendio ad una zona.

Il *modello ad una zona* è valido solo per la rappresentazione di incendi completamente sviluppati, cioè incendi in fase post-flashover. Si basa su:

- bilancio di energia tra il calore rilasciato dall'incendio, dai gas, dalle pareti e attraverso le aperture del compartimento;
- bilancio di massa tra gas interno, gas esterno (attraverso le aperture) ed il fuoco (in conseguenza della pirolisi).

Nell'Allegato D dell'Eurocodice 1 Parte1-2 vengono introdotte delle nozioni di base del modello ad una zona, di seguito si riporta solo una schema di tale metodo, figura 4.12, e si rimanda alla norma su detta per ulteriori approfondimenti. Per quanto concerne il *modello di incendio a due zone*, questo è adatto alla modellazione di incendi localizzati o di incendi in fase pre-flashover. Il modello è basato sull'assunzione che i prodotti della combustione si accumulino in uno strato, con interfaccia piana orizzontale, al di sotto del soffitto. Il compartimento è diviso in diverse zone: lo strato superiore, lo strato inferiore, il fuoco ed il suo pennacchio, il gas esterno e le pareti. Lo strato inferiore e lo strato superiore, sebbene adiacenti, normalmente non possono scambiare massa o energia se non attraverso una terza zona, che rappresenta il pennacchio, che è schematizzabile come una pompa di massa e di energia. Nella figura 4.13 è mostrata una possibile schematizzazione del modello a due zone. Così come per il modello ad una zona, il modello a due zone è basato sui principi di conservazione della massa e dell'energia.

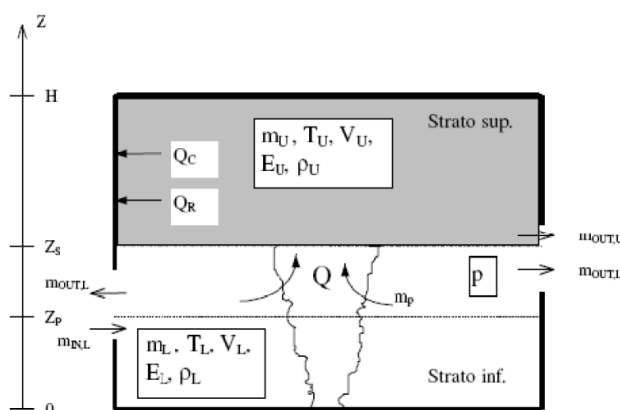


Figura 4.13: Diagramma schematico di un modello d'incendio a due zone .

Il *modello fluidodinamico computazionale* può essere usato per risolvere numericamente le equazioni differenziali alle derivate parziali che forniscono in ogni punto del compartimento le variabili termodinamiche e aerodinamiche. Modelli di fluidodinamica computazionale, o CFD, analizzano sistemi che comprendono flusso di fluidi, trasferimento di calore e fenomeni associati, risolvendo le equazioni fondamentali di flusso. Queste equazioni rappresentano la formulazione matematica delle leggi fisiche di conservazione:

- la massa del fluido si conserva;
- la derivata della quantità di moto uguaglia la somma delle forze sulle particelle fluide (seconda legge di Newton);
- la derivata dell'energia è uguale alla somma delle derivate dell'incremento di calore e del lavoro svolto dalle particelle di fluido (prima legge della termodinamica).

Azioni meccaniche per l'analisi strutturale

La valutazione della resistenza in condizioni di incendio degli elementi strutturali può essere effettuata con diversi approcci. Ogni approccio ovviamente è basato sulla caratterizzazione del comportamento alle elevate temperature dei materiali componenti la sezione. In generale si possono individuare tre modelli di calcolo con livello di accuratezza crescente, cui corrisponde peraltro un aumento dell'onere delle calcolazioni:

- metodo tabellare: di uso più immediato, fornisce la resistenza all'incendio standard ISO834 di singoli elementi strutturali in funzione di semplici parametri, quali la

geometria, il livello di carico agente, la percentuale di armatura e lo spessore dell'eventuale calcestruzzo di ricoprimento presente;

- modelli di calcolo semplice: generalmente validi per elementi singoli soggetti ad incendio standard, estendono l'applicabilità di metodologie valide per il progetto alle temperature ordinarie al progetto in condizioni di incendio, modificando le proprietà dei materiali in funzione della temperatura; il campo di temperatura può essere ricavato mediante formulazioni semplificate;
- modelli di calcolo avanzato: modelli numerici sofisticati, validi in generale, basati sulla modellazione termo-meccanica dei materiali e della struttura. Essi sono utilizzabili con qualunque curva di incendio e sono applicati principalmente per l'analisi globale di intere strutture o di sottostrutture, tenendo in conto le azioni indirette legate all'incendio.

Ai modelli sopra elencati si può affiancare la verifica sperimentale effettuata secondo protocolli di prova riconosciuti, sottoponendo gli elementi al carico dovuto all'azione di progetto e all'azione del fuoco definita da un modello prefissato di incendio. A parità di carico d'incendio la durata di resistenza al fuoco effettiva di un elemento strutturale, sottoposto ad un incendio reale, è generalmente maggiore della durata di resistenza determinata eseguendo una prova al forno con la curva unificata di temperatura.

Riferendoci all'Eurocodice 1, la valutazione degli effetti $E_{d,fi}$ delle azioni di progetto in condizioni di incendio $F_{d,fi}$, possono essere ricavati in via approssimata mediante la seguente relazione:

$$E_{d,fi} = \eta_{fi} E_d \quad (4.23)$$

E_d è l'effetto delle azioni di calcolo allo stato limite ultimo utilizzando la combinazione fondamentale, η_{fi} è un fattore di riduzione il cui valore si ricava dalla seguente espressione

$$\eta_{fi} = \frac{(\gamma_{GA} + \psi_{11}\xi)}{(\gamma_G + \gamma_Q \xi)} \quad (4.24)$$

Con:

- $\xi = \frac{Q_{k,1}}{G_k}$

Mentre γ_G è il coefficiente parziale di sicurezza per le azioni permanenti a temperatura ambiente:

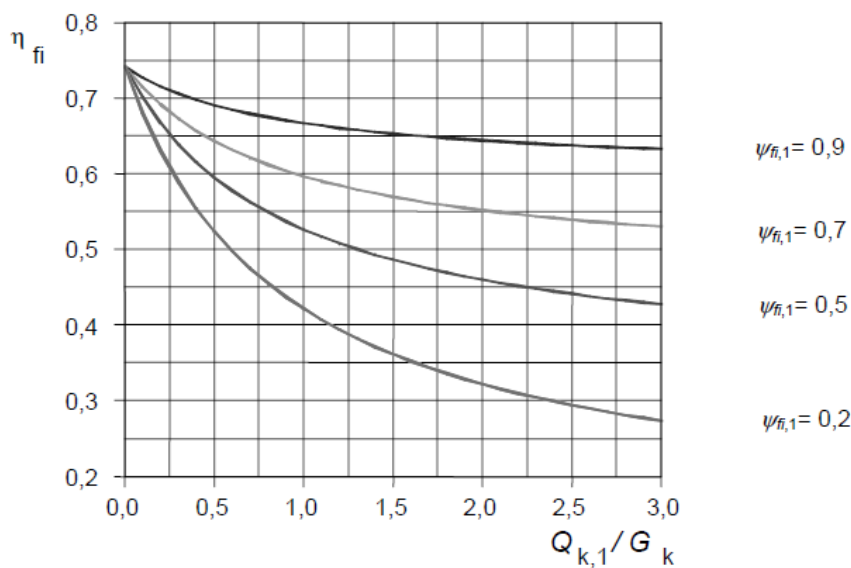


Figura 4.14: Diagramma schematico di variazione del fattore di riduzione con il rapporto di carico.

4.2.5 EUROCODICE 3 PROGETTAZIONE DELLE STRUTTURE DI ACCIAIO PARTE 1-2

La EN 1993 1-2 tratta della progettazione delle strutture di acciaio alle quali è richiesto di mantenere la propria funzione portante nella situazione accidentale di esposizione al fuoco, in modo da evitare un collasso prematuro della struttura, andando a normare e a dare linee guida esclusivamente sulla progettazione antincendio di tipo passivo. I metodi forniti sono applicabili ad ogni tipo di acciaio per il quale siano disponibili le proprietà fisiche a temperature elevate.

Come detto, la verifica del requisito di sicurezza in caso di incendio di una costruzione, a meno di casi particolari, richiede la valutazione del comportamento della struttura portante principale in condizioni di incendio. Facendo riferimento ai metodi previsti dalle normative vigenti, questa valutazione può essere condotta con metodologie diverse a seconda degli obiettivi fissati dal progettista. Qualunque sia l'approccio scelto, esso deve essere condotto dando soluzione a tre principali aspetti del problema:

- definire l'azione termica che descrive il fenomeno dell'incendio;
- individuare il regime di temperatura degli elementi strutturali coinvolti;
- valutare le condizioni di stabilità della struttura portante principale durante l'evoluzione dell'evento considerato, ossia in presenza delle temperature raggiunte dagli elementi strutturali e dei carichi meccanici agenti.

Sulla base delle caratteristiche dell'opera che si sta analizzando e del rischio di incendio determinato dall'attività che in essa si svolge, ognuno di questi passi può essere risolto con procedure differenti, utilizzando metodologie semplificate che forniscono risultati diretti o impiegando analisi più complesse, proprie di un vero e proprio approccio ingegneristico, che forniscono risultati molto più accurati e affidabili. Come chiaramente evidenziato in letteratura, la scelta che più condiziona la valutazione del comportamento di una struttura in condizioni di incendio è il metodo adottato per individuare l'azione termica che descrive il fenomeno dell'incendio. La strada più semplice è quella di considerare uno degli incendi di tipo convenzionale indicati nelle norme vigenti. Questa analisi richiede solo di individuare il valore del tempo di stabilità della struttura portante necessario per garantire la sicurezza in caso di incendio, valore che, in molti casi, viene indicato dalle norme vigenti in funzione delle caratteristiche dell'edificio, in particolare la sua altezza, e dell'attività che in esso si svolge. In maniera più approfondita questa analisi può essere condotta individuando uno o più incendi naturali di progetto, intendendo per questi un evento che ha una certa probabilità di verificarsi nell'edificio che si sta considerando, in particolare quello o quelli che determinano i peggiori effetti nei confronti della stabilità strutturale. A tal fine è necessario estendere l'analisi alle caratteristiche della costruzione e al tipo di attività che in essa si svolge, con particolare riguardo alla quantità e qualità di materiali combustibili e alle condizioni di ventilazione naturale che possono essere presenti. Anche il secondo aspetto del problema, ossia l'individuazione del regime di temperatura degli elementi strutturali durante il fenomeno dell'incendio, può essere condotto con differente livello di accuratezza. Uno studio approfondito del problema deve considerare la geometria degli elementi strutturali e la loro posizione rispetto al luogo in cui si sviluppa l'incendio, oltre che le proprietà termiche dei materiali coinvolti nel fenomeno della trasmissione del calore. Infine, per quanto riguarda il terzo passo dell'analisi, ovvero l'analisi strutturale in condizioni di incendio, per i diversi materiali impiegati per la realizzazione della struttura portante delle opere, sono disponibili molteplici metodologie di calcolo per valutarne le condizioni di stabilità in caso di incendio. Si va da semplici tabelle, che tramite l'individuazione di pochi parametri forniscono soluzioni caratterizzate da definiti livelli di resistenza al fuoco, a metodologie più approfondite che permettono di individuare con precisione le condizioni di stabilità delle strutture. Questi approcci, detti di tipo avanzato, richiedono di effettuare in maniera opportuna una schematizzazione della struttura principale, di individuare il livello dei carichi agenti quando essa si trova nelle condizioni critiche e di conoscere il comportamento meccanico dei materiali a temperatura elevata. È importante sottolineare il differente livello della schematizzazione strutturale, con la conseguente analisi strutturale, possibile per i diversi approcci: generalmente essa può essere molto semplice, analisi di singoli elementi strutturali estratti

opportunamente dall'intera struttura, nel caso dei metodi semplificati impiegati nell'ambito dell'approccio prescrittivo, oppure più complessa, in modo tale da poter valutare la mutua interazione tra i diversi elementi durante l'evoluzione dell'incendio nel caso dei metodi avanzati impiegati nell'ambito dell'approccio prestazionale. Le strutture di acciaio a volte sono considerate una soluzione poco adatta per ottenere i massimi livelli di sicurezza in caso di incendio dei nostri edifici. L'applicazione dell'approccio ingegneristico ai casi reali della pratica costruttiva può dimostrare come questa conclusione sia affrettata. Questa considerazione assume maggiore importanza quando la scelta della struttura di acciaio si dimostra essere la più adatta per raggiungere le migliori prestazioni nei confronti di altre azioni eccezionali, che più frequentemente mettono in crisi la sicurezza delle nostre costruzioni, come ad esempio gli eventi sismici.

Come già precedentemente detto nell'Eurocodice 1 viene ripetuto ed evidenziato nuovamente nell'Eurocodice 3, la verifica della resistenza al fuoco dell'elemento, parte di struttura o struttura considerata potrà essere effettuata:

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

o nel dominio delle resistenze:

$$R_{fi,d,t} \geq E_{fi,d,t}$$

o nel dominio delle temperature:

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

La temperatura critica di progetto dell'elemento, corrispondente alla perdita di capacità portante dell'elemento, rispetto alla temperatura di progetto dell'elemento al tempo t .

Riferendoci all'Eurocodice 1 ed al suo relativo paragrafo in questo lavoro, la valutazione degli effetti $E_{d,fi}$ delle azioni di progetto in condizioni di incendio $F_{d,fi}$, possono essere ricavati in via approssimata mediante le relazioni 4.24 e 4.25 e la relativa figura. In questo modo avremo effettuato la verifica nel dominio delle resistenze che come detto è una delle possibili tre strade che si possono intraprendere in questa fase di verifica strutturale.

I vari metodi avranno bisogno di diversi valori per le diverse proprietà dei materiali. Andiamo dunque così come da normativa a vedere questa parte dell'Eurocodice.

L'acciaio non è un materiale combustibile ma, durante l'incendio, subisce danneggiamenti progressivi, che sono funzione sia del valore massimo della temperatura raggiunta, sia della durata di esposizione alle alte temperature. A causa di questi danneggiamenti, la capacità di prestazione delle sezioni resistenti diminuisce: se avviene, sotto l'azione combinata e avversa della temperatura e del tempo, che la capacità di prestazione iniziale della sezione si riduca fino ad uguagliare la domanda di prestazione, dovuta ai carichi di esercizio presenti durante l'incendio, allora lo stato limite ultimo di resistenza è raggiunto e la sezione va in crisi, queste sono le *proprietà meccaniche*. Pertanto è interessante valutare l'andamento della resistenza della sezione durante il tempo di esposizione all'incendio.

Per ciò che riguarda le proprietà meccaniche, secondo l'Eurocodice 3 parte 1-2, il legame costitutivo dell'acciaio alle elevate temperature assume la forma riportata in figura 4.15

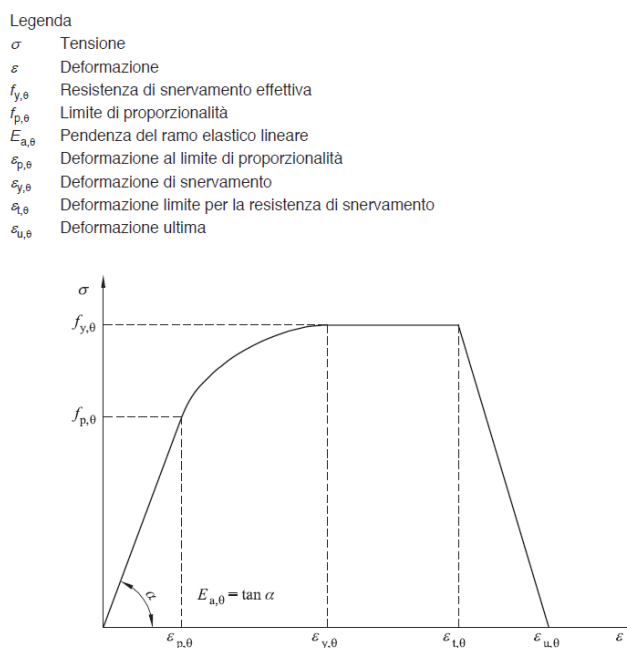


Figura 4.15: Legame costitutivo dell'acciaio alle elevate temperature secondo EN1993-1.

Tale andamento viene ridotto per mezzo di diversi coefficienti che si ottengono riducendo i valori caratteristici a freddo dei parametri principali del legame costitutivo e riportati in figura 4.16, derivante dal grafico dell'Eurocodice 3. Questi coefficienti riduttivi sono $k_{y,\theta}$, $k_{p,\theta}$ e $k_{E,\theta}$, rispettivamente coefficiente di riduzione della tensione di snervamento, coefficiente di riduzione della tensione di proporzionalità e coefficiente di riduzione del modulo elastico dell'acciaio.

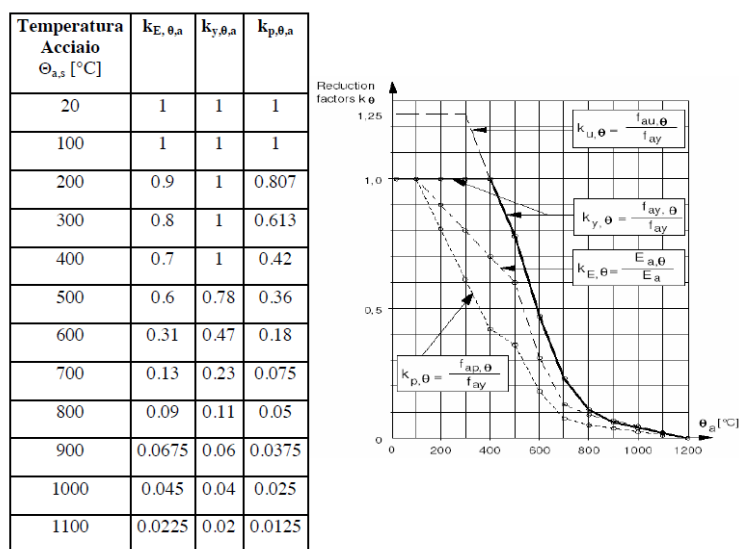


Figura 4.16: Fattori di riduzione della resistenza e della rigidezza per l'acciaio strutturale.

Applicando i coefficienti riportati in figura 4.16 al legame costitutivo proposto in figura 4.15 si ottiene il legame costitutivo dell'acciaio alle alte temperature, riportato in figura 4.17

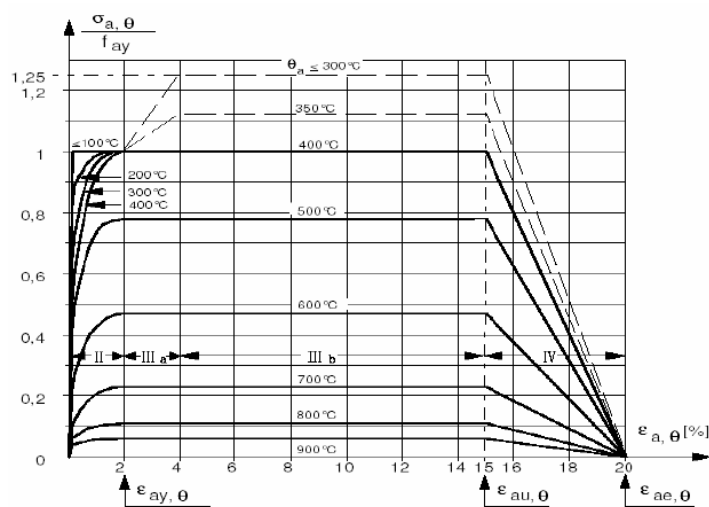


Figura 4.17: Rappresentazione grafica del legame tensione-deformazione dell'acciaio strutturale alle elevate temperature.

Pertanto, il legame costitutivo dell'acciaio alle elevate temperature (quali quelle che si possono avere in caso di incendio) risulta abbastanza differente da quello in condizioni di temperature ordinarie, avente il tipico andamento elastico perfettamente plastico con tensione limite di proporzionalità corrispondente alla tensione di snervamento. Gli elementi sostanziali di differenza sono:

- ramo non lineare tra la tensione di proporzionalità e quella snervamento;
- importante ramo softening.

Allo scopo di eseguire i calcoli delle temperature in strutture esposte al fuoco, è necessario conoscere le *proprietà termiche* dei materiali. La massa volumica dell'acciaio è 7850 kg/m^3 e rimane praticamente costante con la temperatura. Il calore specifico dell'acciaio varia a seconda della temperatura come indicato nella figura 4.18 (EC3, 1993-1-2) dove il picco è il risultato di una trasformazione di tipo metallurgico che avviene a circa 730°C . Nel caso di calcoli semplici, il calore specifico c_a (J/kgK) può essere considerato costante e pari a 600 J/kg K , ma per una maggiore precisione si possono utilizzare le seguenti equazioni:

Tabella 4.3. Rappresentazione analitica delle equazioni per il calcolo dei calori specifici dell'acciaio per diversi intervalli di temperatura.

$c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \theta_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \theta_a^3$	$20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 600^\circ\text{C}$	[J/kgK]
$c_a = 666 + 13002/(738 - \theta_a)$	$600^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 735^\circ\text{C}$	
$c_a = 545 + 17820/(\theta_a - 731)$	$735^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 900^\circ\text{C}$	
$c_a = 650$	$900^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$	

dove θ_a è la temperatura dell'acciaio ($^\circ\text{C}$).

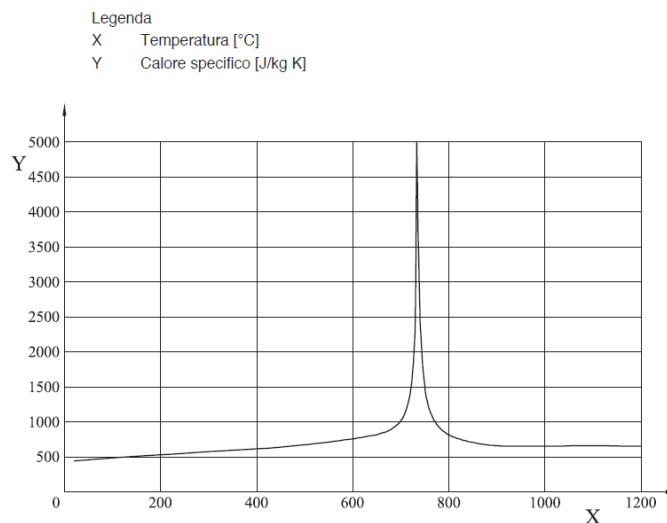


Figura 4.18: Calore specifico in funzione della temperatura

La conduttività termica dell'acciaio varia con la temperatura come indicato nella figura 4-19, riducendosi linearmente da 54 W/m K a 20°C fino a $27,3 \text{ W/m K}$ a 800°C (EC3, 1993-1-2).

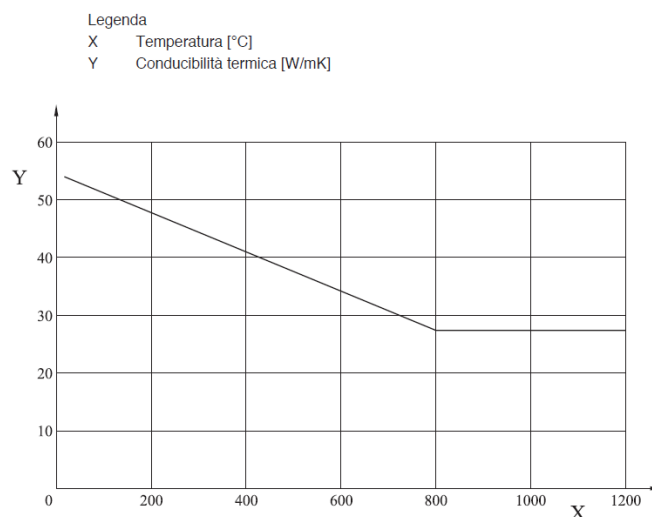


Figura 4.19: Conducibilità termica in funzione della temperatura.

In alternativa a quanto illustrato può essere effettuata la *verifica nel dominio della temperatura*.

Gli elementi in acciaio non protetti possono riscaldarsi rapidamente in presenza di incendio, soprattutto se sono sottili e presentano una grande superficie esposta al fuoco. Nel seguito sono riportati due metodi per il calcolo della temperatura basati sulla “massa concentrata”. L’Eurocodice 3 (1993-1-2) ammette, nel calcolo di elementi inflessi con l’approccio semplificato, di considerare ugualmente una temperatura uniforme e di tenere conto successivamente dell’effetto dei gradienti termici sulla resistenza della sezione mediante opportuni coefficienti correttivi. La velocità di riscaldamento di un elemento in acciaio strutturale protetto o non protetto esposto al fuoco dipende dal *fattore di sezione*, o *fattore di massività*, misurato come rapporto fra il perimetro riscaldato e l’area della sezione trasversale. Il fattore di sezione è importante poiché la velocità d’ingresso del calore è direttamente proporzionale all’area esposta all’incendio e la conseguente velocità di riscaldamento è inversamente proporzionale alla capacità termica dell’elemento (uguale al prodotto del calore specifico, della densità e del volume del segmento di acciaio).

Il fattore di sezione può essere espresso in uno dei modi seguenti:

- il rapporto tra l’area della superficie laterale esposta all’incendio e il volume dell’elemento F/V [m^{-1}];
- il rapporto tra il perimetro riscaldato e l’area della sezione, A_m/V , [m^{-1}].

Nel caso di profili aventi sezione trasversale uniforme l’area F (m^2) e il volume V (m^3) possono essere riferiti ad una lunghezza unitaria dell’elemento strutturale, venendo quindi a coincidere

rispettivamente con il perimetro riscaldato A_m (m) e l'area V della sezione (m^2). La superficie riscaldata è rappresentata (a) dall'effettiva area laterale del profilo metallico per elementi non protetti e per elementi dotati di protezione antincendio aderente, e (b) dall'area laterale del più piccolo prisma rettangolare racchiudente la sezione, in presenza di protezione scatolare. In entrambi i casi vanno trascurate le eventuali superfici non esposte.

Un'espressione empirica approssimata per prevedere il tempo t in minuti necessario affinché un elemento in acciaio non protetto raggiunga una temperatura limite $\theta_{a,cr}$ ($^{\circ}C$) in presenza di incendio standard è:

$$t = 0,54 \frac{(\theta_{a,cr} - 50)}{(A_m/V)^{0,6}} \quad (4.25)$$

Questa espressione è valida per A_m/V nell'intervallo da 10 a 300 m^{-1} e $\theta_{a,cr}$ nell'intervallo da 400 $^{\circ}C$ a 600 $^{\circ}C$, per tempi tra 10 e 80 min. Questa fornisce risultati ragionevolmente vicini alle previsioni con gli elementi finiti e il suo campo di applicabilità può essere esteso a un intervallo da 100 $^{\circ}C$ a 800 $^{\circ}C$ per le dimensioni delle comuni sezioni. L'equazione può essere invertita per ottenere la temperatura prevista ad una data durata di incendio.

La temperatura critica $\theta_{a,cr}$ di un acciaio al carbonio, al tempo t , per una distribuzione uniforme di temperatura in un elemento, può essere determinata per ogni grado di utilizzo μ_0 al tempo $t = 0$ utilizzando:

$$\theta_{a,cr} = 39,19 \left[\frac{1}{0,9674\mu_0^{3,833}} - 1 \right] + 482 \quad (4.26)$$

in cui μ_0 deve essere assunto non minore di 0,013.

Per elementi con sezioni trasversali di Classe 1, Classe 2 o Classe 3 e per tutti gli elementi tesi, il grado di utilizzo μ_0 al tempo $t = 0$ si può ottenere da:

$$\mu_0 = \frac{E_{fi,d}}{R_{fi,d,0}} \quad (4.27)$$

Dove:

- μ_0 è il rapporto di utilizzo [-];
- $E_{fi,d}$ sono i carichi calcolati a freddo [N/mm^2];

- $R_{fi,d,0}$ è la resistenza di calcolo a freddo [N/mm^2].

Per strutture in acciaio non protette il metodo di calcolo si basa sul principio che il flusso di calore entrante nell'elemento in acciaio attraverso la superficie esposta nel tempuscolo Δt è uguale al calore richiesto per innalzare la temperatura dell'acciaio di $\Delta \theta_{a,t}$, supponendo che la sezione dell'acciaio sia una massa concentrata a temperatura uniforme, cosicché:

$$\Delta \theta_{a,t} = K_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net} \Delta t \quad (4.27)$$

Dove:

- K_{sh} è il fattore di correzione dovuto agli effetti di ombreggiamento [-];
- A_m/V è il fattore di sezione [m^{-1}];
- c_a è il calore specifico dell'acciaio [$J/kg K$];
- \dot{h}_{net} è il valore di progetto del flusso netto di calore per unità di area [W/m^2];
- Δt è l'intervallo di tempo [sec];
- ρ_a è la massa volumica dell'acciaio [kg/m^3];

Per le sezioni ad I esposte all'azione del fuoco nominale, il fattore di correzione dovuto all'ombreggiamento K_{sh} è definito:

$$K_{sh} = 0,9 \frac{(A_m/V)_b}{(A_m/V)} \quad (4.28)$$

Dove:

- $(A_m/V)_b$ è rapporto tra il perimetro esposto del più piccolo contorno convesso che circoscrive la sezione e l'effettivo perimetro esposto del profilato.

Per tutte le altre sezioni:

$$K_{sh} = \frac{(A_m/V)_b}{(A_m/V)} \quad (4.29)$$

Per strutture in acciaio protette si raccomanda che per una distribuzione di temperatura uniforme nella sezione trasversale, l'incremento di temperatura $\Delta \theta_{a,t}$ di un elemento di acciaio isolato, durante un intervallo di tempo Δt , sia calcolato tramite la:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p A_p / V (\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{d_p c_a \rho_a (1 + \phi/3)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta\theta_{g,t} \quad (4.30)$$

Con:

$$\phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} d_p A_p / V$$

Dove

- A_p/V è il fattore di sezione per elementi di acciaio isolati tramite un materiale protettivo antincendio;
- A_p è l'area appropriata di materiale protettivo antincendio per unità di lunghezza dell'elemento [m^2/m];
- V è il volume dell'elemento per unità di lunghezza [m^3/m];
- c_a è il calore specifico, dipendente dalla temperatura, dell'acciaio [J/kgK];
- c_p è il calore specifico, indipendente dalla temperatura, del materiale protettivo antincendio [J/kgK];
- d_p è lo spessore del materiale protettivo antincendio [m];
- Δt è l'intervallo di tempo [secondi];
- $\theta_{a,t}$ è la temperatura dell'acciaio al tempo t [$^{\circ}C$];
- $\theta_{g,t}$ è la temperatura dei gas presenti nel compartimento al tempo t [$^{\circ}C$];
- $\Delta\theta_{g,t}$ è l'incremento della temperatura dei gas presenti nel compartimento durante l'intervallo di tempo Δt [K];
- λ_p è la conduttività termica del sistema di protezione antincendio [W/mK];
- ρ_a è la massa volumica dell'acciaio [kg/m^3];
- ρ_p è la massa volumica del materiale protettivo antincendio [kg/m^3].

5. VERNICI INTUMESCENTI PER LA PROTEZIONE PASSIVA DELLE STRUTTURE IN ACCIAIO

5.1 INTRODUZIONE

La paura di incendi incontrollati e il desiderio di evitare le conseguenze è antica quanto la civiltà umana. Questa paura ha evidenti radici: un fuoco indesiderato è una forza distruttiva che prende molte migliaia di vite umane e distrugge grandi quantità di beni [Purkiss, 1996]. Certo, la natura, le cause e la portata di tale eventi sono cambiate notevolmente nel corso dei millenni, ma la paura è rimasta come una reazione primaria e la volontà di evitarli come un importante obiettivo umano, [Lataille, 2003]. Gli incendi in Italia annualmente hanno un costo di milioni di euro in danni diretti. In aggiunta, alcuni incendi causano danni indiretti e consequenziali derivanti dalla perdita di produzione, di profitti, di occupazione e di esportazioni, e quindi distruggono una percentuale significativa della ricchezza economica di un paese. Per controllare il rischio rappresentato dagli incendi, è necessaria un'attenta educazione e prevenzione ciò comunque non risulterebbe bastevole, consequenzialmente si deve pensare ad adottare misure di protezione. La protezione antincendio implica lo studio del comportamento, soppressione e investigazione del fuoco e delle emergenze a lui correlate. Esso comprende anche attività di ricerca e sviluppo, produzione, sperimentazione e applicazione di sistemi di protezione antincendio adeguati [Purkiss, 1996]. Il sistema antincendio è parte integrante dell'ambiente dell'edificio. L'obiettivo primario della protezione antincendio è quello di limitare i livelli di infortuni mortali e non mortali, e dei danni materiali, in un evento di incendio indesiderato [Lataille, 2003].

Vi sono due tipi di protezione dal fuoco: la protezione antincendio attiva e la protezione antincendio passiva. Anche se la protezione antincendio attiva è efficace ed efficiente nella maggior parte delle situazioni, alcuni problemi rimangono ancora. Ad esempio, un sistema automatico a sprinkler, che spruzza a diluvio su un area locale sotto la testa dello stesso sprinkler, è una buona forma di protezione attiva. Tuttavia, un sistema di sprinkler deve avere tempi di attivazione brevi per essere utile ed inoltre il sistema di alimentazione dell'acqua è progettato per spegnere solo incendi di dimensioni contenute. Allo stesso modo, i vigili del fuoco sono in grado di controllare attivamente o al limite riuscire a spegnere un incendio, solo se riescono a giungere sul posto in tempo, prima che l'incendio diventi troppo grande [Buchanan, 2001]. Pertanto, la problematica più critica dell'utilizzo di protezione antincendio attiva sono:

1. ha bisogno di un tempo proprio di risposta all'evento, e conseguentemente considerando i tempi di crescita di un incendio, ritardi nella partenza dei sistemi attivi comporteranno enormi differenze nella gestibilità ed estinzione;
2. basandosi su agenti estinguenti avrà bisogno dell'alimentazione di questi, quali acqua, gas inerte, schiuma.

Invece i protettivi passivi non richiedendo attivazioni da parte di persone o servomeccanismi, possono essere considerati come un protezione in loco con risposta immediata al fuoco [Lawson, 2001]. Il motivo principale nell'uso dei protettivi passivi è identica a quella di tutti i protettivi e preventivi antincendio: salvare vite umane. Questo obiettivo è principalmente raggiunto grazie al mantenimento dell'integrità strutturale durante l'incendio e limitando la propagazione dello stesso ad altri ambienti e le conseguenze che ne deriverebbero. Mentre la protezione attiva ha l'obiettivo di limitare la perdita di vite umane e di beni, la protezione passiva è progettata per mettere in secondo piano come obiettivo la protezione dei beni materiali. In accordo con il legislatore e con quanto è normalmente progettato nel mondo come antincendio in moltissime situazioni progettuali i sistemi passivi sono utilizzati insieme ad appropriati sistemi attivi antincendio. Con l'uso dei sistemi di protezione, i costi umani ed economici dei danni da incendio possono essere significativamente ridotti [Ramachandran, 2003]. L'azione dei protettivi passivi dal punto di vista funzionale è quella di isolare termicamente la struttura dal fuoco impedendo o limitando il calore che da questo si trasferirebbe altrimenti, ed inoltre agiscono prevenendo la combustione dei materiali infiammabili [Purkiss, 1996]. Per limitare situazioni di potenziale flashover (pre-flashover), il controllo passivo comprende la selezione di materiali idonei per gli interni di appartamenti e costruzioni in generale che sono costituiti da rivestimenti che non supportano la rapida propagazione della fiamma nel periodo di crescita dell'incendio [Buchanan, 2001]. Nella letteratura della prevenzione antincendio quest'ultimo aspetto va sotto la dicitura della cosiddetta reazione al fuoco. In incendi post-flashover, il controllo passivo dei protettivi si esplica fornendo, tramite le strutture supplementari e le pitture intumescenti, la resistenza termica sufficiente per prevenire la generalizzazione del fuoco lungo l'intero edificio, che possono verificarsi a seguito di surriscaldamento di altre parti della costruzione, e la resistenza strutturale allungando l'integrità prima del cedimento. La prevenzione della generalizzazione dell'incendio attraverso l'edificio fa parte della resistenza al fuoco. Ci sono numerose tecnologie antincendio attualmente disponibili per proteggere elementi strutturali durante un incendio e fornire sufficiente resistenza al fuoco. Queste tecnologie usano strade diverse per ottenere i loro obiettivi di prestazioni di resistenza al fuoco. Vari protettivi sono dei materiali ignifughi la cui composizione va da prodotti a base di minerali inorganici convenzionali alle

formulazioni organiche termicamente reattive. L'argomento di questa tesi è la prestazione di un rivestimento intumescente, che è un materiale di protezione antincendio organico reattivo. L'applicazione di materiali isolanti è una delle misure più comuni per tutelare la struttura dall'esposizione ad incendi. I materiali convenzionali, cemento, mattoni, mattonelle e amianto, sono stati maggiormente utilizzati e diffusi perché svolgono bene il loro compito a temperature elevate [Goode, 2004]. In passato, la fibra minerale di amianto è stata utilizzata con un legante cementizio e spruzzata su elementi strutturali per fornire protezione antincendio. E 'stata anche combinata con altri materiali per rendere amantiato anche il legno. Per via della comprovata pericolosità per la salute, l'amianto è stato proibito. Il gesso è un buon e poco costoso materiale ignifugo, esso contiene un alta percentuale di acqua che è chimicamente combinata con il calcio di base, e necessita di una grande quantità di energia per disidratare e far evaporare l'acqua. E 'in genere posto a protezione del metallo o legno, sottoforma di sovrastruttura e pannelli che vengono poi fissati all'elemento strutturale. Tuttavia, i prodotti a base di gesso hanno problemi di resistenza in ambienti corrosivi e sono soggetti a perdita di integrità nel lungo termine. Uno dei metodi tradizionali per proteggere le strutture in acciaio è quello di inglobarle nel calcestruzzo. In maniera analoga al gesso, il calcestruzzo è un materiale endotermico che assorbe calore per far evaporare il suo contenuto d'acqua. Il calcestruzzo è anche un buon isolante termico con bassa conduttività termica ed elevata capacità termica. Ritarda quindi la trasmissione del calore alla struttura sottostante. Aumentando lo spessore del calcestruzzo aumenta il tempo necessario al calore per trasferirsi all'acciaio. Un vantaggio distintivo del calcestruzzo è che questa tecnologia è ben conosciuta ed è possibile definire con semplici calcoli lo spessore da impiegare per raggiungere sufficiente resistenza al fuoco [Buchanan, 2001]. In aggiunta, il calcestruzzo ha un'eccellente durata in ambienti corrosivi. Si comporta bene dove è richiesta resistenza agli urti, all'abrasione, esposizione agli agenti atmosferici. Tuttavia vi sono anche alcuni svantaggi da considerare come la bassa qualità estetica del calcestruzzo e i tempi di posa piuttosto elevati ed inoltre l'elevato peso che consequenzialmente appesantisce la struttura e quindi anche il trasporto dello stesso risulta oneroso, inoltre è di per sé relativamente costoso e può sfaldarsi [Goode, 2004]. Questi svantaggi possono frequentemente limitare l'applicazione di rivestimento in calcestruzzo a scopo protettivo. Esistono anche materiali protettivi applicati a spray, che sono in genere prodotti a base di cemento o gesso con diversi materiali dispersi sotto forma di granuli al suo interno (vermiculite, perlite o perle di polistirene espanso) con anche all'interno (con lo scopo di rinforzo meccanico) fibre di vetro e di cellulosa. Questo metodo è ottimo per proteggere dettagli costruttivi, tra cui i bulloni, rivettature etc, tuttavia, la finitura superficiale ruvida rende non facile il soddisfacimento delle esigenze estetiche [Wang H, 1995]. Elementi strutturali cavi possono essere riempiti con questi materiali in modo da aumentare

la capacità termica degli stessi, e quindi farli agire come dissipatori di calore. In altri casi queste strutture cave possono essere riempite di cemento o addirittura acqua [Buchanan, 2001], [Goode, 2004]. Quando gli elementi riempiti vengono esposti al fuoco, il calore passa attraverso l'acciaio e comincia a riscaldare il riempitivo. Questo metodo consente l'uso di acciaio a vista e non aumenta lo spessore dell'elemento strutturale. Ha inoltre il seguente vantaggio, nel caso di riempitivi solidi, al riscaldarsi della colonna di acciaio la resistenza allo snervamento si riduce, il carico quindi viene trasferito al riempimento di cemento-calcestruzzo. Tuttavia, questa soluzione aumenta significativamente la massa degli elementi strutturali [Buchanan, 2001]. I metodi tradizionali, come detto, presentano alcuni inconvenienti evidenti. Materiali pesanti, bassa resa estetica, difficoltà nella posa e bisogno di molto spazio. Sono inoltre a rischio di frantumazione quando soggetti al fuoco. Oltremodo, alcuni di questi prodotti conservano dei rischi legati alle fibre minerali. L'alternativa è quella di utilizzare ritardanti di fiamma sottoforma di rivestimenti, che sono uno dei più facili, più antichi e uno dei modi più efficaci per proteggere un substrato dagli incendi [Camino, 1991]. Questi materiali sono utilizzati nell'ambito dei protettivi passivi e si dividono in tre forme principali, i rivestimenti alogenati ritardanti (ignifugo), i rivestimenti ablativo-sublimanti e i rivestimenti intumescenti [Camino, 1988]. Fino ad alcuni anni fa, la maggior parte dei prodotti di protezione passiva dagli incendi erano tradizionali ritardanti di fiamma a base di alogeni. Questi materiali forniscono sostanze chimiche alla fiamma che agiscono come veleni per la stessa interferendo con l'atmosfera immediatamente sopra il rivestimento, e quindi inibendo la combustione. Questi rivestimenti hanno dimostrato la loro alta efficacia, ma durante la combustione vi è la formazione di acidi alogenati e alogenuri metallici la cui provata efficacia come ritardanti di fiamma deve essere bilanciata dalla formazione di fumi tossici e corrosivi [Camino, 1989]. Recentemente, l'uso di questi materiali è stato limitato a causa del possibile impatto sull'ambiente. Composti ablativi di solito sono aggiunti per fornire un ulteriore livello di isolamento. Questi rivestimenti hanno ingredienti attivi che assorbono calore durante l'esposizione ad un incendio e lo utilizzano per il cambio di stato fisico da solido a gas. Questa azione impedisce la trasmissione del calore ai materiali sui quali questi rivestimenti sono applicati [Goode 2004]. L'efficacia di questi composti è una funzione di vari elementi tra cui lo spessore del materiale di rivestimento, le entalpie alle temperature di reazione degli ingredienti, capacità termica del substrato, e esposizione al fuoco. Questi rivestimenti sono simili alle vernici intumescenti. Tuttavia, la procedura di posa è complessa e questo si traduce in costi relativamente elevati per tale applicazione. Gli svantaggi di cui sopra associati a vari tipi di protezione antincendio passiva hanno portato alla crescita ed affermazione dei rivestimenti intumescente.

Tra le varie possibili alternative i materiali intumescenti hanno acquisito notevole attenzione perché forniscono protezione dal fuoco minimizzando i rischi per la salute [Becker, 1991]. I rivestimenti intumescenti sono disponibili in Europa da oramai 40 anni, questi hanno l'obiettivo di fornire una protezione temporanea contro il calore al substrato su cui viene applicato. Il primo rivestimento intumescente è stato brevettato nel 1938 [Tramm, 1938], che se sottoposto a calore produceva un char espanso e poroso al fine di proteggere il sottostante materiale dall'azione della fiamma. La pittura intumescente presenta diversi vantaggi rispetto ad altri sistemi di protezione passiva: ha architettonicamente un aspetto attraente; è sottile e leggera; non cambia le proprietà intrinseche del materiale protetto; può essere applicato su complessi dettagli strutturali; è facilmente lavorabile e può anche essere applicato su diversi tipi di materiali, tra cui materiali metallici, polimerici, prodotti tessili e legno [Wang J, 2005]. Simile al rivestimento ablativo, il rivestimento intumescente contiene alcuni principi attivi che possono essere attivati e reagire a temperature elevate, e la natura endotermica delle reazioni chimiche può essere considerata come una un dissipatore di calore che assorbendolo non fa riscaldare il substrato. I rivestimenti intumescenti hanno due componenti fondamentali: una resina legante e una miscela di prodotti chimici che decomponendosi quando riscaldati rilascia dei gas [Camino, 1990]. Durante un incendio, il materiale fonde; ad una temperatura corrispondente ad una appropriata viscosità della resina allo stato fuso, una reazione di decomposizione si innesca per produrre gas, e il rilascio di questi provoca alla resina fusa lo schiumare e conseguenzialmente lo sviluppo di un importante spessore di strato isolante [Bourbigot 2004]. Lo spessore necessario della pittura, durante la posa, dipende dalle dimensioni dell'elemento strutturale. Lo spessore applicato del rivestimento intumescente è tipicamente compreso tra 0,5 mm sino ad arrivare a 5 mm. Il rivestimento successivamente potrà espandere con fattori da 5-100 volte lo spessore originale, formando così l'isolamento termico necessario che agisce come una barriera fisica contro la trasmissione del calore e la diffusione dell'ossigeno [Horacek, 2000]. Il processo intumescente generalizzato è mostrato in figura 5.1.

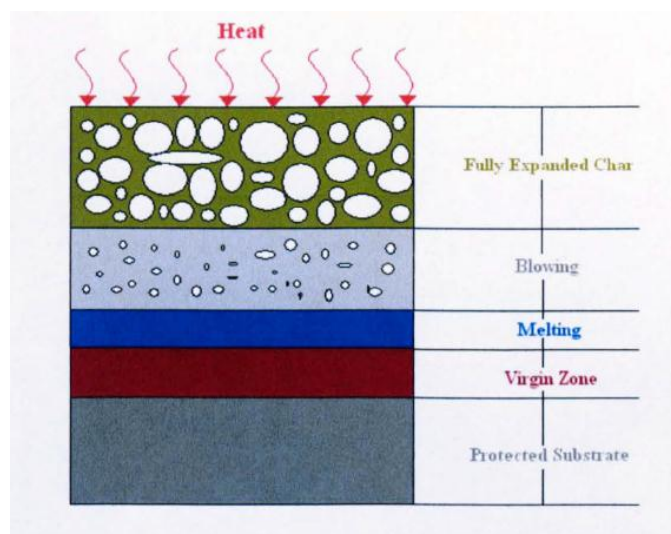


Figura 5.1: Schematizzazione del processo di intumescenza

I rivestimenti intumescenti possono essere suddivisi in tre grandi categorie.

1. Rivestimenti intumescenti a base di solventi utilizzati tipicamente per applicazioni esterne, e testati alle intemperie, alle variazioni di temperatura, ecc. Essi sono utilizzati anche per applicazioni in ambienti interni.
2. Vernici intumescenti a base d'acqua, queste in confronto alle precedenti rilasciano odori meno molesti; tuttavia risultano meno tolleranti all'umidità e alle basse temperature.
3. Sistema epossidico bicomponente, questo è tipicamente utilizzato in ambienti più difficili, inclusa l'industria petrol-chimica, in aree che potrebbero essere di difficile accesso per la manutenzione, o dove possono verificarsi svariati danneggiamenti, e sono generalmente più costosi di altri rivestimenti intumescenti [Goode, 2004]. Inoltre, essi hanno una buona performance anche su incendi di natura idrocarburica, non sono raggruppati con gli intumescenti a base di solvente a causa del loro legante epossidico; tuttavia, il comportamento durante il fuoco è simile. Il char che si forma è meccanicamente molto più forte per poter meglio resistere al flusso di calore ed ai gas erosivi. Lo spessore applicato dei rivestimenti epossidici è generalmente più elevato, e può essere compreso 5 mm e 25 millimetri [Goode 2004].

I Rivestimenti intumescenti si compongono di additivi reattivi-intumescenti legati tra di loro da una resina organica. Il legante polimerico svolge un numero di funzioni differenti, particolarmente nel controllo dell'espansione del char e nel garantire alla schiuma una struttura uniforme [Duquesnea, 2004, 2005]. Da questo punto di vista, la resina che funge da legante è un punto importante e

fondamentale dell'intero processo e dunque da indagare e studiare attentamente; molti tipi di materiali sono stati caratterizzati per la loro utilizzabilità come legante polimerico da enti di ricerca e industrie [Duquesnea, 2001]. Poliuretano, resina epossidica, polipropilene sono i leganti ampiamente utilizzati nell'industria del settore. La maggior parte delle informazioni pubblicate sui rivestimenti intumescenti sono rappresentate da brevetti, nei quali poco è riportato sul meccanismo chimico-fisico dell'intumescenza. Si possono genericamente porre in tre categorie i reagenti chimici di una pittura intumescente [Camino, 1989]:

1. Acidi inorganici
2. Composti poliidrossilici ricchi in carbonio
3. Ammine organiche o ammidi

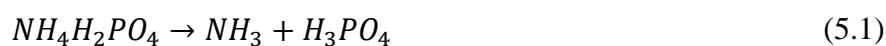
Nei sistemi intumescenti, è essenziale che i vari componenti posti insieme mostrino un comportamento termico adeguato e armonico tra di loro: una selezione casuale dei componenti delle tre classi di cui sopra non assicura alla miscela un comportamento da intumescente. Si comprende quindi come un'attenta progettazione è necessaria per garantire al sistema intumescente che possa effettivamente funzionare e svolgere una protezione efficace dal fuoco. Infatti, l'ordine e la tempistica dei processi chimici e dei processi fisici è fondamentale, e deve avvenire in una sequenza appropriata [Shuklin 2004].

In primo luogo, la fonte di acido inorganico deve essere disidratato per rilasciare acido. In secondo luogo, si disidrata la funzione acida del composto poliossidrilico ricco di carbonio che in questo modo si predispone per un eventuale formazione del char. In terzo luogo, l'agente espandente evolve in gas, il gas quindi diffonde in piccole bolle nascendo nei siti di nucleazione, causando la formazione di schiuma. Infine, i prodotti carboniosi del secondo passo solidificano attraverso meccanismi di cross-linking in un char multicellulare in maniera simultanea con l'evoluzione dei gas.

Di particolare importanza è la corrispondenza adeguata tra la velocità di sviluppo dei gas e la viscosità dei composti carboniosi, entrambi i quali dipendono dalla temperatura [Camino, 1989]. Se la gassificazione avviene quando il polimero fuso è troppo viscoso, la crescita delle bolle sarà fortemente contrastata, e il gas tenderà a diffondere attraverso la miscela senza generare bolle. Se viceversa il polimero fuso è troppo fluido, le bolle saranno grandi, portando ad ottenere un char fragile e inefficace [Butter, 1997]. È difficile definire l'esatta funzione di ciascun componente senza uno studio dettagliato delle reazioni chimiche che si verificano nel processo di intumescenza.

Inoltre, a causa dei gruppi multi-funzionale che esistono all'interno di alcuni composti, questi ingredienti possono anche avere più di una funzione.

L'intumescenza di per sé è un processo dinamico, che rende il problema difficile da risolvere, quindi solo alcune funzioni di base degli additivi menzionati in questo capitolo saranno discussi. Una fonte di acido inorganico, che di solito è il sale di un acido inorganico/non volatile, è miscelato con un polimero o formato in situ da un precursore, e sotto l'azione termica di decomposizione che avviene normalmente tra i 100°C-250°C, ci darà un acido. L'acido risultante fungerà da innesco per le reazioni di solidificazione successive (reazioni in serie) [Camino, 1984]. Comunemente come acidi inorganici sono utilizzati: acido, sali di ammonio, fosfati di ammine o di ammidi e composti organofosforici. Per esempio, il diidrogeno ammonio fosfato si decompone sotto riscaldamento, per dare l'acido:



L'ammina o l'ammide, che è generalmente l'agente espandente, si decompone a temperature tra 300°C-350°C per rilasciare un grande volume di gas responsabile del processo di formazione delle bolle e dell'espansione. Composti come urea, melammina, e resine di diciandiammide di urea-formaldeide sono spesso introdotte nelle formulazioni delle pitture intumescenti allo scopo di agire come agenti espandenti. In ogni caso essi devono essere attentamente selezionati in modo da avere una corrispondenza adeguata tra la velocità di espansione ed i processi di carbonizzazione. L'urea, che è un agente espandente comunemente usato nella formulazione dell'intumescente, dà una grande quantità di gas durante la degradazione termica. Ma è stato studiato che tende a deprimere piuttosto che aumentare la intumescenza, questo effetto è dato dal meccanismo di reazione dell'urea che porta ad eliminare i prodotti volatili a temperatura inferiore (150-240°C) rispetto a quelle proprie del carattere di intumescenza (280-320°C) [Camino, 1984].

Melammina è il nome comune dato alla molecola a nomenclatura IUPAC 2,4,6-triammino-s-triazina, che fu per la prima volta sintetizzata nel 1834. Il suo comportamento termico e le sue principali reazioni sono state ampiamente studiate e riportati in letteratura. Sotto riscaldamento potrebbe evolvere in ammoniaca, e reagire ulteriormente per formare diversi prodotti correlati.

Composti poliidrici ricchi di carbonio possono essere disidratati a formare la spina dorsale della schiuma carboniosa in cui la disidratazione è catalizzata dall'acido prodotto dalla fonte di acido inorganico. L'acido viene prima combinato con il composto poliossidrilico per formare l'estere

poliolico. Nel fluire della reazioni, si arriverà ad ottenere il residuo carbonioso che rappresenta dell'intumescente la struttura portante rigida.

Il polifosfato di ammonio (APP) e la pentaeritrite (PER) sono tipicamente i più studiati per i meccanismi di intumescenza. Vennero citati per la prima volta in un articolo di Vandersall [1971], in cui egli suggerì che l'APP cedesse ammoniaca per formare acido polifosforico, il quale poi reagisse con il gruppo alcolico della PER per formare un legame estero-fosfatato. Ed inoltre con una analisi dei composti elementari dimostrò come nel char vi fosse fosforo e carbonio

Il principale studio su questi meccanismi è stato effettuato da Camino et al. [1984 1985 1988]. Studi dettagliati sulle reazioni che coinvolgono APP da solo ed in miscele APP-PER sono stati effettuati misurando la perdita di peso, i tassi di evoluzione di acqua e ammoniaca, e utilizzando la tecnica P-NMR sulla caratterizzazione dei prodotti delle reazioni. Anche l'effetto della viscosità del fuso sulla spumificazione è stata discussa, con la conclusione che solo il gas sviluppato a temperature superiori a 300°C ha un effetto reale di soffiaggio, cioè di crescita dello spessore del coating. Durante il riscaldamento di miscele di APP-PER si sono viste forti interazioni che sono alla base del comportamento stesso da intumescente, ovviamente questi test erano dipendenti da parametri sperimentali per via della complessa interdipendenza tra gli aspetti chimici e fisici che si innescavano durante la degradazione termica.

Al di là delle tre precedenti categorie, all'interno delle pitture sono presenti anche alcuni pigmenti. Il motivo per includere il pigmento non è solo per le sue proprietà decorative, ma anche per altre funzioni che possono aiutare il processo di intumescenza. Pigmenti omogeneamente distribuiti, come biossido di titanio e silice, svolgeranno una funzione di controllo della dimensione delle bolle in fase di nucleazione e crescita [Vandersall 1971]. Inoltre, un char vetroso inorganico-organico può essere ottenuto in caso di utilizzo di tali cariche inorganiche [Kracklauer J 1978], [Benjamin. 1984], in ultimo l'utilizzo di questi riempitivi inorganici fornirà maggiore impermeabilità e resistenza meccanica al rivestimento [Kandola, 1997,2005].

Abbiamo quindi visto come vi siano diverse tipologie di pitture intumescenti a seconda dei tipi di ingredienti che le compongono. Nel corso di questi decenni lo sviluppo delle pitture intumescenti si è concentrato sulla formulazione di nuove ricette con l'intento di omologarle superando le note e standard procedure di omologazione che hanno fissato la tipologia di curva di incendio (iso-834) a cui li si sottopone. In realtà la prestazione di protezione antincendio di un intumescente è fortemente dipendente dal tipo di esposizione al fuoco [Bartholmai, 2003], [Articolo 2].

5.1.1 Standard di Omologazioni delle Pitture Intumescenti e FSE

Tutti i materiali di protezione potranno avere buone performance se progettati e applicati correttamente e mantenuti in modo appropriato. Ad esempio, le parti critiche di una struttura protetta da materiale antincendio depositato con la tecnica dello spray saranno in grado di sopportare gli incendi significativi se lo strato protettivo è sufficientemente spesso e tale spessore dovrà determinarsi basandosi su un'analisi che consideri le proprietà del materiale antincendio nonché la struttura stessa da proteggere. A tal proposito sono stati stabiliti e recepiti dall'intera comunità europea degli standard di omologazione per stabilire la resistenza al fuoco delle strutture in acciaio ricoperte e protette da tali rivestimenti, la ENV 13381-4 è una norma tecnica di questo tipo, essa stabilisce un metodo per la determinazione del contributo alla resistenza contro un incendio dato alla struttura in acciaio dai protettivi. Questa metodologia è stata strutturata per coprire un'ampia gamma di spessori di protettivo depositati ed una gamma caratterizzante di profili di acciaio con diversi fattori di sezione per una sollecitazione termica definita nella velocità di crescita della temperatura (curva cellulosica). Questo standard è utilizzato come codice prescrittivo per le performance di resistenza al fuoco, l'importanza dei diversi elementi strutturali e le loro interazioni [Wang Y, 2002].

La tendenza attuale nel mondo della prevenzione incendi, sta velocemente volgendo, verso la progettazione antincendio (Fire Safety Engineering) questo soprattutto grazie alla conoscenza raggiunta nel comportamento dei materiali e degli incendi dal punto di vista termico e fluidodinamico. L'approccio prestazionale è flessibile mantenendo od elevando gli standard di sicurezza permettendo una progettazione economicamente più vantaggiosa delle strutture.

Nell'approccio prestazionale tutto quello menzionato poco fa viene anche preso in considerazione. In questo metodo l'esposizione ad un fuoco di tipo standard caratterizzato cioè dalla curva temperatura-tempo ISO 834 sarà solo una delle infinite tipologie di esposizione al fuoco, e la resistenza al fuoco della struttura verrà di conseguenza. Ovviamente l'esecuzione materiale dell'approccio prestazionale risulta maggiormente complesso che nel caso del metodo prescrittivo. Ai fini di una corretta progettazione antincendio sarà necessario determinare i valori di conduttività termica, calore specifico, spessore, densità e umidità dei materiali per la protezione antincendio e partendo da tali parametri fisici e termici potranno essere valutate le loro prestazioni e conseguenzialmente fornire le informazioni di posa per l'installazione.

Per i materiali di protezione antincendio convenzionali come ad esempio cartongesso, spray, e rivestimenti di calcestruzzo, è relativamente facile conoscere la dipendenza delle proprietà fisiche di

questi dalla temperatura, sono in letteratura notoriamente presenti e disponibili al progettista per i suoi calcoli, risultano quindi utilizzabili per qualsiasi tipologia di incendio. Nel caso in cui il rivestimento protettivo sia una pittura intumescente la stima delle proprietà fisiche risulta molto più difficile da affrontare. La risposta termica del rivestimento intumescente è un risultato del complesso rapporto tra reazioni chimiche e proprietà fisiche. Questo rende le proprietà termiche (che determinano a loro volta le performance durante l'incendio) del rivestimento intumescente dipendenti non solo dalla temperatura, ma anche dal tipo di sollecitazione termica, cioè dal tipo di incendio. Ad esempio, un'analisi [Wang Y 2005] è stata effettuata conducendo una serie di test con l'ausilio del cono calorimetro su pitture intumescenti depositate a protezione di piastre di acciaio sotto diversi livelli di flusso di calore. Come mostrato in figura 5.2, la conduttività termica effettiva (che è la conduttività termica divisa il valore finale dello spessore dell'intumescente) di un rivestimento intumescente può differire più di 4 volte, dipendendo evidentemente dal flusso di calore imposto.

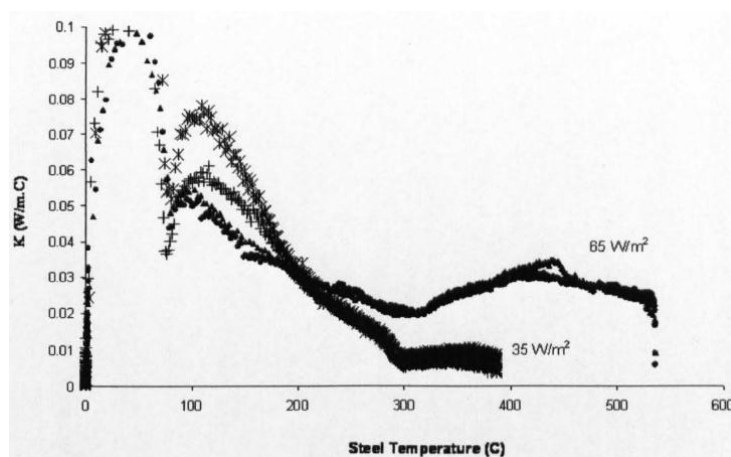


Figura 5.2: Effetti del flusso di calore sulla conduttività termica effettiva di una pittura intumescente.

Questo evidenzia come senza ulteriori considerazioni non si possano estrapolare i dati di conduttività termica ottenuti per uno specifico scenario di incendio (dunque il suo specifico comportamento) ad altri casi, come invece assume l'attuale metodo di valutazione [ENV 13381-4].

In maniera preponderante la pittura intumescente esplica il carattere di isolante termico per mezzo della sua espansione, la quale è il risultato della generazione di bolle e successiva loro crescita. Le bolle a loro volta sono il risultato di un equilibrio di forze tra quelle dei gas che si generano e la resistenza plastica delle resine polimeriche presenti nella pittura e che fungono da legante dei vari ingredienti. La viscosità (che sappiamo avere un'importante dipendenza dalla temperatura) del legante gioca un ruolo primario sulla buona riuscita del processo di espansione [Horrocks, 1996].

Normalmente la viscosità di un materiale diminuisce all'aumentare della temperatura. La viscosità del polimero fuso è quello che ci dà la resistenza ed il controllo della crescita delle bolle. Il processo di generazione dei gas a sua volta dipende dalla natura delle reazioni chimiche delle sostanze presenti nella pittura. La cinetica delle reazioni chimiche che non è altro che la velocità delle stesse reazioni, sappiamo dalla legge di Arrhenius essere legata esponenzialmente alla temperatura. Oltremodo si comprende come il processo di intumescenza non sia solo legato alla temperatura (con la legge appena citata del chimico Arrhenius) ma anche alla velocità di crescita della stessa temperatura. Appare dunque comprensibile come la conducibilità termica della pittura intumescente sia difficile da determinare. Vari mediatori della conduzione termica e meccanismi della trasmissione coesistono nel char dell'intumescente durante l'esposizione al flusso di calore. Come ogni materiale poroso oltre alla conduzione termica del solido e della fase gassosa va preso in considerazione anche il grado di porosità. Grado di porosità che gioca un importante ruolo alle alte temperature, alle quali il contributo del termine radiativo attraverso i gas delle bolle assume un suo peso specifico tra i vari meccanismi di trasmissione del calore.

5.2 MODELLAZIONE NUMERICA DELLE PITTURE INTUMESCENTI

Le prime ricerche sui rivestimenti intumescenti in ambito accademico furono improntate ad ottenere formulazioni dei vari ingredienti che costituivano la miscela intumescente al fine di poter superare lo standard di resistenza come da norma. Vandersall [1971] studio in maniera completa, rivedendo tutta la letteratura, e descrisse le categorie generali di appartenenza dei vari componenti chimici. Camino et al [1986 1988, 1989] hanno effettuato studi scientifici sui meccanismi di reazione, pubblicando una serie di documenti volti a dare un quadro generale degli aspetti chimici. Più recentemente Le Bras [1998,2000], Bourbigot [2000 2004], [Bourbigot S, 1999] hanno svolto ricerche definendo aspetti chimici e fisici dell'intumescenza, gli studi comprendono anche come l'intumescenza venga cambiata al cambiare della chimica dei componenti e quali possano essere le diverse metodologie per caratterizzare i differenti aspetti dei rivestimenti intumescenti ed anche lo studio della decomposizione termica e dell'espansione dell'intumescente dall'analisi della cinetica chimica. Tuttavia, si nota dalla letteratura come non siano numerosi gli studi effettuati per comprendere quanto e come le varie tipologie di incendio possano influenzare il comportamento degli intumescenti. Al di là degli esperimenti effettuati in laboratorio, molti tentativi di natura matematico/numerica sono stati compiuti per meglio comprendere i meccanismi di trasferimento del calore nell'intumescente, al fine di sviluppare nuove formulazioni. Cagliostro [1975] tra i primi modellò la risposta termica di un rivestimento intumescente. Il modello prese in debito conto la cinetica delle principali reazioni chimiche, dei bilanci di materia e calore nel coating nella volontà

di poter rappresentare al meglio il reale comportamento dell'intumescente, prevedendone modellisticamente le temperature interne e dunque quella all'interfaccia con il substrato per poter previsionalmente definire il raggiungimento di temperature critiche per l'acciaio. Il modello utilizzava una conduttività termica efficace ottenuta come λ/E dove E rappresentava un fattore di espansione e λ la conduttività termica del coating. Con questa impostazione modellistica si pervenne alla conclusione che temperature basse sul substrato (il nostro obiettivo) potevano essere raggiunte per rapide espansioni dell'intumescente, per importanti spessori finali raggiunti dal char, e per reazioni endotermiche con valori numerici delle entalpie elevati. Anderson [1984 1988] elaborò un modello incentrato sugli effetti dell'espansione della pittura intumescente sulla risposta termica della stessa, il modello termico è un'equazione differenziale nel transitorio di tipo monodimensionale con un termine addizionale che tenga in considerazione l'espansione del coating e della sua relativa perdita di massa (con la fuga di parte dei gas generati), la quale però non è sviluppata considerando le leggi della cinetica chimica. Invece di utilizzare la legge di Arrhenius per la variazione di massa nel tempo si approssima la curva di decomposizione con un'espansione in serie di Fourier. Henderson e Wiecek [1986] svilupparono un modello per prevedere il comportamento termico di un materiale ablativo con l'intento di simulare il comportamento di un materiale intumescente. Questo modello si basava sulla assunzione di equilibrio termico locale. Una caratteristica comune dei due precedenti modelli è nella formula semi-empirica per il calcolo della perdita di massa. Similarmente, Buckmaster [1986] ha presentato nei suoi studi un modello matematico di bilancio di energia in cui si ipotizzavano le reazioni di intumescenza avvenire in uno strato sottile. Nel suo studio egli individuava tre fasi, la fase di preriscaldamento, la fase di intumescenza e quella di post-intumescenza. A partire dal fronte di intumescenza ad arrivare alla superficie libera del coating vi è la zona di post-intumescenza chiamata char. Questo char ha una temperatura superiore a quella del fronte intumescente. Nello studio si assumeva come univoca la temperatura a cui si aveva la perdita di massa e che il modello di trasmissione del calore sia per la parte vergine che per la parte carbonizzata fosse dominato esclusivamente dalla conduzione termica.

Modello Ideale

Considerando la natura del rivestimento intumescente, i meccanismi alla base dell'essere protettivo antincendio, come l'espansione e l'assorbimento del calore, un modello matematico rappresentativo dovrebbe essere in grado di modellare l'espansione dell'intumescente, la perdita di massa e il comportamento termico, basandosi sia sugli aspetti fisici che su quelli chimici dello stesso.

Il modello dovrebbe descrivere:

1. Il trasporto di massa (bilancio di materia con termini generativi)
2. Espansione dell'intumescente (attraverso la natura chimica del coating)
3. Il calore in ingresso, l'energia interna, la generazione, il calore perso, il tutto nel bilancio di energia.
4. La conduttività termica di strutture porose.

Lo sviluppo di un modello adeguato rappresenta una parte importante di questa ricerca. Tuttavia, il contributo principale di questa ricerca sarà quello di definire la conduttività termica della pittura intumescente e che questa sia funzione di un numero limitato di parametri e che a loro volta questi possano essere estratti da un numero limitato di test e una volta ottenuti i risultati questi siano applicabili a qualsiasi condizione di incendio e geometria di elementi costruttivi.

Per verificare queste ipotesi, la ricerca riportata in questa tesi comprenderà la seguenti attività principali:

1. Sviluppo di un test sperimentale standard.
2. Sviluppo di un modello numerico per il calcolo della temperatura all'interno del rivestimento
3. Sviluppo di una procedura per estrapolare le proprietà termiche della pittura intumescente.

Invece nel caso dei modelli reali presenti in letteratura i tanti limiti sono dovuti alle loro semplificazioni che non permettono agli stessi di essere utilizzati al di fuori delle pesanti ipotesi semplificative che li hanno generati. Al contrario, ad un livello di complessità molto più elevato, Butler [1997, 1998] ha sviluppato diversi modelli, inclusi i modelli monodimensionali sino ai modelli a 3 dimensioni nel quale lo studio dell'intumescente è molto dettagliato. Questi modelli incorporano il trasferimento di calore, l'aspetto delle reazioni chimiche e aspetti idrodinamici che hanno l'intento di simulare le proprietà di protezione termica durante l'intumescenza. In Questi modelli si assumono come ipotesi, che sia la tensione superficiale che la viscosità del binder (polimero legante) non dipendano dalla temperatura. Sono anche formulati bilanci di quantità di moto per stabilire i movimenti delle bolle e bilanci di massa, inoltre sono stati implementati modelli per descrivere la crescita delle bolle tramite combinazioni di aspetti idrodinamici e di cinetica chimica. Nel materiale intumescente la velocità di crescita delle bolle dipende sia dalla chimica di decomposizione degli agenti espandenti, dalle proprietà fisiche dei gas e dalle caratteristiche di resistenza fisica del polimero. I modelli di trasferimento di calore sono stati scritti tenendo in

considerazione la crescita delle bolle, la distribuzione delle stesse, e le reazioni chimiche, ancora, 10.000 posizioni sono state poste come sedi di nucleazione nella geometria iniziale. Nel momento in cui si sottopone la superficie superiore del coating ad un flusso di calore, a valle di tutti i sottomodelli sopracitati si avrà lo sviluppo delle bolle e di conseguenza si avrà l'espansione dell'intumescente. Questo modello è molto utile per sviluppare la sensibilità nella comprensione quantitativa dell'influenza dei vari parametri chimici e fisici. Purtroppo tale modello nella sua completezza e complessività risulta molto impegnativo dal punto di vista computazionale, richiedendo tempi di calcolo lunghi e grandi quantità di dati in input. Oltremodo vi sono difficoltà ad ottenere soluzioni accurate per via delle complesse condizioni al contorno dell'interfaccia. Tale modello è alla luce di tutto questo, limitato nel suo utilizzo solo alle fasi iniziali dell'intumescenza.

Un metodo alternativo potrebbe essere quello di prendere in considerazione solo le caratteristiche essenziali degli aspetti chimici e fisici del rivestimento intumescente. Branca [2002] e Di Blasi [2000, 2001] hanno utilizzato il modello di Cagliostro [1975] come riferimento per presentare un modello più avanzato di rappresentazione dei sistemi intumescenti. La dinamica di degradazione dei tre componenti di base è descritta con la ben nota legge della cinetica di Arrhenius. Le variazioni di massa e volume sono determinate dalla decomposizione chimica che avviene nel rivestimento. Il modello rappresentativo è descritto anche dalle equazioni di trasporto e da quelle di continuità. Il modello di generazione di bolle invece risulta molto semplificato ed elementare. Per il calcolo delle temperature all'interno del coating il bilancio di energia tiene in considerazione la generazione negativa di energia dovuta alle reazioni endotermiche ed anche l'energia che viene persa insieme ai gas che si generano e fuggono dal coating. Questo approccio modellistico permette di rappresentare al meglio il comportamento del coating e permette un focus migliore sulle temperature del rivestimento che non sui meccanismi stessi di intumescenza. Il merito di questo approccio è quello di avere il vantaggio di essere relativamente semplice da usare e comunque di essere in grado di inglobare in se i principali fenomeni di intumescenza.

Come detto precedentemente i sistemi intumescenti non sono ancora stati ben compresi, sia dal punto di vista empirico che da quello teorico. I modelli matematici da questo punto di vista possono essere un valido aiuto per scienziati ed ingegneri ed aumentare il livello di comprensione dei meccanismi di riscaldamento/espansione di intumescente nel caso di scenari di incendio complessi. Tuttavia la stragrande maggioranza dei modelli hanno una limitata applicabilità data dal fatto che dei modelli sino ad oggi costruiti alcuni di loro risultano troppo semplificativi e dunque poco rappresentativi o viceversa particolarmente articolati e di conseguenza eccessivamente dettagliati e poco generalizzabili. Un modello matematico realmente fruibile dovrebbe produrre non solo delle

soluzioni qualitative ma anche quantitative con un buon accordo con le misure. Nel successivo sottoparagrafo vengono menzionati alcuni modelli, quelli che in letteratura si sono identificati come i maggiormente rappresentativi, Di Blasi [2001] ed altri.

5.2.1 Modellazione

In tutti i modelli che si andranno a considerare tutte le quantità saranno relazionata alla unità di area perpendicolare alla direzione del trasferimento di calore.

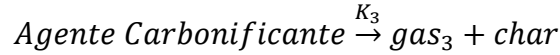
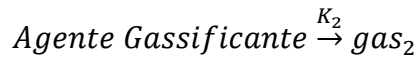
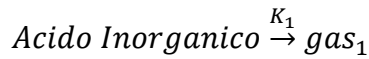
Ad alte temperature, la pittura subisce una decomposizione termica, passando attraverso i cambiamenti di massa dei singoli componenti, e dunque dell'intero sistema del coating. Per poter implementare un modello previsionale del comportamento bisogna comprendere il processo di decomposizione. Sappiamo che le pitture intumescenti sono dei sistemi complessi, ma possiamo riassumerne la composizione in tre componenti basilari: una sorgente di acido inorganico, un agente schiumogeno e un'agente carbonificante. Come sopra indicato, i tre componenti decompongono autonomamente, e la variazione di massa nel tempo può essere descritta come [Smith J, 1981], [Staggs J E J, 2012]:

$$\frac{\partial m_j}{\partial t} = -m_{0,j} K_j (1 - \alpha_j)^n \quad (j = 1, 2, 3) \quad (5.2)$$

Dove m_0 è la massa iniziale del componente preso in considerazione, m rappresenta la variazione di massa nel tempo e K è la costante di reazione, i pedici 1, 2 e 3 rappresentano rispettivamente la fonte di acido organico, l'agente espandente ed il materiale di carbonizzazione, α il grado di conversione di ciascun componente ed n l'ordine di reazione. Per determinare la costante di reazione si introduce l'equazione di Arrhenius

$$K_j = A_j \exp\left(-\frac{E_j}{RT}\right) \quad (5.3)$$

Dove A_j è il fattore pre-esponenziale ed E_j è l'energia di attivazione con R costante universale dei gas e T la temperatura assoluta. I tre componenti attraverso percorsi di reazione tra di loro indipendenti (corrispondenti al rilascio dell'acido inorganico, dei gas di spumificazione, e dei carbonificanti) portano a prodotti diversi. Mentre le reazioni di rilascio di acido inorganico e agenti spumificanti portano a prodotti di tipo gassoso, il processo di carbonizzazione porta a prodotti di tipo gassoso ma anche a residui di natura solida. Le reazioni generalizzate sono quelle che seguono [Zhang Y., 2012]:



Si utilizza il termine $(1 - \alpha_j)$ per rappresentare la quantità di materia di ogni componente e v_c rappresenta la proporzione tra la quantità di materiale carbonificante e la quantità di materiale carbonificato. La massa variante nel tempo dell'intero sistema intumescente viene ottenuta:

$$m_s = m_{0,1}(1 - \alpha_1) + m_{0,2}(1 - \alpha_2) + m_{0,3}(1 - \alpha_3) + v_c m_{0,3} \alpha_3 \quad (5.4)$$

Similarmente alla velocità di reazione di scomparsa dei reagenti, la variazione di prodotto carbonizzato che si forma nel tempo sarà:

$$\frac{\partial m_c}{\partial t} = v_c m_{0,3} K_3 (1 - \alpha_3)^n \quad (5.5)$$

Assumendo che le reazioni siano del primo ordine possiamo scrivere per la massa dell'intero sistema intumescente:

$$\frac{\partial m_s}{\partial t} = -m_{0,1} K_1 (1 - \alpha_1) - m_{0,2} K_2 (1 - \alpha_2) - m_{0,3} K_3 (1 - \alpha_3) + v_c m_{0,3} K_3 (1 - \alpha_3) \quad (5.6)$$

Il bilancio della materia in funzione del tempo per la produzione di gas darà:

$$\frac{\partial m_g}{\partial t} = m_{0,1} K_1 (1 - \alpha_1) + m_{0,2} K_2 (1 - \alpha_2) + (1 - v_c) m_{0,3} K_3 (1 - \alpha_3) \quad (5.7)$$

Si può in maniera congrua ritenere valida l'ipotesi che il trasporto dei gas avvenga in un'unica direzione perpendicolare alla struttura protetta, quindi il problema diviene spazialmente monodimensionale. Ovviamente non vi è via di passaggio per i gas attraverso il substrato di acciaio, quindi il rilascio di gas può solo viaggiare attraverso il coating e quindi uscire nell'ambiente esterno.

Dato un sottile strato di rivestimento intumescente, il gas proveniente dagli strati interni semplicemente viaggerà attraverso questo strato ma non contribuirà alla crescita dello stesso, cioè all'effetto rigonfiamento. Pertanto il gas prodotto dagli strati interni sommato al gas prodotto dallo

specifico strato, scorporato della quantità di gas che rimane nello specifico layer, formerà il flusso di gas che andrà ad interessare lo strato successivo. Riferendoci alla figura 5.3 potremo scrivere il bilancio di materia in transitorio tra i diversi strati di materiale:

$$(\dot{m}_{g_{out}} - \dot{m}_{g_{in}})\Delta t = \Delta m_g - \Delta(\varepsilon\rho_g\Delta x) \quad (5.8)$$

Che scritto in forma differenziale ci darà:

$$\dot{m}_g|_{x=x_0+\Delta x} - \dot{m}_g|_{x=x_0} = \frac{\partial m_g}{\partial t} - \frac{\partial(\varepsilon\rho_g\Delta x)}{\partial t} \quad (5.9)$$

Riarrangiando l'equazione 5.9 avremo:

$$\frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} \Delta x = \frac{\partial m_g}{\partial t} - \frac{\partial(\varepsilon\rho_g\Delta x)}{\partial t} \quad (5.9^*)$$

Dove \dot{m}_g è la portata massica del gas per unità di superficie, e Δx è lo spessore dello strato elementare.

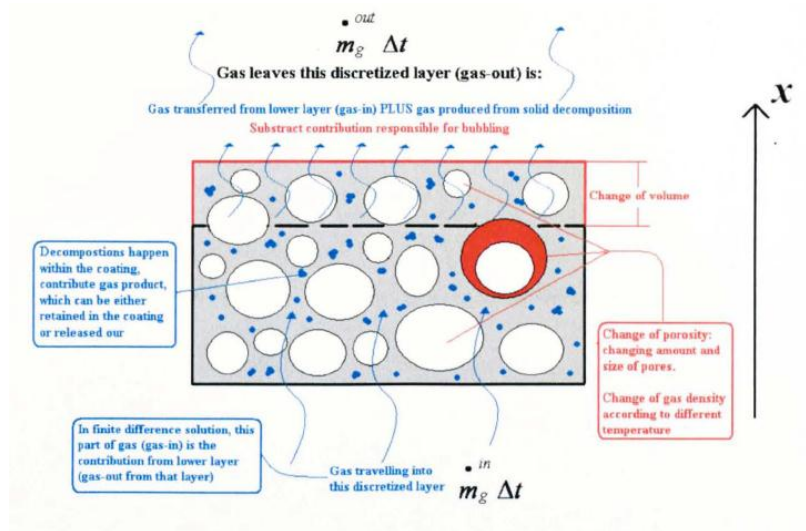


Figura 5.3: Bilancio di materia all'interno dello strato di intumescente.

Per una piastra di acciaio ricoperta da pittura intumescente ed esposta al fuoco risulta accettabile scrivere il bilancio di energia in un'unica direzione spaziale. Con riferimento alla figura 5.4 applicando il principio di conservazione dell'energia, i cambiamenti nei flussi di calore attraverso l'intumescente sono eguali al cambiamento di energia interna e all'energia (calore) derivante da altre fonti [Incropera, F. P., 2012], [Griffin G J, 2010], [Staggs J E J, 2012].

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \lambda - \frac{\partial(\rho_g v_g C_g T)}{\partial x} = \frac{\partial(\rho C T)}{\partial t} + \frac{\rho \Delta h}{\partial t} \quad (5.10)$$

Moltiplicando l'equazione 5.10 per il termine Δx e riarrangiando avremo:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \lambda \Delta x - \frac{\partial(\dot{m}_g C_g T)}{\partial x} \Delta x = \frac{\partial(m C T)}{\partial t} + \frac{\Delta H}{\partial t} \quad (5.11)$$

Dove T è la temperatura, λ è la conduttività termica, t è il tempo, x la distanza spaziale ed m è una massa per unità di superficie, C è il calore specifico, ρ rappresenta la densità, h è il calore di decomposizione per unità di massa, H è l'entalpia di generazione ed \dot{m}_g è la portata massica del gas per unità di superficie e v_g corrisponde alla velocità del flusso di gas. Il primo termine del lato sinistro della equazione 5.11 descrive l'aumento del calore per conduzione per uno strato infinitesimo. Il secondo termine sempre del primo membro descrive il calore perso per convezione dalla diffusione del gas. Andando quindi a leggere i vari termini del secondo membro sempre della suddetta equazione abbiamo che il primo termine è l'incremento di calore interno, il secondo termine è la generazione di calore che può essere calore rilasciato (positivo) o calore assorbito (negativo) dovuti alle reazioni di decomposizione. Assumendo che il calore specifico sia una costante rispetto al tempo l'equazione 5.11 potrà essere scritta come:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \lambda \Delta x - \left(\frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} C_g T + \frac{\partial T}{\partial x} \dot{m}_g C_g \right) \Delta x = (m_s C_s + m_g C_g) \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial m_s}{\partial t} C_s T + \frac{\partial(\varepsilon \rho_g \Delta x)}{\partial t} C_g T + \sum \left(\frac{\partial m_j}{\partial t} \Delta h_j \right) \quad (5.12)$$

Dove Δh_j rappresenta il calore di decomposizione (negativo se assorbito e positivo se dato) la 5.12 potrà dunque anche essere scritta come:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \lambda \Delta x = & (m_s C_s + m_g C_g) \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial m_s}{\partial t} C_s T + \left\{ \frac{\partial(\varepsilon \rho_g \Delta x)}{\partial t} C_g T + \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} C_g T \Delta x \right\} + \frac{\partial T}{\partial x} \dot{m}_g C_g \Delta x \\ & + \sum \left(\frac{\partial m_j}{\partial t} \Delta h_j \right) \end{aligned} \quad (5.13)$$

Considerando di sostituire la 5.9* ai termini posti tra parentesi graffe della 5.13 otteniamo l'equazione 5.14 seguente:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \lambda \Delta x = (m_s C_s + m_g C_g) \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial m_s}{\partial t} C_s T + \frac{\partial m_g}{\partial t} C_g T + \frac{\partial T}{\partial x} \dot{m}_g C_g \Delta + \sum \left(\frac{\partial m_j}{\partial t} \Delta h_j \right) \quad (5.14)$$

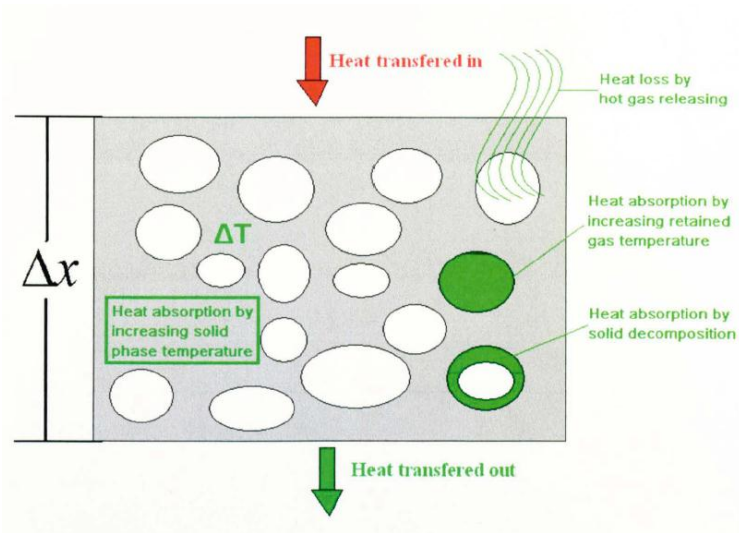


Figura 5.4: Bilanci di energia per sistema intumescente.

Solo il gas che si sviluppa dagli agenti spumificanti è causa dell'intumescenza, la crescita delle bolle (pori) si avrà solo dopo la decomposizione degli agenti espandenti. Si presuppone che tutto il gas generato prima che la completa espansione del protettivo venga raggiunta, rimanga all'interno del rivestimento. Partendo da quanto detto sopra l'equazione della velocità di accrescimento del volume.

$$\frac{\partial \Delta x}{\partial t} = \frac{1}{\rho_g} \frac{\partial m_2}{\partial t} \quad (5.15)$$

con

$$\Delta x_0 < \Delta x < E_{\max} \Delta x_0 \quad (5.16)$$

La densità per l'equazione 5.15 può essere ottenuta dalla legge di stato per i gas ideali, e si assume che l'espansione delle bolle di gas avviene abbastanza velocemente dopo che il gas si è formato. Inoltre la pressione nel char è bilanciata da quella atmosferica, per cui:

$$\rho_{\text{gas}} = \frac{WP_0}{RT} \quad (5.17)$$

Dove P_0 rappresenta la pressione della fase gas assunta pari alla pressione atmosferica e W è il peso molecolare del gas. Δx_0 è la dimensione iniziale della cella elementare, ed E_{\max} è il fattore di massima espansione ed è di natura empirica.

E' necessario quantificare la porosità ε del rivestimento intumescente, in quanto questa grandezza influenzerà sia la capacità termica che la conduttività termica della pittura. La porosità totale è data da:

$$\varepsilon = \frac{\Delta x - \Delta x_s}{\Delta x} \quad (5.18)$$

Dove x_s è la fase condensata, calcolabile, comprendente sia i reagenti che la fase solida dei prodotti di reazione:

$$\Delta x_s = \Delta x_0 \frac{m_s}{m_{s,0}} \quad (5.19)$$

Infine la conduttività termica è il parametro chiave per valutare le performance di un rivestimento intumescente. La formazione di un "char" multicellulare porta la conduttività termica a valori molto bassi. Alcuni ricercatori invece che utilizzare dei semplici modelli che prevedono le resistenze in serie o in parallelo hanno pensato, avvicinandosi dunque maggiormente alla realtà di introdurre nel loro lavoro di ricerca una equazione che rappresentasse la conduttività termica con un dettaglio di informazioni molto maggiore [Zhang Y., 2012*], [Wang L L, 2012]:

$$\lambda^* = \lambda_s \frac{\frac{\lambda_g}{\lambda_s} \varepsilon^{\frac{2}{3}} + 1 - \varepsilon^{\frac{2}{3}}}{\frac{\lambda_g}{\lambda_s} \left(\varepsilon^{\frac{2}{3}} - \varepsilon \right) + 1 - \varepsilon^{\frac{2}{3}} + \varepsilon} \quad (5.20)$$

Alle alte temperature il trasferimento di calore radiante non può essere trascurato, mentre infatti la parte piena e solida è opaca, nello spazio vuoto avviene il trasferimento di tipo radiativo. Separando per il gas la parte radiativa e conduttiva (data dalle vibrazioni molecolari) della conduttività termica si avrà:

$$\lambda_g = \lambda_{\text{cond}} + \lambda_{\text{rad}} \quad (5.21)$$

La parte conduttiva del gas può essere ottenuta da Di Blasi [2001], [Wang L L, 2012]:

$$\lambda_g = 4.815 * 10^{-4} T^{0.717} \quad [W/(m K)] \quad (5.22)$$

Per una struttura porosa caratterizzata da pori sferici il fattore di forma per la parte radiativa è pari a 2/3. Oltremodo il contributo radiativo alla conduttività globale della parte gassosa si potrà scrivere come [Wang L L, 2012]:

$$\lambda_{rad} = \frac{2}{3} * 4d\epsilon\sigma T^3 \quad (5.23)$$

Dove d è il diametro dei pori. L'equazione 5.23 mostra chiaramente l'importanza del diametro dei pori sulla porzione radiativa della conduttività termica della struttura dell'intumescente. Nel processo di intumescenza si assume che la crescita delle bolle sia governata da due meccanismi: una formazione nucleale durante la decomposizione degli agenti intumescenti ed una crescita di questi nuclei che divengono bolle durante la fase di carbonificazione o "charring": La crescita di queste bolle è assunta lineare con l'espansione [Zhang Y., 2012*].

$$d = d_b \frac{\Delta x}{\Delta x_0} \frac{1}{E_{max}} + (d_f - d_b) \left(1 - \frac{m_s}{m_{s,0}} \right) \quad (5.23)$$

Una volta che il processo di carbonificazione è iniziato, le bolle iniziano a scoppiare e ad unirsi tra di loro, questo porta ad un aumento significativo del diametro di queste.

Al fine di costruire un modello, sia le condizioni iniziali che quelle al contorno devono essere definite. Se la faccia esposta del rivestimento è sottoposta ad un flusso costante di calore radiativo (cono calorimetrico), il bilancio di calore globale dovrà includere il flusso di calore radiativo incidente, la conduzione del calore, ed il calore perso sia per convezione che per irraggiamento. La condizione al contorno alla superficie superiore si potrà dunque scrivere come segue [Holman, 2002], [Mesquita , 2009]:

$$\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} = Q - e\sigma (T^4 - T_0^4) - h_{conv}(T - T_0) \quad (5.24)$$

Dove il membro di sinistra della 5.24 rappresenta il flusso di calore nel coating alla superficie, Q è il flusso di calore incidente, λ^* è la conducibilità termica del rivestimento intumescente, T è la temperatura del rivestimento, T_0 è la temperatura ambientale che normalmente è presa pari a 20°C, e rappresenta l'emissività della superficie del protettivo reattivo antincendio, σ invece è la costante

di Stefan-Boltzmann, h_{conv} è il coefficiente di scambio convettivo, preso costante come semplificazione, anche perché rapportato allo scambio radiativo ha un'incidenza molto più bassa.

Se invece la superficie superiore del rivestimento protettivo è esposta ad un incendio (come ad esempio nel test in fornace) scriveremo:

$$\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} = Q - e\sigma (T^4 - T_{fire}^4) - h_{f,conv}(T - T_{fire}) \quad (5.25)$$

Dove T_{fire} rappresenta la temperatura dei gas dell'incendio.

La condizione al contorno per quel che riguarda la superficie inferiore si potrà scrivere nei seguenti termini:

$$\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = Q_{loss} \quad (5.26)$$

Dove Q_{loss} rappresenta la quantità di calore persa per qualsiasi dei tre meccanismi di trasmissione del calore. Se la faccia posteriore della piastra di acciaio è assunta essere adiabatica allora:

$$Q_{loss} = 0 \quad (5.27)$$

Se invece la superficie posteriore della piastra di acciaio pitturata con l'intumescente fosse esposta alla temperatura ambientale si avrebbe il seguente bilancio.

$$Q_{loss} = e\sigma (T^4 - T_0^4) + h_{a,conv}(T - T_0) \quad (5.28)$$

All'interfaccia tra la pittura intumescente e la piastra di acciaio la fase gassosa prodotta dalla decomposizione non vi sarà e non vi sarà diffusione di gas nella piastra.

$$\frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} = 0 \quad (5.29)$$

Applicando il principio di continuità all'interfaccia tra substrato di acciaio e intumescente potremo scrivere:

$$\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = \lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \quad (5.30)$$

Dove T_s e λ_s sono temperatura e conduttività termica del substrato.

5.3 EPILOGO

Tradizionalmente, la protezione dal fuoco degli elementi costruttivi è esclusivamente basata sulla capacità dei sistemi passivi di fornire l'isolamento termico e il ritardo di sviluppo dell'incendio. Vari tipi di materiali resistenti al fuoco sono venduti dai produttori. La tecnologia moderna ha prodotto nuovi materiali leggeri, come le Pitture Intumescenti, che sono superiori ai più anziani, materiali in muratura, e hanno una maggiore o equivalente resistenza al fuoco con una notevole riduzione del peso addizionato alla costruzione. I sistemi di protezione dal fuoco del tipo intumescente sono particolarmente efficaci nella protezione e riescono a dare ottimi livelli di isolamento termico con piccoli incrementi nello spessore e nel peso. Tra i vantaggi dei rivestimenti intumescenti rispetto ad altri sistemi di protezione passiva possiamo annoverare:

1. Risultano dal punto di vista architettonico, piacevoli, conservando le caratteristiche decorative dei rivestimenti tradizionali come finiture e colore.
2. Non incrementano di molto la massa delle strutture.
3. Non occupano volumi importanti quando depositati sulle superfici da proteggere.
4. possono essere applicati a strutture esistenti senza perdita di dettagli architettonici, come nel caso degli edifici storici
5. Per via della loro semplice applicabilità, la posa non è impegnativa come tempi lavoro.
6. A seconda della specifica pittura e dello spessore applicato possono risultare molto convenienti come costi economici.
7. Come rivestimento, risultano parte integrante della struttura e quindi non richiedono ulteriori dispositivi di fissaggio.
8. Durante l'incendio il processo chimico dell'ossidazione può causare il collasso di strutture di acciaio ben al di sotto della temperatura critica del metallo, in questo senso il rivestimento in intumescente è funzionale in quanto il calore dell'incendio provoca il rilascio di gas non infiammabili da parte della pittura che non permettono l'accesso di ossigeno agli strati inferiori, cioè alla parte di acciaio vivo della struttura che porterebbe alla ossidazione dello stesso.

Una pittura intumescente è un *isolante termico pirostatico ed afrogenico*. Per definizione, un *afrogeno* è una sostanza che sarà convertita in una schiuma o spugna, quando esposto al calore; una sostanza *pirostatica* è una sostanza che “raffredda” un incendio, e un *isolante termico* isola dal calore di un incendio. La vernice intumescente in condizioni normali è un rivestimento relativamente sottile che ha le stesse funzioni di protezione di qualsiasi altra vernice. In una

ambiente con stimolo termico risponde dinamicamente, decomponendosi e rilasciando gas e prodotti di decomposizione che porteranno:

1. a bloccare il trasferimento di calore convettivo e conduttivo al substrato dalla struttura cellulare dell'intumescente.
2. sopprimere fiamme in prossimità dello strato di rivestimento di confine
3. attenuare la radiazione incidente
4. impedire all'ossigeno di arrivare al substrato.
5. evitare il surriscaldamento a causa della natura endotermica delle reazioni coinvolte.

6. CARATTERIZZAZIONE DELLE VERNICI INTUMESCENTI: PROVE CHIMICO-FISICHE

Per meglio conoscere le caratteristiche chimico-fisiche degli intumescenti sono state effettuate una serie di indagini strumentali sia di tipo qualitativo che di tipo quantitativo. Queste con l'ausilio di diverse apparecchiature ci hanno permesso di risalire alla composizione degli intumescenti oggetto delle prove termiche e di conoscerne le principali caratteristiche chimiche, come le temperature di reazione e le velocità di reazione, e le entalpie di tali reazioni, ed inoltre le caratteristiche fisiche, come ad esempio la temperatura di fusione ed il suo correlato calore latente di fusione, e consequenzialmente tutti i diversi step chimico fisici (temperature) caratteristici dell'intumescenza e

6.1 TECNICA DI INDAGINE DSC

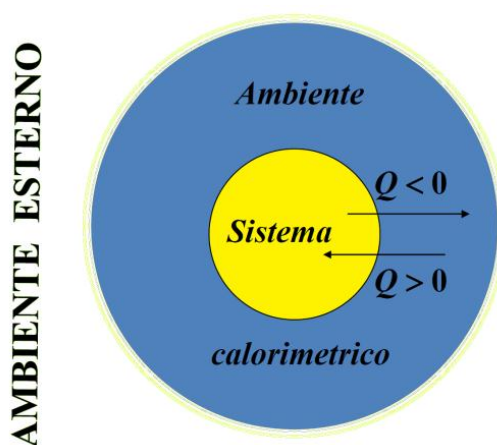


Figura 6.1: Schema termico di funzionamento del calorimetro a scansione.

La DSC monitora gli effetti termici associati alle transizioni di fase ed alle reazioni chimiche in funzione della temperatura. Riassumendo gli eventi che comportano scambio di calore tra sistema e ambiente calorimetrico che vengono registrati in funzione della temperatura sono:

- Reazioni chimiche
- Cambiamenti di stato fisico di sostanze pure (fusione, evaporazione, sublimazione)
- Ripartizioni tra due solventi
- Adsorbimento di liquidi da parte di sostanze solide
- Denaturazione delle proteine
- Formazione di fasi gel
- Processi di polimerizzazione

- Processi metabolici di organismi viventi

Il riferimento è un materiale inerte come ad esempio alumina o solo una capsula di alumina vuota. La temperatura di entrambi, il campione ed il riferimento vengono incrementate in maniera costante. Dato che la DSC è fatta a pressione costante, il flusso di calore è equivalente al cambiamento di entalpia:

$$\left(\frac{dq}{dt}\right)_p = \frac{dH}{dt} \quad (6.1)$$

Invece la differenza di flusso di calore tra campione e riferimento è:

$$\Delta \frac{dH}{dt} = \left(\frac{dH}{dt}\right)_{\text{campione}} - \left(\frac{dH}{dt}\right)_{\text{riferimento}} \quad (6.2)$$

Dunque questo flusso potrebbe essere positivo o negativo. In un processo endotermico, come molte transizioni di fase, il calore viene assorbito e quindi il flusso di calore al campione è più alto che quello dato al riferimento, quindi il primo membro della equazione 6.2 sarà positivo. Altri processi endotermici sono alcune transizioni elicoidali nel DNA, la denaturazione delle proteine, deidratazione, reazioni di denaturazione e alcune reazioni di decomposizione. Nei processi esotermici, come la cristallizzazione le reazioni di ossidazione e alcune reazioni di decomposizione, il primo membro della equazione 6.2 sarà negativo.

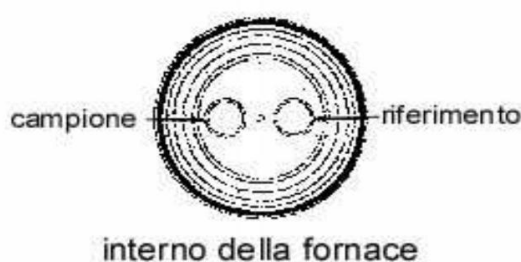


Figura 6.2: Interno della fornace.

Il calorimetro ha una zona fornace come evidenziato dalle figure 6.2 e 6.3 con un alloggiamento per il campione ed un alloggiamento per il riferimento, ambedue sono costruiti in platino per permettere di operare alle alte temperature. Sotto ogni alloggiamento si trova un sistema di riscaldamento a resistenza ed un sensore di temperatura (termocoppia), viene applicata quindi la corrente alle due resistenze riscaldanti seguendo una pre-ordinata rampa di crescita della temperatura. La differenza

di potenza data al campione ed al riferimento per mantenerli alla stessa temperatura è usata per il calcolo di $\Delta(dH/dt)$; si utilizza inoltre un flusso di azoto gassoso per mantenere l'ambiente della fornace libero da vapori di acqua ed anche con la funzione di eliminare aria, la quale alle alte temperature porterebbe alla nascita di varie reazioni di ossidazione. Il campione di materiale viene posto, prima dell'inizio della prova, in una piccola capsula di alumina. Il riferimento come detto è di solito una capsula sempre di alumina, ma vuota. La capsula ha una capacità contenitiva che va dagli 1 ai 10 mg.

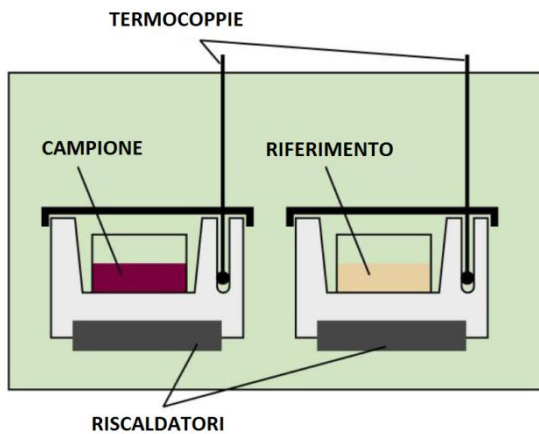


Figura 6.3: Calorimetro a scansione differenziale, campione e riferimento sono riscaldati in settori separati di identico materiale.

Figura 6.4: Calorimetro a scansione differenziale in uso durante le prove.

Nella figura 6.5 abbiamo un tracciato tipico di una DSC.

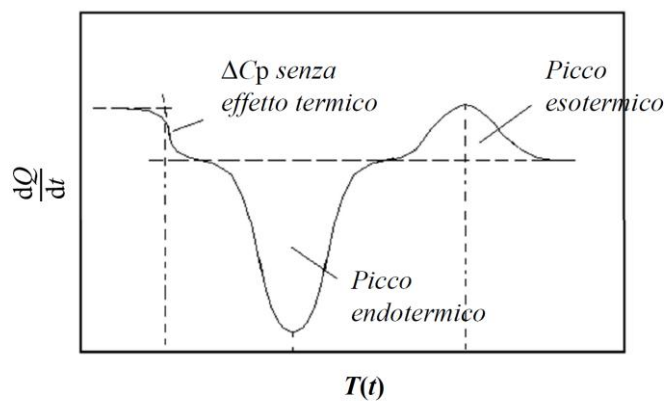


Figura 6.5: Tipologia dei segnali di un tracciato DSC.

Nella figura 6.6 è evidenziata una transizione del secondo ordine che è una transizione termica che coinvolge solamente la variazione del calore specifico ed è una delle principali informazioni che si possono ottenere da una DSC.

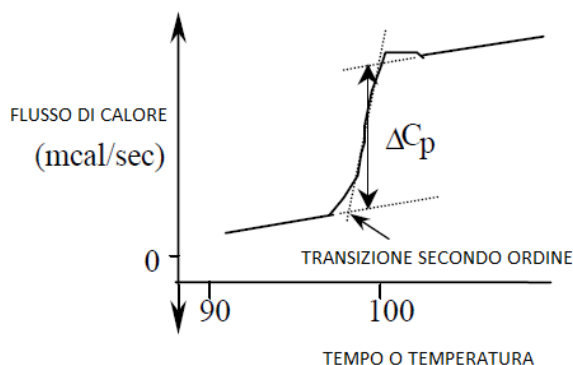


Figura 6.6: Transizione del secondo ordine con variazione del calore specifico.

Una seconda diretta informazione ottenibile dalla curva della DSC è l'entalpia legata ad alcuni processi. Ad esempio l'integrale dell'area sottesa ad un picco al di sopra o al di sotto della linea di base (figura 6.5) ci darà l'entalpia coinvolta in quel processo secondo la seguente equazione:

$$\int \left(\frac{dH}{dt} \right)_{\text{campione}} dt = \Delta H_{\text{campione}} \quad (6.3)$$

Il calore specifico ed i cambiamenti nel calore specifico possono essere determinati a partire dallo spostamento del termogramma rispetto alla linea di base (figure 6.5 e 6.6) così come detto precedentemente ed andando a utilizzare la seguente equazione.

$$C_p = \left(\frac{dq}{dT} \right)_p = \left(\frac{dH}{dT} \right)_p \quad (6.4)$$

La velocità di crescita della temperatura sarà:

$$\text{Velocità crescita temperatura} = \frac{dT}{dt} \quad (6.5)$$

Moltiplicando e dividendo la equazione 6.4 per dt avremo:

$$C_p = \left(\frac{dH}{dT} \right) = \frac{dH}{dt} \frac{dt}{dT} \quad (6.6)$$

Dove dH/dt è lo spostamento rispetto alla linea di base del termogramma e il secondo fattore del secondo membro della equazione 6.6 rappresenta l'inverso della velocità di crescita della temperatura. Volendo ricavare la variazione del calore specifico, cioè la differenza tra il calore specifico del campione e del riferimento andremo a scrivere:

$$\Delta C_p = C_{p(\text{campione})} - C_{p(\text{riferimento})} = \Delta \left(\frac{dH}{dT} \right) = \Delta \left(\frac{dH}{dt} \frac{dt}{dT} \right) \quad (6.7)$$

Riassumendo le informazioni che possono essere ricavate da un termogramma DSC sono la temperatura a cui avvengono i vari processi, ad esempio il punto di fusione, la temperatura a cui le reazioni di decomposizione hanno inizio e conoscere anche la temperatura di picco del massimo della velocità di reazione. Inoltre i valori quantitativi delle entalpie coinvolte nei processi evidenziati dal tracciato e la variazione del calore specifico [IUPAC Goold Book, 2014].

6.2 TECNICA DI INDAGINE TGA

Il termogravimetro è un particolare strumento che tramite un'analisi termogravimetrica misura la variazione percentuale di peso di un materiale, quando esso viene riscaldato, in conseguenza delle eventuali decomposizioni che esso subisce in seguito a sviluppo di prodotti gassosi.

La termogravimetria pertanto è una tecnica classica che consente un'analisi termica quantitativa precisa della composizione di un campione, senza però identificare la natura dei componenti, ma solo misurando quanto peso viene perso dal campione ad una certa temperatura. La quantità di campione è minima (pochi milligrammi). Da questa analisi, si ottengono dei grafici (massa in funzione della temperatura) chiamati curve termogravimetriche. A seconda della sostanza sottoposta al riscaldamento si può avere nel grafico un numero caratteristico di scalini (perdita di peso) con lunghezza e inclinazione diversa che in definitiva costituisce un profilo da cui si può risalire in maniera univoca, per confronto, all'identità della sostanza. A titolo di esempio in figura 6.7 è riportato un termogravimetro modello Exstar 6000 mentre in figura 6.8 è riportato lo schema di funzionamento dello strumento.



Figura 6.7: Termogravimetro mod. Exstar 6000 della SEIKO INSTRUMENTS.

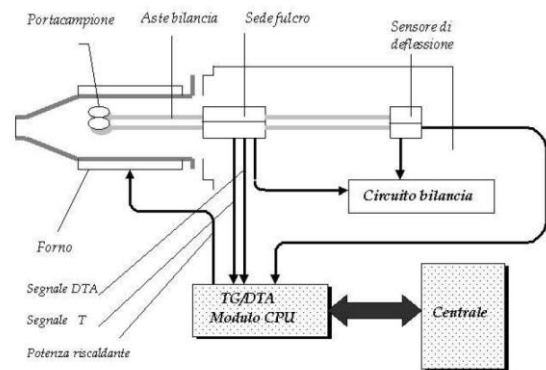


Figura 6.8: Schema di funzionamento del termogravimetro.

La strumentazione è concettualmente semplice, ma praticamente molto delicata e precisa e necessita di controllo e calibrazione periodici: in sostanza è una bilancia di estrema precisione in cui il campione viene riscaldato progressivamente dalla temperatura ambiente fino ad oltre 1000 °C con rampe di salita in temperatura programmabili. In figura 6.9 si possono osservare i diversi componenti dello strumento:

- Bilancia analitica sensibile (portata in genere compresa tra 5 e 20 mg);
- Forno che in genere possono andare da temperatura ambiente a 1500°C;
- Sistema di gas di spurgo che assicura un'atmosfera inerte o talvolta reattiva;
- Elaboratore per il controllo dello strumento, l'acquisizione e la visualizzazione dei dati.

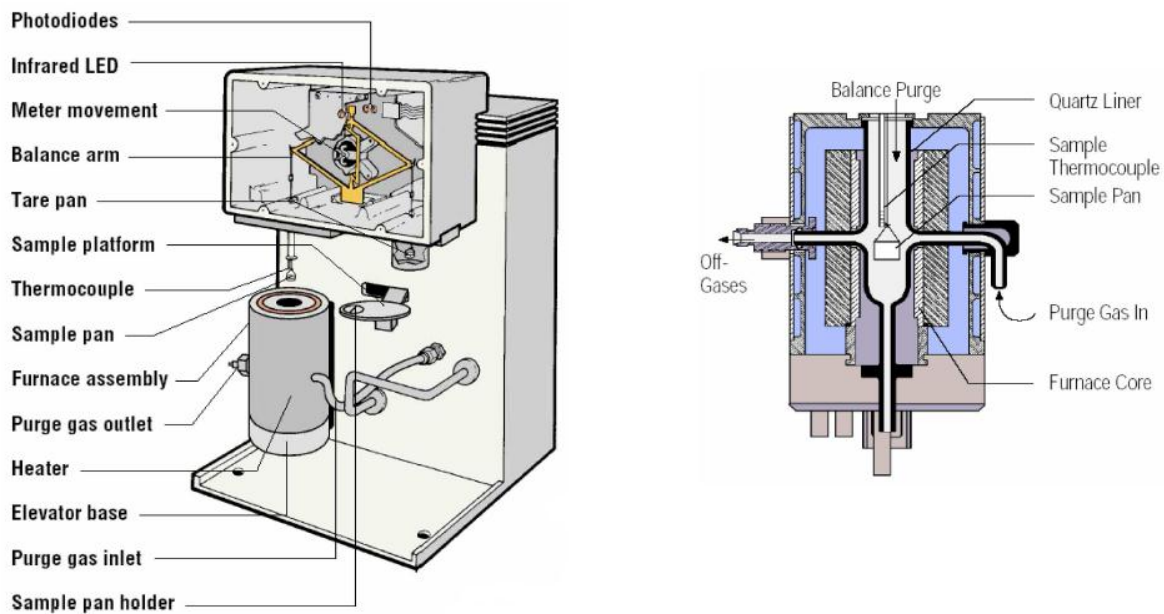


Figura 6.9: Sezione dello strumento.

L'apparato TG è costituito principalmente da fornello, bilancia e meccanismi di regolazione: un insieme di resistenze assicura in totale al fornello una potenza di 500W, inoltre deve avere una bassa capacità termica in grado di assicurare raffreddamenti e riscaldamento molto rapidi (in questo modo possono essere realizzati valori della velocità di riscaldamento pari a 100°C/min). Una termocoppia controlla la temperatura sulle pareti del fornello e un'altra serve a valutare in ogni istante la temperatura del campione ed ad inviare questo valore al sistema di controllo; la bilancia può scorrere su guide orizzontali per permettere il posizionamento del campione nel piatto di platino. Le condizioni di impiego della termogravimetria dipendono dalle informazioni che si vogliono ottenere. Tuttavia, il primo esperimento che viene di solito effettuato per caratterizzare rapidamente la decomposizione di un materiale con formazione di prodotti volatili, consiste in un riscaldamento in corrente di gas inerte con innalzamento della temperatura di 10°C/min. I risultati dell'esperimento sono normalmente descritti e rappresentati in termini di percentuali di peso residuo del campione, in funzione della temperatura di riscaldamento: di particolare utilità, ad esempio per definire la temperatura corrispondente al massimo di variazione del peso del campione, in funzione della temperatura, è la curva derivata della curva termogravimetrica (DTG). Uno degli usi più frequenti della TG riguarda la valutazione della stabilità termica, e della evidenziazione del nascere delle reazioni chimiche, con anche la possibilità di calcolare effettivamente la velocità di tali reazioni. Tuttavia, l'identificazione delle reazioni spesso complesse che avvengono per effetto del riscaldamento, non può essere effettuata solo sulla base delle variazioni di peso che esse

determinano. Per questa applicazione, la TG deve essere usata in modo complementare ad altre tecniche, in particolare quelle termoanalitiche. Per esempio, è indispensabile conoscere temperature e caratteristiche dei fenomeni endo ed esotermici che si verificano durante il riscaldamento, determinabili con l'analisi termica differenziale (DSC). Inoltre, la ricostruzione dell'evoluzione chimica del materiale, richiede l'analisi dei prodotti volatili (evolved gas analysis, EGA) e del residuo che si formano durante il processo di degradazione. A questo scopo, la degradazione viene condotta in un sistema chiuso in cui i prodotti di degradazione sono raccolti ed esaminati con le più opportune tecniche di separazione e identificazione e determinazione. Infatti si combina la TG con tecniche analitiche che permettono l'identificazione ed eventualmente la quantificazione dei prodotti di reazioni (FTIR) [IUPAC Goold Book, 2014].

Ricapitolando dall'analisi di quando il campione perde peso e di quanto ne perde si possono trarre suggerimenti su cosa il campione libera e si misura con precisione quanto ne viene liberato. Lo strumento richiede un flussaggio con gas nella cella di combustione. Di seguito in figura 6.10 è riportato un esempio di analisi termica (TGA):

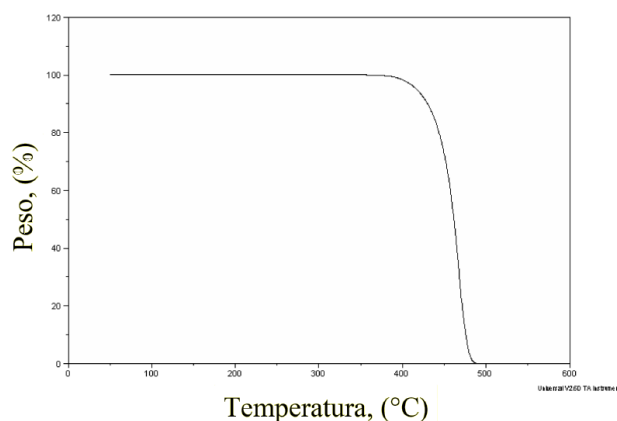


Figura 6.10: Esempio di un andamento termogravimetrico (TGA).

L'andamento è caratterizzato da un tratto costante per una certa temperatura, per poi avere un cambio pendenza con conseguente variazione di peso. La variazione di peso che viene schematizzata dal grafico fornisce quindi la variazione di peso in un determinato istante di tempo e da tale variazione è possibile effettuare alcune considerazioni: la variazione di massa nel tempo, considerando quantità infinitesime, rappresenta nient'altro che la velocità di perdita peso e da tale velocità è possibile dedurre un nuovo andamento grafico che permette di avere nuove informazioni quali:

- Mettere in evidenza processi con piccole variazioni di massa;
- Risolvere meglio reazioni complesse;
- Misurare: $\left(\frac{dm}{dt}\right)_{\max}$

La velocità di perdita peso del sistema è ricavabile dalla seguente relazione applicata alla TGA:

$$\frac{d(\Delta m)}{dt} = \frac{d(m - m_0)}{dt} = \frac{dm}{dt} \quad (6.8)$$

6.3 ELABORAZIONE RISULTATI DSC

E' stato sottoposto un campione di vernice intumescente (Promat Promapaint) dopo previa essiccazione della stessa ad una prova strumentale alla DSC in corrente di aria ad una velocità di crescita della temperatura costante e pari a $dT/dt = 10^\circ\text{C}/\text{min}$, il termogramma che si ottiene è presentato in figura 6.11.

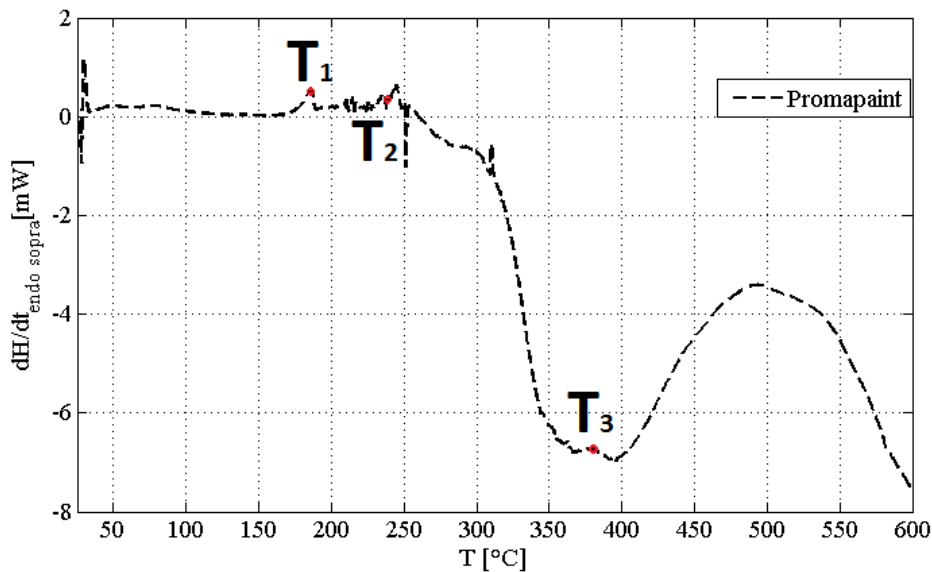
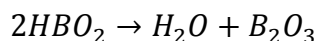


Figura 6.11: Curva DSC del protettivo passivo reattivo Promapaint .

Nella figura di sopra si evidenziano le proprietà termiche ed i vari cambiamenti chimici e fisici che coinvolgono il fenomeno dell'intumescenza attraverso l'analisi strumentale a scansione differenziale di calorimetria di un protettivo passivo a base di acqua. L'interpretazione della natura dei picchi è fatta per confronto da letteratura e incrociando anche i risultati della DSC con i risultati della TGA. I primi due picchi di figura 6.11 sono endotermici, (dunque la vernice richiede calore) e rappresentano ambedue due fenomeni fisici, il primo picco, riferendoci anche alla figura 6.12 in cui

la TGA ci narra che non vi è una variazione importante di massa del campione, rappresenta la smobilitazione molecolare del polimero utilizzato come legante per i vari ingredienti della pittura intumescente ed il fenomeno è caratterizzato da una temperatura di fusione rilevabile dalla figura 6.11 battezzata con il simbolo T_1 e pari a $T_{\text{fusione}} = 186\text{ }^\circ\text{C}$, il valore dell'entalpia di fusione (dunque l'area sottesa al picco) è invece pari a $\Delta H_1 = \Delta H_{\text{fusione}} = 18.21\text{ [J/g]}$. Il secondo picco sempre di natura endotermica è caratterizzato da una temperatura battezzata T_2 e di valore $240\text{ }^\circ\text{C}$ che rappresenta la temperatura a cui l'acqua legata chimicamente all'interno dei vari ingredienti della vernice (acido borico per la prima parte [Gomez-Mares M, 2012] ed APP per la seconda parte) rompe i legami ad idrogeno e fugge via dalla miscela [Griffin G J, 2010], [Gu J., 2007], [Horacek H., 2000], anche l'incrocio con la TGA (figura 6.12) consolida quanto affermato, in quanto in corrispondenza di questo secondo picco leggiamo una piccola diminuzione del peso percentuale di massa del campione sottoposto alla termogravimetria, perdita di peso legato all'evaporazione di quest'acqua che si trova inglobata nella struttura chimica di altre molecole.



Quest'acqua come da letteratura spiegato può provenire dalla decomposizione dell'APP (la sorgente acida), dell'acido borico ed anche da una delle prime fasi di decomposizione della melamina (l'agente espandente), il valore entalpico del picco endotermico caratterizzante la cessione di acqua legata chimicamente è pari a $\Delta H_2 = \Delta H_{\text{acqua}} = 28.63\text{ [J/g]}$. Il terzo ed ultimo picco è invece un picco di natura esotermica rappresentante [Griffin G J, 2010], [Gu J., 2007], [Horacek H., 2000] la decomposizione dell'agente intumescente melamina (ma anche in minor parte dell'APP e del PER) come anche confermato dal raffronto con la TGA (vedi figura 6.12) che evidenzia una netta diminuzione del peso del campione dovuto alla evacuazione di una parte importante dei gas di intumescenza generati in questa fase (ammoniaca ed acido solforico), infatti la decomposizione della melamina in presenza di aria risulta essere un processo esotermico in quanto fa parte della famiglia delle reazioni chimiche di ossidazione che sono propriamente delle reazioni esotermiche [Griffin G J, 2010], il valore entalpico di questa reazione chimica esotermica è pari a $\Delta H_3 = \Delta H_{\text{reazione}} = 3580\text{ [J/g]}$. Sempre dal terzo picco è possibile anche individuare la temperatura di velocità massima della reazione di intumescenza pari a $T_3 = T_{\text{massima}} = 390\text{ }^\circ\text{C}$.

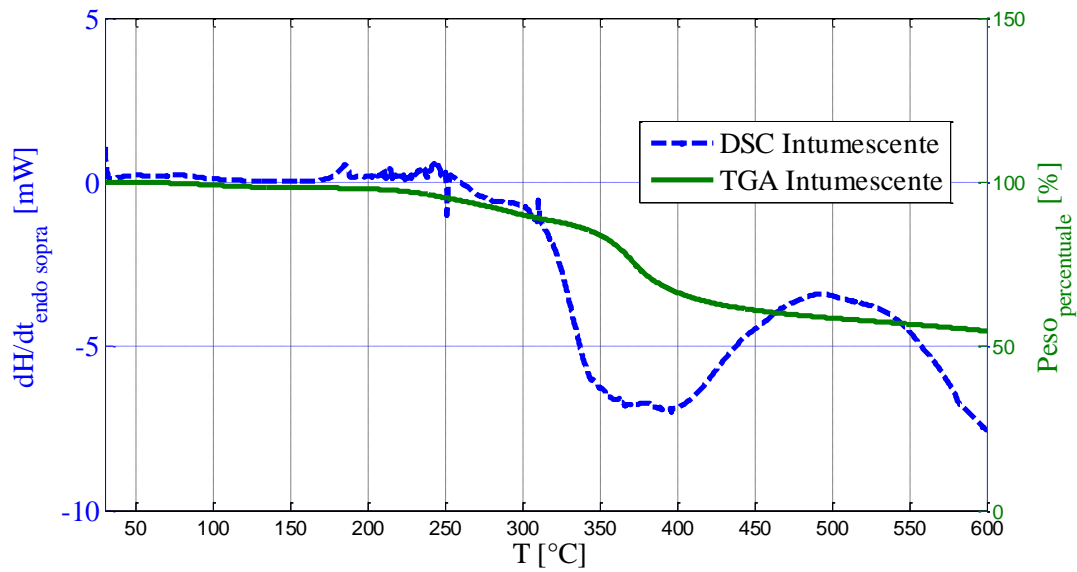


Figura 6.12: Curva DSC e curva TGA accoppiate.

I valori delle varie entalpie dei vari picchi riscontrati nella prova sono stati calcolati tracciando una linea di base come evidenziato in figura 6.13 e quindi applicando la regola del trapezio come metodo numerico di risoluzione dell'integrale della equazione 6.3. Nelle figure 6.13, 6.14, 6.15 sono evidenziati le aree sottese alla curva a cui è stato applicato il metodo di risoluzione numerica dell'integrale definito.

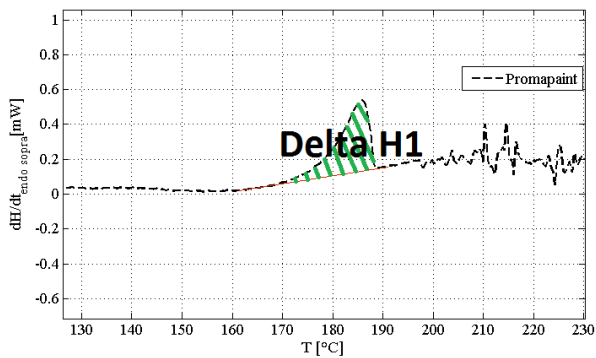


Figura 6.13: Primo picco della DSC rappresentante il calore endotermico necessario al polimero della vernice per fondere.

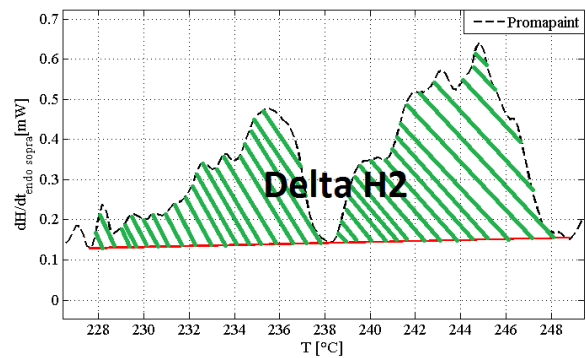


Figura 6.14: Secondo picco della DSC rappresentante il calore endotermico acquisito dalla vernice per permettere all'acqua legata chimicamente di evaporare.

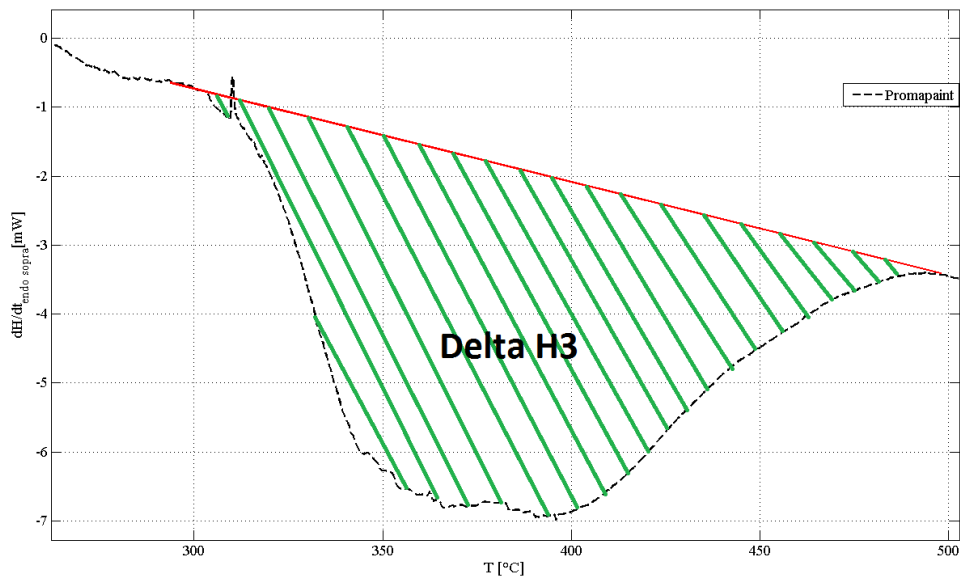


Figura 6.15: Terzo picco della DSC rappresentante il calore esotermico ceduto dalla vernice in seguito alla reazione di intumescenza vera e propria (decomposizione della melamina).

Tutti i valori di temperatura per la DSC e tutti i valori di entalpia ceduta o acquisita dalla vernice intumescente sia nei processi di natura fisica che chimica sono stati riassunti nella tabella 6.1.

Tabella 6.1. Risultati misurati tramite la DSC di un protettivo passivo reattivo.

Promat Promapaint Water Based	Valore
$T_{\text{fusione}} = T_1$ [°C]	186
$T_{\text{acqua}} = T_2$ [°C]	240
$T_{\text{reaz}} = T_3$ [°C]	390
ΔH_1 [J/g]	18.21
ΔH_2 [J/g]	28.63
ΔH_3 [J/g]	3580

6.4 ELABORAZIONE RISULTATI TGA

Sulla vernice intumescente è stata effettuata una prova strumentale di Termogravimetria in ambiente ossidante ad una velocità di riscaldamento identica a quella della prova DSC, partendo da una temperatura ambiente sino ad arrivare ad una temperatura di 800°C. La preparazione del campione è molto simile a quello della DSC, dunque è stata polverizzata la vernice intumescente essiccata (pochi mg) e posta all'interno di una apposita capsula che a sua volta è stata posta nell'alloggiamento predisposto dell'apparecchiatura. Dalla figura 6.16 di sotto si osservano a differenti range di temperature, differenti step di degradazione della pittura [Griffin G J, 2010], globalmente il processo di degradazione si può suddividere in cinque distinti stages. Ognuno di questi stages (tranne il primo e l'ultimo) è compreso tra due temperature limite che sono quella di inizio della fase (con sopra riportato il nome) e quella di fine della fase che corrisponde anche all'inizio della successiva di fase (in alcuni casi non vi è esatta corrispondenza tra l'inizio di una nuova fase e la fine della precedente). Dall'incrocio con la DSC (figura 6.12) siamo anche in grado, come già detto nel paragrafo precedente, di dire se lo stage preso in considerazione sia endotermico o esotermico. Molto brevemente ricordiamo che i primi due stages (fusione e evaporazione acqua) sono endotermici ed i successivi tre sono esotermici. Il primo punto evidenziato nella figura termogravimetrica è quello della fusione della vernice (ed infatti non si notano perdite di peso percentuale rilevante), che in maniera più esatta corrisponde alla fusione del polimero utilizzato come legante per i vari ingredienti (siamo nell'intorno dei 200°C), tra questo punto ed il successivo a cui corrisponde una temperatura di 300°C la curva termogravimetrica ha un cambio di pendenza a cui corrisponde anche una perdita di peso rilevabile: è in questa zona termica infatti che si hanno le prime decomposizioni dei vari ingredienti che rilasciano l'acqua legata chimicamente a loro [Gu J., 2007], [Griffin G. J., 2005], [Gomez-Mares M, 2012]], è importante dire come in realtà la perdita di acqua non si fermi esattamente dai 300°C in poi, punto a cui corrisponde un nuovo e successivo stage che è quello dell'intumescenza. Infatti in questo nuovo intervallo che ha come temperatura limite superiore i 400°C, il fenomeno dell'intumescenza, a cui si lega un nuovo ed importante cambio di pendenza della curva termogravimetrica ed anche un importante perdita di peso percentuale, è figlia principalmente della decomposizione della melamina (il principale agente espandente) con produzione di gas, ma anche della contiguità delle decomposizioni di APP e PER che portano alla formazione di altri gas (ammoniaca e acqua vapore) e che dunque oltre a svolgere la loro funzione principale per la quale sono state aggiunte all'impasto (agente acido-catalizzante e agente carbonificante) svolgono anche una seconda funzione che è quella di intumescenza portando tutti insieme alla formazione di una struttura porosa finale [Gu J., 2007]. Dai 400°C sino all'incira

ai 500°C assistiamo ad un nuovo step di degradazione dei costituenti della vernice ed ad un nuovo cambio di pendenza della curva termogravimetrica: partono le reazioni di carbonificazione della struttura espansa [Gomez-Mares M, 2012]. A partire dai 500°C in poi assistiamo all'ultimo degli stages analizzati, quello della degradazione dello strato carbonioso spumificato a materiale completamente inerte, dal punto di vista della curva termogravimetrica si ha un ulteriore cambio di pendenza [Gomez-Mares M, 2012].

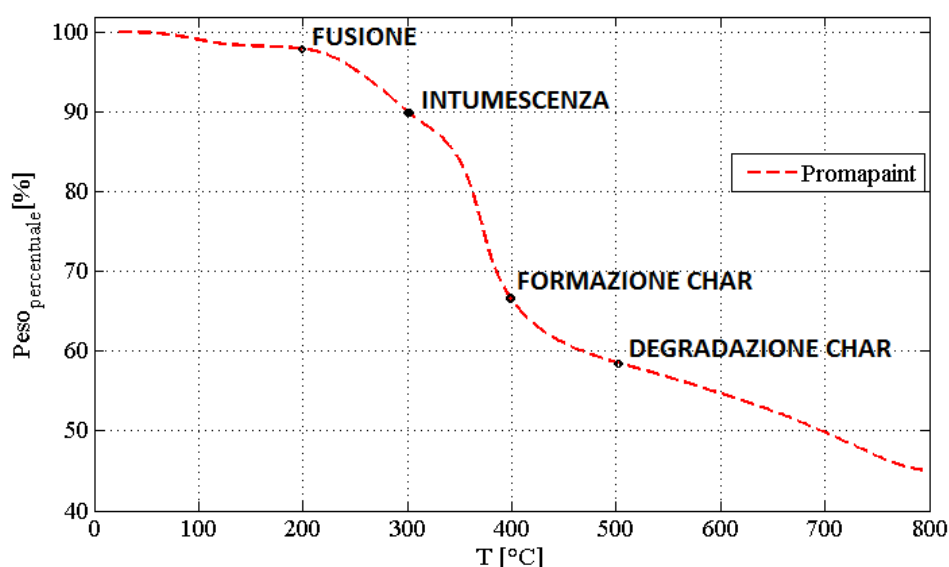


Figura 6.16: Perdita di peso percentuale contro temperatura per un campione di Promapaint sottoposto a termogravimetria in flusso di aria ($dT/dt = 10^\circ\text{C}/\text{min}$).

Nella figura 6.17 è stato riportato il meccanismo di reazione chimico di decomposizione dell'agente acido-catalizzante APP, che grazie anche alla produzione di gas di ammoniaca (evidenziati in figura) e di vapore acqueo vanno a contribuire alla formazione dei micropori nella struttura finale della pittura intumescente, micropori che come è stato studiato, sono alla base delle capacità isolanti di queste vernici.

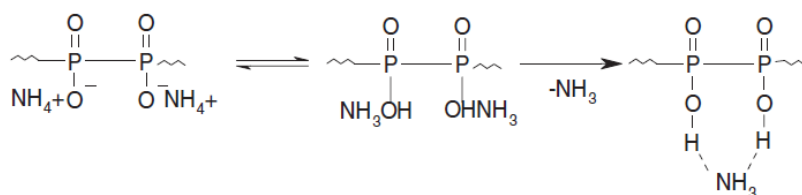


Figura 6.17: Meccanismo di degradazione dell'APP.

6.5 TECNICA DI INDAGINE FTIR

La spettroscopia infrarossa o spettroscopia IR è una tecnica spettroscopica di assorbimento o di riflettanza o di trasmittanza (le relazioni tra queste tre grandezze dovrebbero essere note al lettore) normalmente utilizzata nel campo della chimica analitica e della caratterizzazione dei materiali, oltre che in chimica fisica per lo studio dei legami chimici. Quando un fotone infrarosso viene assorbito da una molecola, questa passa dal suo stato vibrazionale fondamentale ad uno stato vibrazionale eccitato. In un tipico spettro infrarosso in ascissa troviamo una scala di frequenze espresse in numero d'onda, ovvero quantità di onde per centimetro, e in ordinata la percentuale di trasmittanza. Se un materiale è trasparente alla radiazione infrarossa il suo spettro si presenterà come una linea parallela all'asse delle ascisse. Se un materiale non è completamente trasparente si verificheranno degli assorbimenti e quindi delle transizioni tra livelli energetici vibrazionali. In questo secondo caso lo spettro registrato sarà caratterizzato da una serie di picchi di altezza variabile per ciascuna transizione. In un tipico spettro infrarosso in ascissa troviamo una scala di frequenze normalmente espresse in numero d'onda, ν e con unità di misura il cm^{-1} ovvero la quantità di onde per centimetro, e in ordinata la percentuale di radiazione, detta trasmittanza oppure assorbimento oppure riflettanza.

Si può suddividere lo spettro in tre diverse zone:

1. *zona dei gruppi funzionali*, che si estende da 3800 a 1300 cm^{-1} e comprende bande dovute sia a stiramenti che a deformazioni di gruppi funzionali (per esempio legami N-H, O-H, C-H, C=C, C=O, N=O, ecc.), con questi ultimi compresi tra 1600 e 1300 cm^{-1} . È da notare che i legami con l'idrogeno si trovano a frequenze molto alte per via della massa molto ridotta di quest'atomo;
2. *zona delle impronte digitali*, da 1300 a 650 cm^{-1} , che deve il suo nome alla presenza di bande strettamente caratteristiche di ciascuna singola molecola, in quanto originate da vibrazioni corali dell'intero scheletro molecolare;
3. *zona del lontano IR*, che si estende da 650 a 200 cm^{-1} e presenta bande dovute a stiramenti di atomi pesanti, deformazioni di gruppi privi di idrogeno e vibrazioni di scheletro.

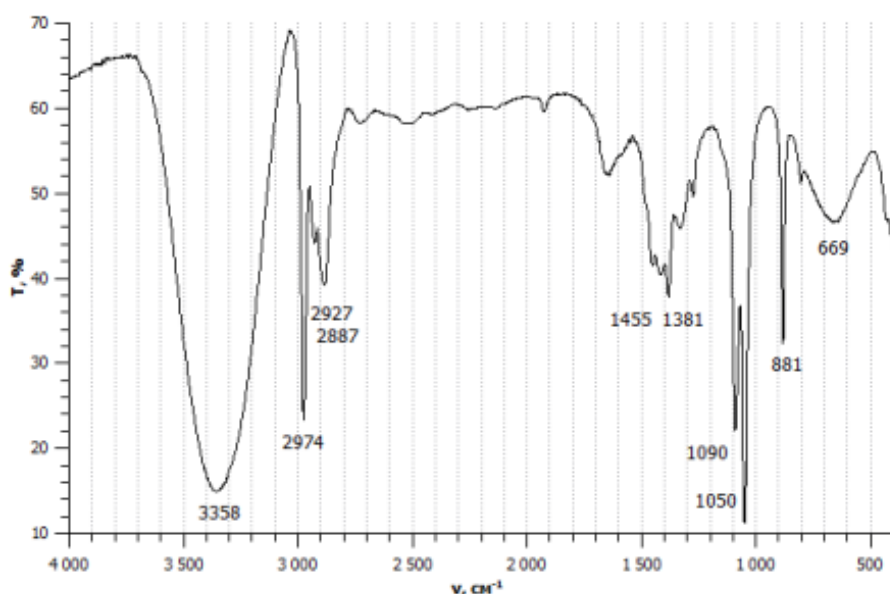


Figura 6.18: Spettro infrarosso dell'etanolo.

I picchi risultanti si distinguono fra acuti e ampi: questi ultimi in particolare riflettono il carattere di un legame che può vibrare in un raggio di frequenze a seconda dell'ambiente chimico in cui si trova (notevole il caso dello stiramento del legame a idrogeno che produce un riconoscibile picco fra $3000\text{-}3500\text{ cm}^{-1}$). Dallo spettro infrarosso è possibile trarre utili informazioni per il riconoscimento di una molecola incognita. A tal proposito, al fine di associare un legame a un dato numero d'onda, si utilizzano apposite tavole, riportate in letteratura o librerie elettroniche incluse nel software della strumentazione.

Schematicamente un classico spettrofotometro IR è essenzialmente costituito da una sorgente il cui fascio di luce viene convogliato verso il campione e il riferimento, quest'ultimo costituito solitamente dal liquido in cui tale campione è disciolto. Segue il monocromatore la cui funzione è quella di selezionare una specifica lunghezza d'onda e un chopper (sistema ottico a forma di semidisco che negli strumenti a doppio raggio è posto anche dopo la sorgente per sdoppiare il raggio di luce) che indirizza alternativamente al rivelatore la radiazione proveniente rispettivamente dal campione e dal riferimento. Il rivelatore è il componente finale che genera un segnale in funzione della concentrazione di analita presente. Le sorgenti IR comunemente utilizzate sono del tipo a incandescenza e sono rappresentate dai filamenti di Nernst costituiti da ossidi sinterizzati, mentre negli strumenti a minor costo vengono utilizzate anche comuni resistenze al nichel-cromo. Alcuni strumenti sono dotati anche di una sorgente a laser

Il modello teorico considera una semplice molecola formata da due atomi diversi comportarsi come un oscillatore armonico per il quale è applicabile la legge di Hooke (nella realtà è presente una certa anarmonicità che rende conto della dissociazione del legame chimico). Applicando l'equazione di Schrödinger a un tale sistema (equazione 6.9).

$$-\frac{\hbar^2}{2\mu} \frac{d^2\Psi}{dx^2} + \frac{1}{2}kx^2\Psi = E\Psi \quad (6.9)$$

E passando per la soluzione di questa equazione possiamo dire che tanto maggiore è la forza del legame tanto maggiore sarà la frequenza di vibrazione per un dato livello vibrazionale, mentre più pesanti saranno gli atomi minore sarà la frequenza vibrazionale. Le vibrazioni possono essere di due tipi: stiramento del legame chimico (stretching) e deformazione dell'angolo di legame (bending). Lo stiramento consiste in una variazione periodica della distanza interatomica e può essere simmetrico se i due atomi si avvicinano o allontanano contemporaneamente (indicato con ν^s) o asimmetrico nel caso contrario (indicato con ν^{as}). La deformazione può pure essere simmetrica o asimmetrica e può avvenire lungo il piano su cui giace l'angolo di legame o fuori da tale piano. La deformazione simmetrica nel piano è detta scissoring (apertura e chiusura di una forbice, indicata con δ), mentre quella asimmetrica è chiamata rocking (oscillazione, indicata con ρ); la deformazione simmetrica fuori dal piano è detta twisting (torsione, indicata con τ) mentre quella asimmetrica fuori dal piano è chiamata wagging (agitamento, indicata con la lettera w).

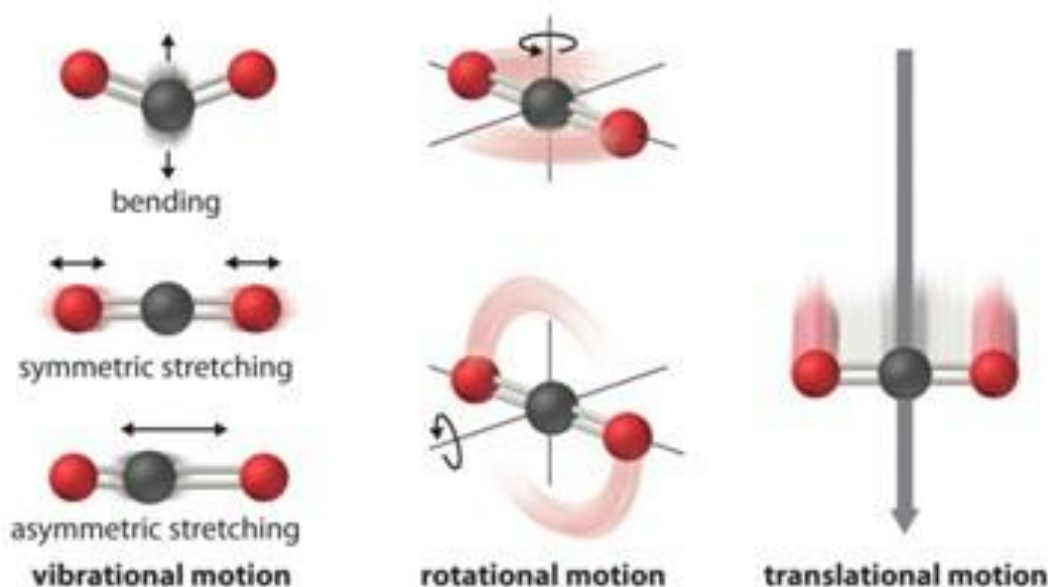


Figura 6.19: Moti vibrazionali di stiramento simmetrico o antisimmetrico e di piegamento sul piano e fuori dal piano. Le sfere schematizzano la posizione degli atomi all'interno della molecola.

6.6 ELABORAZIONE RISULTATI FTIR

La caratterizzazione della pittura intumescente ha contemplato anche un'analisi di tipo spettroscopico IR per poter identificare i gruppi funzionali (e consequenzialmente le molecole a cui questi sono legati), evidentemente nei risultati che seguono si parla di riflettanza invece che di assorbanza o trasmittanza, la correlazione tra le tre grandezze appare evidente e non ne verrà dato ulteriore chiarimento in quanto segue.

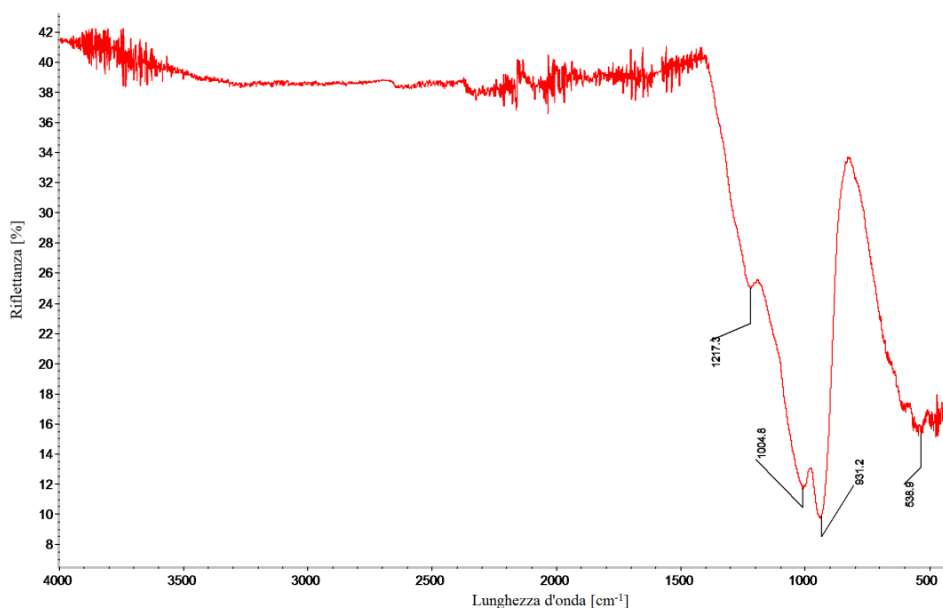


Figura 6.20: Spettro FTIR del residuo di una pittura intumescente riscaldata a 800°C per 60 minuti.

Nella figura di sopra (che va letta da destra verso sinistra, da valori minori a valori maggiori di lunghezza d'onda) si riporta l'andamento della riflettanza in funzione della lunghezza d'onda nel caso di ceneri di vernice intumescente. Come si può notare dal diagramma dopo l'impronta digitale, i primi step di degradazione sono rappresentativi delle reazioni degli additivi e del polimero legante. Infatti lo spettro FTIR presenta delle bande caratteristiche che sono 1004 cm^{-1} attribuito al legame P-O-C e la 1200 cm^{-1} attribuito alla vibrazione del PO_2 e PO_3 appartenente ai composti fosfocarboniosi. Quindi possiamo dire che l'APP interagisce con il polimero con la conseguente formazione di strutture fosfocarboniose con legami P-O-C [Duquesnea S., 2004]. Continuando nella lettura dello spettrometro si incontra una zona molto ampia sino alla fine dell'intero asse in cui non vi sono sostanzialmente vibrazioni, ciò sta ad indicare che la quasi totalità del materiale organico è scomparsa, lasciando il posto ad una struttura carboniosa con pochi fosfati [Gu J., 2007]. Anche la pittura intumescente vergine (non abbruciata) è stata sottoposta a spettrofotometria ai raggi infrarossi (test FTIR), lo spettro che se ne è ottenuto è indicato nella figura 6.21.

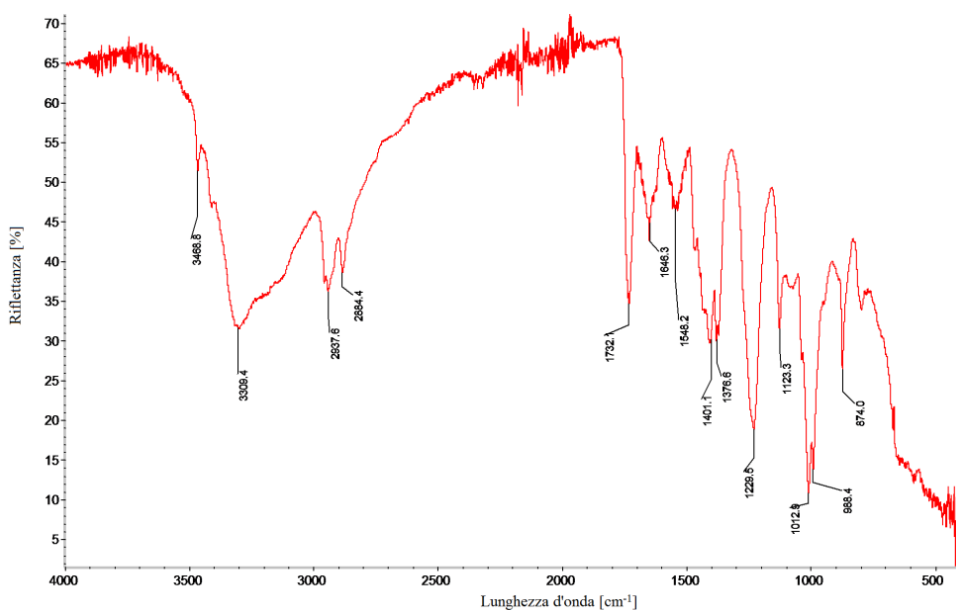


Figura 6.21: Spettro FTIR di una pittura intumescente vergine.

Tutte le corrispondenze tra gruppi funzionali e bande di riflettanza sono riportate in tabella 6.2.

Tabella 6.2. Assegnazione delle bande di riflettanza in uno spettro FTIR.

Banda di riflettanza [cm ⁻¹]	Gruppo funzionale	Riferimento bibliografico
3469, 3309	ν (N-H) in NH ₄ ⁺ , ν (O-H)	Xia Y. 2014
2938, 2884	ν^{as} (CH ₂), ν^s (CH ₃)	Xia Y. 2014
1732, 1646	ν (C=O), (NH ₂)	Camino G. 1990, Xia Y. 2014
1548	ν^{as-s} (C-NO ₂)	Xia Y. 2014
1401, 1376	δ^{as} (CH ₃), δ (CH ₂) del PP	Xia Y. 2014
1229, 1123	ν (P=O), ν (P-O-C)	Xia Y. 2014
1013, 988, 874	ν^s (PO ₃), (P-O-P),	Xia Y. 2014

ν =stretching; s =simmetrico; as =asimmetrico; δ =scissoring

Dall'analisi della tabella 6.2 si osserva che dal punto di vista della composizione chimica sono presenti differenti gruppi funzionali tipicamente appartenenti alla melammina, all'APP e al PER, questo a conferma degli ingredienti presenti nella miscela della pittura intumescente. La riflettanza

alla frequenza di 1732 cm^{-1} conferma la presenza di gruppi C=O del carbonile, mentre lo stretching del legame C-H si verifica alla frequenza di 2938 cm^{-1} . Per frequenze nell'intorno 3300 cm^{-1} , si osserva la presenza di riflettanza di OH segno di presenza di acqua legata nelle molecole di partenza. Infine con anche l'incrocio del punto di fusione ricavato dalla DSC si può affermare che con ogni probabilità il legante polimerico sia Polipropilene (PP) [Atkins P., 2006], [Amandola G., 1995].

6.7 TECNICA DI INDAGINE XRD

La diffrazione dei raggi X è una delle tecniche più importanti per lo studio dei solidi cristallini. I raggi X sono di natura analoghe alla luce, cioè radiazioni elettromagnetiche, ma con lunghezza d'onda molto più piccola ($0.1-10\text{ \AA}$). Roentgen scoprì, nel 1895, questo nuovo tipo di raggi, che egli chiamò X perché sconosciuti ed invisibili. Questi raggi si propagano in linea retta, non vengono influenzati da campi elettrici o magnetici ed attraversano corpi opachi alla luce ordinaria. Nel 1912, Laue ed i suoi contemporanei scoprirono che i raggi X potevano essere diffratti dai cristalli, i quali hanno una natura reticolare.

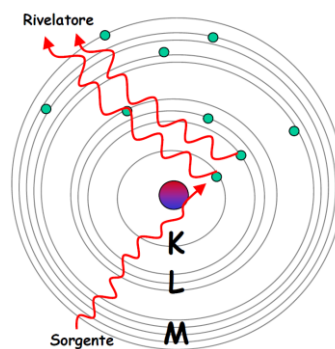
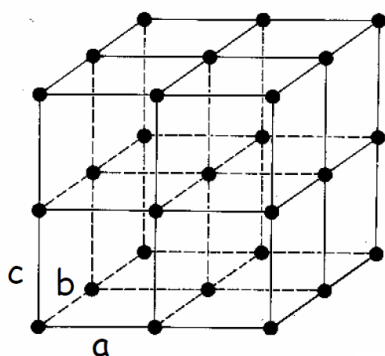


Figura 6.22: Rappresentazione strutturale di un cristallo di polonio.

Figura 6.23: Rappresentazione schematica della generazione di raggi x da parte di un atomo.

Quando gli atomi di certe sostanze sono colpiti da un fascio di elettroni di determinata energia, possono emettere raggi X. (raggi X di emissione diretta). In modo analogo gli atomi colpiti da raggi X, di energia sufficiente a strappare un elettrone da un'orbita interna dell'atomo colpito, emettono a loro volta raggi X (raggi X di fluorescenza). Riferendoci alla figura 6.23 se viene espulso un elettrone dall'orbita K per ristabilire l'equilibrio dell'atomo, un elettrone di un'orbita di un numero quantico superiore verrà a prendere il posto emettendo una energia pari alla differenza di energia dei livelli impegnati. Si ha così l'emissione di una radiazione tale che la sua frequenza, calcolabile con la legge di Plank ($\Delta E = h \nu$) sia dell'ordine di 10^{-17} , 10^{-19} e cada nella regione dei raggi X



Figura 6.24: Tubo a raggi X.

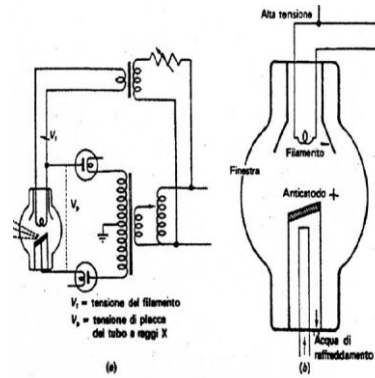


Figura 6.25: Rappresentazione schematica dell'apparato elettrico (a) e del tubo di un generatore di raggi X (b).

Un generatore di raggi x è costituito sostanzialmente di 2 parti:

- *Un tubo a raggi x.* filamento di tungsteno portato ad incandescenza da corrente elettrica: sorgente di elettroni;
- *Un apparato elettrico* capace di generare e controllare le tensioni elettriche da applicare al tubo a raggi x

Il tubo a raggi x consta di un'ampolla di vetro, sotto vuoto spinto, nella quale sono contenuti un blocco metallico (+) (anodo o anticatodo) (generalmente Cu) e un filamento di tungsteno (-) che arroventato dal passaggio di corrente, emette elettroni. Questi, accelerati dalla d.d.p. applicata tra filamento e anticatodo, bombardano quest'ultimo generando delle radiazioni x che fuoriescono dal tubo attraverso una finestra di materiale trasparente ai raggi x (berillio). I raggi x emessi dal tubo hanno λ diverse.

Così come detto sopra, la principale applicazione sperimentale dei raggi X consiste nello studio della struttura cristallina delle sostanze. Usando un cristallo come un reticolo di diffrazione di raggi X, è possibile stabilire la forma e le dimensioni della cella elementare del cristallo e definire come gli atomi sono sistemati nel cristallo. Questo è possibile dato che la lunghezza d'onda dei raggi X (λ compreso tra 0.1 e 10 angstrom) è dello stesso ordine di grandezza delle distanze atomiche entro la materia. Dato un reticolo cristallino, costituito da vari atomi ordinatamente disposti secondo i piani reticolari (aventi distanza interplanare "d"), i raggi incidenti (paralleli e monocromatici) con un

angolo λ , sono riflessi nelle direzioni Z. Per evitare che i raggi riflessi si annullino è necessario che la differenza di cammino ottico (AB+BC) sia uguale ad un numero intero di lunghezze d'onda.

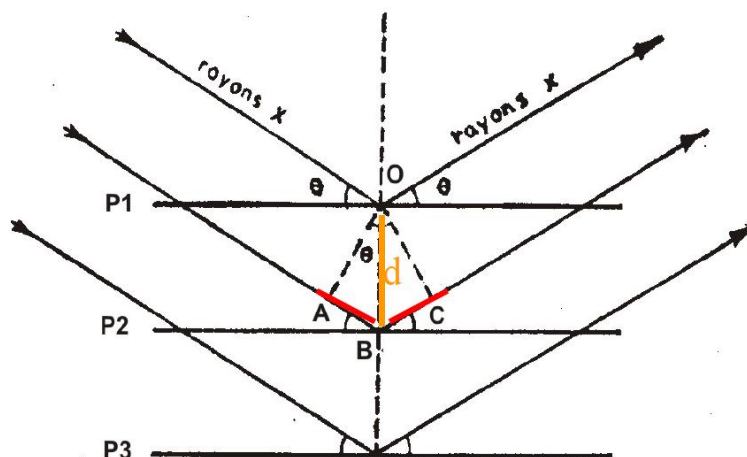


Figura 6.26: Reticolo cristallino schematizzato secondo piani contigui e rappresentazione dei raggi X riflessi.

Essendo l'angolo $AOB = BOC = \theta$ (gli angoli θ sono angoli complementari di angoli uguali), indicando con d la distanza OB :

$$AB + BC = n\lambda \quad (6.10)$$

Da cui ricaviamo la legge di BRAGG:

$$2d \sin \theta = n\lambda \quad (6.11)$$

Dove:

- d è la distanza dei piani reticolari
- θ angolo compreso tra il fascio di raggi X incidenti e il piano reticolare
- λ lunghezza d'onda dei raggi X monocromatici

Diffratometro di Bragg: Si tratta della più comune apparecchiatura utilizzata per la determinazione di uno spettro di polveri il cui principio di funzionamento si basa sull'applicazione della legge di Bragg.

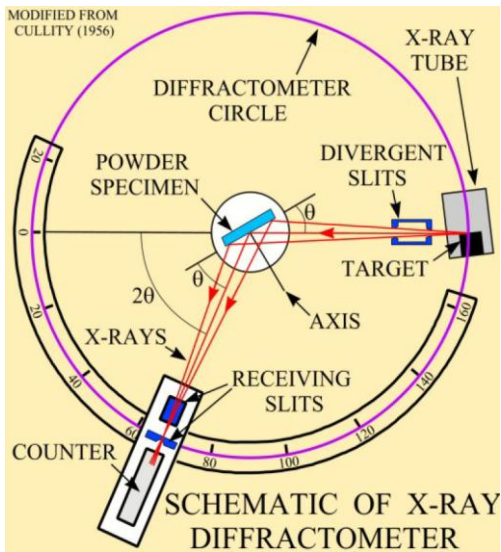


Figura 6.27: Schema funzionale di un diffrattometro a raggi X.



Figura 6.28: Diffrattometro per polveri.

Un fascio di raggi x paralleli e monocromatici (con λ definita), incide sul campione. Le radiazioni difratte dal campione vengono raccolte da un rivelatore che le trasforma in impulsi elettrici, i quali vengono poi amplificati e inviati ad un computer che ne consente l'elaborazione. Il metodo usato più largamente è il "metodo delle polveri" che permette di studiare la diffrazione dei raggi X anche per materiali cristallini allo stato di aggregato finissimo incoerente, naturali o artificiali. Le polveri microcristalline avendo un orientamento casuale dei singoli grani, una parte di essi è sempre, per ragioni statistiche, in grado di diffrangere secondo l'equazione di Bragg, per ciascuna famiglia di piani.

Il metodo presenta notevoli vantaggi:

- a) La sostanza non richiede particolari accorgimenti per la preparazione
- b) Basta una piccola quantità (g)
- c) La sostanza dopo l'analisi rimane inalterata

e consente di identificare le fasi mineralogiche costituenti un dato materiale (anche fasi di neoformazione, alterazione). L'analisi XRD col metodo delle polveri produce un diffrattogramma. Le informazioni che si possono trarre sono molteplici.

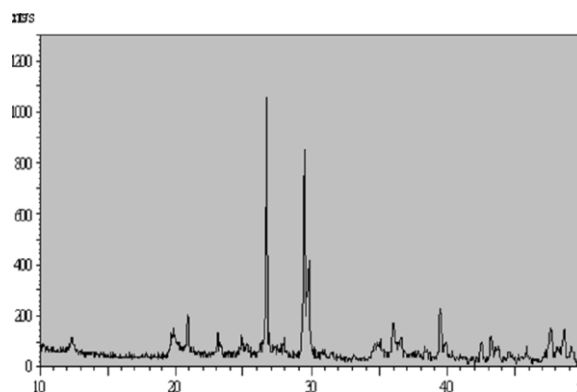
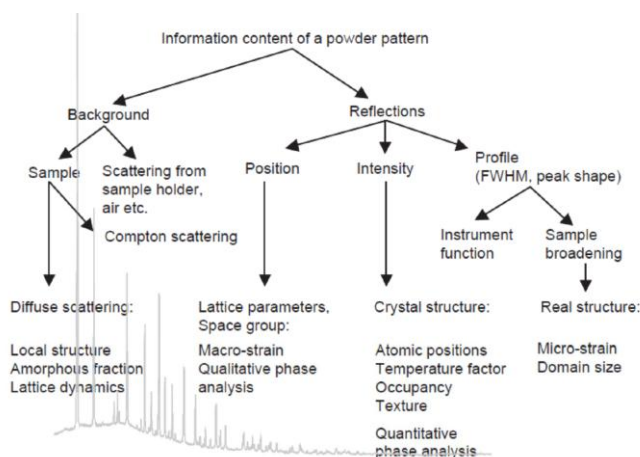


Figura 6.29: Albero delle informazioni ricavabili dalla diffrazione di una sostanza resa in polvere..

Figura 6.30: Diagramma diffrattometrico.

Il risultato finale è costituito da uno “spettro di diffrazione o diffrattogramma”, costituito da una serie di picchi o riflessi aventi diversa intensità e posizione angolare e relativi alle varie fasi mineralogiche presenti nel campione indagato.

Dal grafico della figura 6.30 operando questa sequenza di fasi:

1. Misura della posizione del picco sulla scala graduata di riferimento;
2. Lettura dell'altezza del picco da cui viene sottratta l'altezza del fondo locale;
3. Conversione del valore 2θ in valori di “d” (in Å), tramite la relazione di Bragg;
4. Conversione dei valori delle altezze misurate in Intensità, normalizzando ognuna di esse a quella del picco più intenso, posto pari a 100.

Quindi, conoscendo la lunghezza d'onda λ della radiazione utilizzata e il valore angolare 2θ dei raggi emessi, è possibile risalire alle distanze dei piani reticolari “d” che hanno dato luogo al fenomeno di diffrazione e quindi alla natura delle fasi mineralogiche presenti nella sostanza in esame. L'interpretazione del diffrattogramma si effettua per confronto con le oltre 50.000 schede di sostanze cristalline di cui sono noti gli effetti di diffrazione (JCPDS).

6.8 ELABORAZIONE RISULTATI XRD

Viene utilizzata tale tecnica di indagine strumentale con l'intento di comprendere se il biossido di titanio della nostra vernice intumescente abbia o meno (dipende dunque dalla configurazione geometrica della molecola) una funzione autopulente per la vernice, dato che la stessa vernice viene utilizzata in luoghi di pregio artistico come musei o palazzi antichi e svolge consequenzialmente anche una funzione estetica.

L'intumescente carbonificato (di colore bianco) è stato sottoposto ad XRD per conoscerne la struttura microscopica ed analizzarne i componenti chimici. Nella fattispecie, partendo dalla scheda di sicurezza del Promapaint sappiamo della presenza in miscela di Biossido di Titanio, il quale per il suo alto indice di riflessione è usato come principale pigmento bianco nelle vernici, dunque svolge una funzione di riflettente per le radiazioni termiche (svolge anche una funzione strutturale che è quella di aumentare la resistenza meccanica dello strato di vernice spumificato, infine assicura alla vernice buone performance di resistenza all'umidità). Con questa indagine strumentale ai Raggi X abbiamo cercato, sfruttando la differenza di struttura cristallina che hanno, di capire se il TiO_2 presente, lo fosse in configurazione rutilo o anatasio, infatti se fosse prevalente la seconda forma cristallina si potrebbe attribuire al Biossido di Titanio anche una funzione autopulente cosa che risulterebbe molto utile in strutture di pregio che fossero stati protetti con tale pittura.

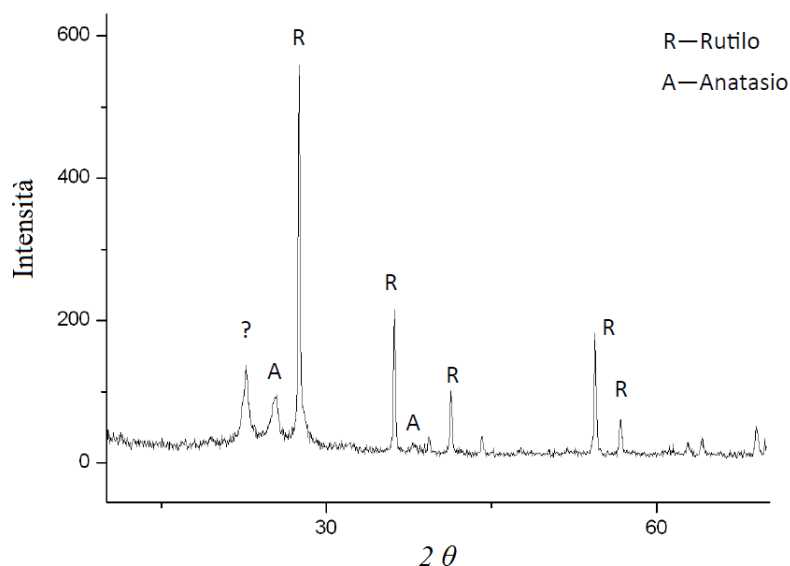


Figura 6.31: Diagramma XRD effettuato sulle ceneri della pittura intumescente Promapaint.

Dall'analisi del diagramma di sopra si è giunti a poter dire in maniera oggettiva che vi sono minime presenze di Biossido di Titanio anatasio e che la maggior quantità di composto è nella configurazione "povera" di rutilo che non svolge la funzione autopulente [Gu J., 2007].

Altra indagine è stata effettuata sulla polvere di vernice vergine, con l'intento di individuare dallo spettrogramma la presenza di argille, che solitamente vengono aggiunte nelle formulazioni delle pitture allo scopo di conferire ulteriore resistenza meccanica al char. La ricerca di una apprezzabile resistenza meccanica è fondamentale per permettere al char di rimanere in sede di deposizione anche quando sia sottoposto a fiamma diretta ed anche quando questa fiamma assuma le sembianze di jet fire.

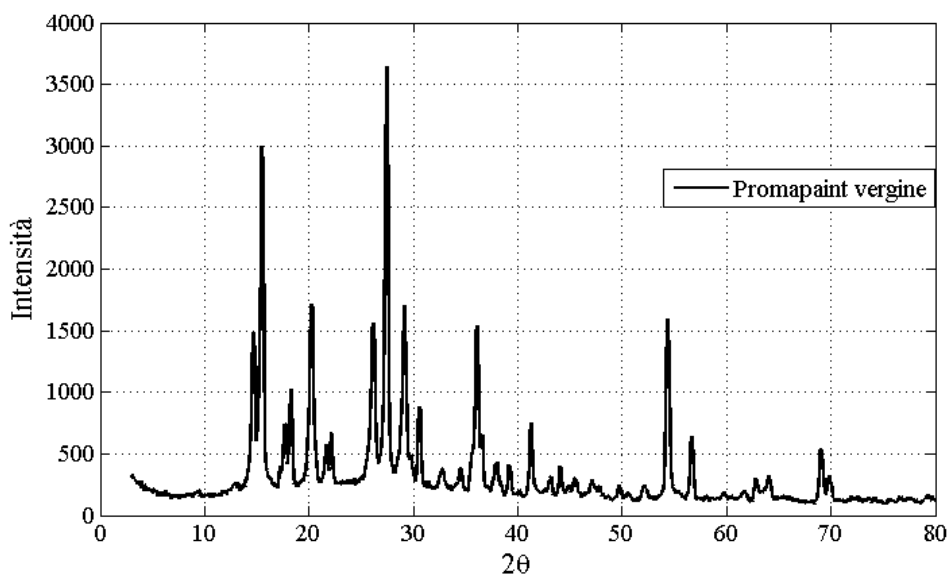


Figura 6.32: Diagramma XRD effettuato sulle pittura (Promapaint) intumescente vergine.

Dall'analisi del presente diagramma si rileva compatibilità con alumini-silicati (argille), quindi nella miscela intumescente sono presenti come agenti rinforzanti composti argillosi.

7. PROCEDURA DI STIMA DELLA PROPRIETA' DELLE VERNICI INTUMESCENTI

7.1 INVERSE HEAT CONDUCTANCE PROBLEMS APPLICATO ALLA STIMA DELLA CONDUCEBILITA' DELLE PROPRIETA' DEI MATERIALI

Negli ultimi anni l'interesse nei confronti della studio ed applicazione dei problemi inversi all'ingegneria (Inverse Heat Transfer Problems) è cresciuto enormemente; è infatti possibile trovare applicazioni praticamente in ogni ramo della scienza e dell'ingegneria sia quest'ultima aerospaziale, meccanica, chimica o nucleare ed anche nell'astrofisica, nella matematica e nella statistica: tutte queste discipline hanno sviluppato un grande interesse nell'applicazione della teoria del problema inverso alla loro scienza. Il programma spaziale ha giocato un ruolo significativo nella promozione della conoscenza di nuove tecniche di soluzione per gli IHTP. Una delle principali applicazioni è stata quella per la determinazione della temperatura sullo scudo spaziale durante il rientro delle navicelle in atmosfera terrestre, infatti date le temperature troppo alte per termocoppie che fosse posta in superficie queste sono state poste sotto lo scudo e la stima della temperatura in superficie effettuata tramite l'analisi inversa. Il problema inverso è stato anche applicato allo stesso scudo per conoscere la stima delle proprietà termofisiche alle temperature del rientro in atmosfera terrestre. Si può dire in altri termini che i problemi inversi riguardano la stima delle cause (flusso di calore in superficie o lunghi i contorni) dalla misura dell'effetto (Ozisik 2000). La parola "stima" è usata parlando di problemi inversi perché nelle misurazioni, gli errori sono sempre presenti e influenzano l'accuratezza del calcolo (Beck et al. 1985). I problemi inversi applicati al trasferimento termico sono molto più difficili da risolvere analiticamente rispetto ai problemi diretti ma nel problema diretto ci potrebbero essere molti impedimenti sperimentali nelle misurazioni o nelle condizioni al contorno. Inoltre le maggiori difficoltà nella soluzione dei problemi inversi di scambio termico sono connessi al fatto che, dal punto di vista matematico sono classificati come mal posti mentre i problemi diretti sono generalmente ben posti. Per essere ben posto, in generale la soluzione del problema deve esistere, deve essere unica e deve essere stabile rispetto a piccole variazioni nei dati di ingresso. L'esistenza e l'unicità della soluzione per i problemi inversi è difficile da dimostrare: è stato fatto solo per alcuni casi particolari. Inoltre è molto complicato ottenere la stabilità della soluzione perché, in linea generale i problemi inversi sono molto sensibili agli errori casuali nei dati misurati, piccole perturbazioni nei valori di input possono originare grandi variazioni nella soluzione.

Per lungo tempo si è pensato fossero irrisolvibili tutti quei problemi che non rispettassero anche una sola delle condizioni necessarie date nella definizione di problema ben posto, oppure, i risultati ottenuti erano considerati insignificanti o senza importanza pratica. A partire dagli anni 50 sono stati sviluppati vari metodi euristici di risoluzione dei problemi inversi e molti di questi approcci si basano sulla capacità di stabilizzare le soluzioni riformulando il problema inverso e rendendolo ben posto con l'utilizzo di una sorta di regolarizzazione. Un ruolo fondamentale in quegli anni è stato svolto dal lavoro di Beck, Alifanov e Tickenov. Al giorno d'oggi le tecniche di risoluzione dei problemi inversi vengono usate in un gran numero di applicazioni come la stima delle proprietà termofisiche dei materiali (Beck e Arnold 1977, Calabrese et al 2014), il controllo di movimento dell'interfaccia solido-liquido durante la solidificazione (Zabaras e Ngugen 1995), la stima delle condizioni di imbocco e di sviluppo per problemi fluidodinamici di convezione forzata all'interno di tubi (Huang e Ozisik 1992), la stima della conduttanza di interfaccia tra superfici periodicamente a contatto (Orlande e Ozisik 1993), la stima di calore rilasciato durante la frizione di due solidi (Alifanov 1994), la stima del coefficiente di scambio termico locale (Bozzoli et al. 2014), la stima di forme di contorno dei solidi (Dulikravich e Martin 1996) e molti altri. I problemi inversi di scambio termico possono essere classificati seguendo criteri diversi, come ad esempio la natura del problema di scambio termico (IHTP di conduzione, convezione, irraggiamento superficiale, o convezione insieme a radiazione o conduzione oppure convezione insieme a cambiamento di fase) o grandezze a ciò da stimare (IHTP per le condizioni al contorno, proprietà termofisiche, condizione iniziale, sorgente di origine). Inoltre l'IHTP può essere ad una, due o tre dimensioni, e lineare o non lineare (Ozisik 2000). Un IHTP è un problema lineare se sia l'equazione del bilancio termico che le condizioni di contorno sono lineari. Il carattere di linearità in un problema inverso è un aspetto molto positivo poiché consente di eliminare l'uso dell'iterazione nella soluzione e conseguenzialmente consente di ridurre significativamente il costo computazionale del calcolo (Beck et al. 1985). Una classificazione comune dei problemi inversi è la distinzione tra la "parameter estimation" ("stima dei parametri") e la "function estimation" ("stima della funzione"). La "stima dei parametri" è caratterizzata da: un numero limitato di parametri; come ad esempio una proprietà fisica quale può essere la conduttività termica di un materiale specifico ottenuta ad una particolare temperatura. Nel caso della "stima di funzione" non sono disponibili informazioni sulla forma della funzione e quindi il numero di parametri che devono essere determinati è alto, e potrebbero o non potrebbero essere lineari (Woodbury 2003). Gli IHTP analizzati in questo lavoro di tesi sono tipici problemi inversi di conduzione del calore (IHCP) e possono essere classificati come parameter estimation della conduttività termica. Per la risoluzione dei problemi inversi sono state sviluppate molte tecniche. Questi metodi possono essere classificati seguendo differenti criteri:

uno potrebbe essere la capacità della tecnica di trattare problemi lineari e non lineari. Altri criteri possono essere il metodo di soluzione dell'equazione di scambio termico (teorema di Duhamel, differenze finite, elementi finiti e volumi di controllo finiti). Un altro possibile criterio di classificazione è il dominio di tempo nel quale le misurazioni vengono effettuate. Possiamo considerare tre differenti domini di tempo: il tempo presente, il tempo presente più alcune fasi temporali successive e il dominio di tempo nella sua interezza. La prima delle tre tipologie associata con un singolo sensore di temperatura permette di raggiungere una corrispondenza esatta tra temperatura calcolata e misurata (exact matching); nonostante la notevole affidabilità della tecnica permangono importanti complicanze per via della estrema sensibilità agli errori di misura. Nella seconda delle tre tipologie vengono utilizzate alcune temperature aggiunte che si riferiscono ai passi temporali successivi con il fine di stabilizzare l'algoritmo associato (future time step regularization). Questi due metodi sono sequenziali per loro stessa natura. Il secondo inoltre diminuisce la sensibilità agli errori di misura con la possibilità quindi di lavorare con step temporali molto piccoli per avere una descrizione dettagliata della variabile che si vuole stimare nel tempo. Evidentemente anche per questa metodica bisogna fare attenzione a non diminuire di troppo lo step temporale al punto da dare instabilità alla soluzione del problema inverso. L'ultimo delle tre tipologie, la "whole domain estimation procedure", considera nella sua interezza il dominio del tempo e permette di procedere nella stima del parametro o delle condizioni al contorno ed iniziali utilizzando passi temporali realmente piccoli ottenendo una stima in funzione del tempo con una notevole risoluzione (Beck et al. 1985).

Criteri di classificazione dei metodi e descrizione statistica degli errori

Per valutare la bontà dei diversi metodi IHTP si fa riferimento a diversi criteri. Beck (1979) ha suggerito una lista di quelli possibili:

- Il metodo deve essere stabile rispetto agli errori di misura.
- Il valore della stima deve essere accurato se lo sono anche le misure effettuate.
- La possibilità di avere misure di temperatura da uno o più sensori.
- Il metodo deve avere una base statistica e permettere diverse assunzioni statistiche per gli errori di misura.
- Il metodo non dovrebbe richiedere a priori dati di input regolarizzati.
- Il metodo deve mantenersi stabile per piccoli intervalli temporali permettendo di ottenere un numero elevato di informazioni ed una migliore risoluzione rispetto a quella ottenibile per step temporali larghi.

- La conoscenza esatta del tempo di partenza, e di altri aspetti non deve essere richiesta; anche il momento esatto in cui avvengono importanti cambiamenti non deve essere una condizione necessaria.
- Il metodo non deve porre restrizioni sul numero di misurazioni.
- Il metodo deve essere in grado di lavorare anche su modelli fisici complessi e compositi, proprietà che variano con la temperatura, spostamenti dei confini materiali del modello fisico, trasferimenti di calore combinati tra i diversi meccanismi, geometrie irregolari e problemi multi-dimensionali.
- Il metodo non deve richiedere all'utente una profonda conoscenza matematica.
- Il metodo non deve avere dei costi computazionali elevati.
- Il metodo deve permettere estensioni.
- Il metodo deve essere semplice da programmare.

Solitamente la soluzione del problema inverso è basata sulla minimizzazione di una funzione obiettivo. Prima di analizzare a fondo le possibili strategie di soluzione è necessario fare alcune ipotesi riguardanti la descrizione statistica degli errori. Queste ipotesi che permettono alcune semplificazioni nell'analisi degli errori (casuali) sono state proposte da Beck (Beck e Arnold 1977; Beck et al 1985):

- Gli errori sono additivi:

$$Y_i = T_i + \varepsilon_i \quad (7.1)$$

dove Y_i è la temperatura misurata, T_i è l'esatta temperatura e ε_i è l'errore casuale.

- Gli errori di temperatura ε_i hanno una media pari zero:

$$E(\varepsilon_i) = 0 \quad (7.2)$$

dove $E(\cdot)$ è l'operatore valore atteso. Un errore casuale è un errore che varia con la misurazione ma la sua media non è necessariamente uguale a zero: quindi questa assunzione significa che l'errore viene considerato senza distorsione.

- L'errore presenta una varianza costante:

$$\sigma_i^2 = E\{[Y_i - E(Y_i)]^2\} = \sigma^2 = \text{costante} \quad (7.3)$$

- Gli errori associati a diverse misure non sono tra loro correlati. Per verificare se due errori diversi ε_i e ε_j ($i \neq j$) siano tra di loro correlati è sufficiente calcolarne la covarianza e se questa è pari a zero ciò significa che i due errori non sono tra loro correlati.

$$\text{cov}(\varepsilon_i, \varepsilon_j) = E\{[\varepsilon_i - E(\varepsilon_i)][\varepsilon_j - E(\varepsilon_j)]\} = 0 \quad (7.4)$$

- Gli errori delle misurazioni hanno una distribuzione Gaussiana. Assumendo valide le equazioni dalla 7.1 sino alla 7.4 possiamo scrivere la densità di probabilità come:

$$f(\varepsilon_i) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{\left(\frac{-\varepsilon_i^2}{2\sigma^2}\right)} \quad (7.5)$$

- I parametri statistici che descrivono l'errore come σ^2 sono noti
- Tempo, dimensioni, configurazione del problema, valori delle proprietà termiche sono tutti senza errori, questo significa che le temperature misurate rappresentano l'unica sorgente degli errori casuali.
- Nessuna informazione a priori sulle variabili da stimare è necessaria che sia a disposizione. Se fossero a disposizione tali informazioni queste potrebbero essere utilizzate per ottenere stime più accurate.

Se tutte le otto assunzioni statistiche sono valide allora la funzione obiettivo, O_f , che ci permette di ottenere la minima varianza stimata è rappresentata dalla least square norm Π definita come (Özisik and Orlande 2000):

$$O_f = \Pi = (\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T (\mathbf{Y} - \mathbf{T}) \quad (7.6)$$

Dove \mathbf{Y} e \mathbf{T} sono rispettivamente i vettori che contengono i valori misurati e quelli stimati, l'apice rappresenta il vettore trasposto. La temperatura stimata deriva dalla soluzione del problema diretto. Guardiamo quindi i diversi casi che si potrebbero avere:

- Se vi sono differenti misure Y_i lette per tempi differenti $t_i, i = 1,2,3, \dots, I$ da un singolo sensore ed utilizzate nel nostro problema inverso, allora in questo caso il vettore trasposto dei residui sarà il seguente:

$$(\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T = (Y_1 - T_1, Y_2 - T_2, Y_3 - T_3, \dots, Y_I - T_I) \quad (7.7)$$

E la funzione obiettivo la potremo esprimere come:

$$O_f = (\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T (\mathbf{Y} - \mathbf{T}) = \sum_{i=1}^I (Y_i - T_i)^2 \quad (7.8)$$

Una espressione equivalente è quella da utilizzare nel caso di stato stazionario per differenti misurazioni Y_n , prese nello stesso istante di tempo ma per differenti posizioni di differenti sensori $n = 1,2,3 \dots N$:

$$O_f = (\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T (\mathbf{Y} - \mathbf{T}) = \sum_{n=1}^N (Y_n - T_n)^2 \quad (7.9)$$

- Per analisi in transitorio con l'utilizzo di sensori multipli. Il vettore trasposto dei residui sarà il seguente:

$$(\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T = (\vec{Y}_1 - \vec{T}_1, \vec{Y}_2 - \vec{T}_2, \vec{Y}_3 - \vec{T}_3, \dots, \vec{Y}_I - \vec{T}_I) \quad (7.10)$$

Dove al tempo t_i , $(\vec{Y}_i - \vec{T}_i)$ è il vettore con un numero di elementi pari al numero dei sensori N :

$$(\vec{Y}_i - \vec{T}_i) = (Y_{i1} - T_{i1}, Y_{i2} - T_{i2}, Y_{i3} - T_{i3}, \dots, Y_{iN} - T_{iN}) \quad (7.11)$$

Nella equazione 7.11 il primo pedice i si riferisce allo step temporale ed il secondo al numero del sensore. La funzione obiettivo quindi si può esprimere come segue:

$$O_f = (\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T (\mathbf{Y} - \mathbf{T}) = \sum_{n=1}^N \sum_{i=1}^I (Y_{in} - T_{in})^2 \quad (7.12)$$

Se il valore della deviazione standard delle varie misure non è uguale, la least square non ci permette di ottenere il minimo valore stimato di varianza; questo problema può essere superato dall'utilizzo di differenti approcci. Alcune delle più importanti tecniche di soluzione vengono qui di seguito presentate:

Sequential Estimation

Un modo per trattare l'IHCP è quello di far assumere al flusso di calore in superficie la cosiddetta "functional form". Questo è chiamato "function specification method". La funzione può essere una sequenza di segmenti costanti o può assumere altre forme; altra possibile variante è quella di stimare i parametri sequenzialmente. Nella procedura sequenziale, un segmento dopo l'altro viene stimato, partendo dai primi istanti di tempo. Il metodo sequenziale è computazionalmente più efficiente della procedura del "whole domain".

Diverse osservazioni basate sulle caratteristiche del coefficiente di sensitività del flusso di calore permettono di dire che nel transitorio il calore di conduzione è di tipo diffusivo, un altro aspetto del calore di conduzione nel transitorio è che per due quantità similari ed adiacenti di flusso di calore l'effetto sulla temperatura è virtualmente indistinguibile. E' per via di questa caratteristica che la procedura di stima per i problemi inversi (di tipo conduttivo) trova un'elevata efficienza computazionale in quanto non vengono stimati simultaneamente tutti i componenti del flusso di calore. Infatti è per questo motivo che questa metodica è vivamente raccomandata per i problemi di IHCP. I concetti di base della "function specification sequential procedure" sono:

- Viene assunta una forma funzionale per $q(t)$ per gli istanti $t_M, t_{M+1}, \dots, t_{M+r-1}$ (il flusso di calore è noto per $t < t_{M-1}$)
- La somma della funzione quadratica è utilizzata per questi istanti, ed è caratterizzata dai quadrati delle differenze tra le temperature misurate e le corrispondenti temperature calcolate
- Le componenti del flusso di calore vengono stimate assumendo una forma per la funzione
- Solo il primo dei componenti del flusso di calore q_M , viene conservato
- M viene incrementato di un valore e la procedura ripetuta

Questa è in generale la procedura per l'IHCP di tipo lineare.

La procedura sequenziale più semplice è quella di assumere temporaneamente che diversi flussi di calore futuri siano costanti nel tempo. I componenti del flusso di calore $\hat{q}_1, \hat{q}_2, \dots, \hat{q}_M$ (stimati) sono assunti come noti e l'obiettivo è quello di ottenere q_M . Al fine di dare stabilità all'algoritmo dell'IHCP, le componenti dei flussi di calore $q_M, q_{M+1}, \dots, q_{M+r-1}$ sono assunte essere uguali

$$q_{M+1} = q_{M+2} = \dots = q_{M+r-1} = q_M \quad (7.13)$$

Con il pedice r indichiamo i flussi di calore “futuri” presi temporaneamente uguali. Se $r = 1$ non vengono addizionate informazioni per il nostro sensore di temperatura e la temperatura calcolata corrisponde esattamente a quella misurata per ogni step temporale (“exactly matches”). Per la “sequential estimation” (“stima sequenziale”) di q_M assumendo vero quanto scritto nell'equazione 7.13, andiamo adesso a scrivere i modelli per $T_M, T_{M+1}, \dots, T_{M+r-1}$. Le equazioni che rappresentano queste temperature sono date dalle formule che seguono con l'assunzione del flusso di calore costante.

$$T_M = \hat{T}_M|_{q_M=0} + \phi_1 q_M \quad (7.14)$$

$$T_{M+1} = \hat{T}_M|_{q_M=q_{M+1}=0} + \phi_2 q_M \quad (7.15)$$

$$T_{M+r-1} = \hat{T}_M|_{q_M=\dots=q_{M+r-1}=0} + \phi_r q_M \quad (7.16)$$

Con ϕ_j pari a:

$$\phi_j = \sum_{i=0}^{j-1} \Delta \phi_i \quad (7.17)$$

La procedura di stima di q_M si basa sulla “least squares” tra le temperature stimate e le temperature misurate, $Y_M, Y_{M+1}, \dots, Y_{M+r-1}$:

$$S = \sum_{i=1}^r (Y_{M+i-1} - T_{M+i-1})^2 = \sum_{i=1}^r (Y_{M+i-1} - T_{M+i-1}|_{q=0} - \phi_i q_M)^2 \quad (7.18)$$

Andiamo dunque a derivare rispetto a q_M ed eguagliare il tutto a zero. Inoltre sostituiamo q_M con la stima; il risultato sarà la “function specification equation” con q assunto temporaneamente costante

$$\hat{q}_M = \frac{\sum_{i=1}^r (Y_{M+i-1} - \hat{T}_{M+i-1}|_{q_M=\dots=0}) \phi_i}{\sum_{i=1}^r \phi_i^2} \quad (7.19)$$

Questa equazione ci fornisce un algoritmo che viene usato in maniera sequenziale incrementando M di una unità per ogni step temporale. Il valore di r è comunemente pari a 3 o 4. L'utilizzo di diverse temperature “future” incrementa di molto la stabilità dell'equazione 7.19 e riduce in maniera decisa la sensitività agli errori di misura. L'equazione 7.19 viene anche scritta alternativamente come:

$$\hat{q}_M = \sum_{i=1}^r K_i (Y_{M+i-1} - \hat{T}_{M+i-1}|_{q_M=\dots=0}) \quad (7.20)$$

Dove K_i è chiamato coefficiente di guadagno e definito come:

$$K_i = \frac{\phi_i}{\sum_{j=1}^r \phi_j^2} \quad (7.21)$$

Esplicitando la 7.20 e la 7.21 per un valore di $r = 2$:

$$\hat{q}_M = K_1 (Y_M - \hat{T}_M|_{q_M=0}) + K_2 (Y_{M+1} - \hat{T}_{M+1}|_{q_M=q_{M+1}=0}) \quad (7.22)$$

$$K_1 = \frac{\phi_1}{\phi_1^2 + \phi_2^2}; \quad K_2 = \frac{\phi_2}{\phi_1^2 + \phi_2^2}; \quad (7.23)$$

Weighted least square norm

In questo caso la funzione obiettivo diviene:

$$\Pi_W = (\mathbf{Y} - \mathbf{T})^T \mathbf{W} (\mathbf{Y} - \mathbf{T}) \quad (7.24)$$

Dove \mathbf{W} rappresenta la matrice diagonale pesata che è normalmente l'inverso della matrice della covarianza degli errori di misura (considerando sempre valide le ipotesi statistiche fatte precedentemente). Nel caso di un unico sensore e di un'analisi in transitorio si avrà:

$$\mathbf{W} = \begin{bmatrix} 1/\sigma_1^2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1/\sigma_2^2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1/\sigma_3^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/\sigma_I^2 \end{bmatrix} \quad (7.25)$$

In forma esplicita Π_W diventa:

$$\Pi_W = \sum_{i=1}^I \frac{(Y_i - T_i)^2}{\sigma_i^2} \quad (7.26)$$

Dove σ_i è la deviazione standard delle misure Y_i ai diversi istanti temporali t_i . Nel caso di regime stazionario con differenti misurazioni Y_n , prese nello stesso istante temporale ma per posizioni differenti di vari sensori $n = 1, 2, 3 \dots N$

$$\Pi_W = \sum_{n=1}^N \frac{(Y_n - T_n)^2}{\sigma_n^2} \quad (7.27)$$

Nel caso di analisi inverse in transitorio con molteplici posizioni di misurazione avremo:

$$\Pi_W = \sum_{n=1}^N \sum_{i=1}^I \frac{(Y_{in} - T_{in})^2}{\sigma_{in}^2} \quad (7.28)$$

Dove σ_{in} è la deviazione standard delle misure Y_{in} al tempo t_i del sensore n . Se l'IHTP è strutturato su un limitato numero di parametri da stimare l'uso della metodologia della least square ci darà una buona stabilità viceversa per numeri elevati di "soluzioni" ci potrebbero essere escursioni ed oscillazioni (Özisik e Orlande 2000).

Tikhonov's regularization method

Un approccio che permette di risolvere il problema della instabilità della soluzione, è il metodo della regolarizzazione di Tikhonov che addiziona un termine di regolarizzazione alla least square. Considerando il caso della funzione transitoria ristrutturata $f(t)$, al tempo t_i , $i = 1, 2, 3, \dots, I$ la funzione obiettivo la potremo scrivere come:

$$O_f[f(t)] = \sum_{i=1}^I (Y_i - T_i)^2 + \lambda^* \sum_{i=1}^{I-d} (\mathbf{L}_d f_i)^2 \quad (7.29)$$

Dove $\lambda^* (> 0)$ è il parametro di regolarizzazione mentre \mathbf{L}_d è l'operatore di derivazione di ordine d . Nella maggior parte dei casi \mathbf{L}_d è di ordine zero, primo o secondo.

Nel caso in cui la regolarizzazione è di ordine zero e per la procedura del Whole domain, la funzione obiettivo sarà la seguente:

$$O_f[f(t)] = \sum_{i=1}^I (Y_i - T_i)^2 + \lambda^* \sum_{i=1}^I f_i^2 \quad (7.30)$$

Se $\lambda^* \rightarrow 0$ si ottiene la corrispondenza esatta tra temperatura stimata e la temperatura misurata, ma la somma del termine f_i^2 diventa grande per intervalli temporali piccoli, se λ^* ha valori elevati allora il termine f_i si riduce sino al limite inferiore dato da $f_i = 0$. Questo significa che l'effetto di $\lambda^* \neq 0$ è quello di smorzare il valore di f_i .

Nella procedura di regolarizzazione del whole domain, del primo ordine, la funzione obiettivo può essere scritta:

$$O_f[f(t)] = \sum_{i=1}^I (Y_i - T_i)^2 + \lambda^* \sum_{i=1}^{I-1} (f_{i+1} - f_i)^2 \quad (7.31)$$

Anche qui nel caso di $\lambda^* \rightarrow 0$ si ha la corrispondenza esatta, ma la soluzione del problema inverso diviene instabile. Grandi valori di λ^* (siano essi positive che negativi) ci restituiscono valori di f_i

che tendono ad una costante. Così la grandezza del termine f_i non viene modificato e per valori di $\lambda^* \neq 0$ le differenze nel termine f_i si riducono.

Invece la funzione obiettivo per la procedura del whole domain del secondo ordine sarà:

$$O_f[f(t)] = \sum_{i=1}^I (Y_i - T_i)^2 + \lambda^* \sum_{i=1}^{I-2} (f_{i+2} - 2f_{i+1} + f_i)^2 \quad (7.32)$$

Anche in questo caso se $\lambda^* \rightarrow 0$ si ottiene l'esatta corrispondenza tra le temperature, invece per valori elevati di λ^* , la f_i diviene una retta. Conseguentemente si comprende come valori intermedi di λ^* riducano la velocità di variazione di $f_i(t)$.

Riassumendo, l'ordine zero riduce il valore di f_i , il primo ordine riduce l'ampiezza dei cambiamenti nella f_i , ed il secondo ordine regolarizza il termine f_i andando a ridurre la rapidità delle oscillazioni. Pertanto la stabilità della soluzione è fortemente influenzata dalla scelta del parametro di regolarizzazione: se è troppo piccolo ci sarà un buon raccordo tra il misurato e le temperature stimate ma le soluzioni potrebbero presentare oscillazioni e instabilità; se il parametro di regolarizzazione è grande avremo imposto una regolarizzazione troppo invadente che pregiudicherà il fitting sui dati e la possibilità di ottenere buoni residui (Beck et al. 1985).

L'importanza della scelta del parametro di regolarizzazione è stata ampiamente analizzata in letteratura. Per una rassegna sulle regole per la scelta del parametro di Tikhonov si rimanda a Hansen (1998). Il metodo di regolarizzazione di Tikhonov potrebbe essere accostato (assimilato) al damped least square methods, come fa ad esempio il metodo di Levenberg-Marquardt.

Levenberg-Marquardt method

Questa tecnica è una potente tecnica iterativa che è stata applicata alla soluzione di molti problemi inversi (Ozışık and Orlande 2000). Questo metodo per primo creato da Levenberg (1944) modificando il metodo least square ordinario fu più tardi utilizzato anche da Marquardt (1963) con un approccio diverso. La soluzione generale del problema inverso di trasmissione del calore circa la stima degli N parametri incogniti $P_j, j = 1, 2, 3, \dots, N$ a differenti istanti temporali $t_i, i = 1, 2, 3, \dots, I$ si basa sulla minimizzazione della ordinary least square norm Π :

$$\Pi(\mathbf{P}) = [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P})]^T [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P})] = \sum_{j=1}^N (Y_j - T_j(\mathbf{P}))^2 \quad (7.33)$$

Con \mathbf{P} vettore dei parametri incogniti. Per minimizzare la 7.33 è necessario fare la derivata di $\Pi(\mathbf{P})$ ed eguagliarla a zero:

$$\nabla \Pi(\mathbf{P}) = 2 \left[-\frac{\partial \mathbf{T}^T(\mathbf{P})}{\partial \mathbf{P}} \right] [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P})] = 0 \quad (7.34)$$

La trasposta del termine $\frac{\partial \mathbf{T}^T(\mathbf{P})}{\partial \mathbf{P}}$ è la matrice della sensitività $\mathbf{J}(\mathbf{P})$:

$$\mathbf{J}(\mathbf{P}) = \left[\frac{\partial \mathbf{T}^T(\mathbf{P})}{\partial \mathbf{P}} \right]^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial T_1}{\partial P_1} & \frac{\partial T_1}{\partial P_2} & \frac{\partial T_1}{\partial P_3} & \cdots & \frac{\partial T_1}{\partial P_N} \\ \frac{\partial T_2}{\partial P_1} & \frac{\partial T_2}{\partial P_2} & \frac{\partial T_2}{\partial P_3} & \cdots & \frac{\partial T_2}{\partial P_N} \\ \frac{\partial T_3}{\partial P_1} & \frac{\partial T_3}{\partial P_2} & \frac{\partial T_3}{\partial P_3} & \cdots & \frac{\partial T_3}{\partial P_N} \\ \frac{\partial P_1}{\partial P_1} & \frac{\partial P_2}{\partial P_2} & \frac{\partial P_3}{\partial P_3} & \cdots & \frac{\partial P_N}{\partial P_N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \cdots & 0 \\ \frac{\partial T_l}{\partial P_1} & \frac{\partial T_l}{\partial P_2} & \frac{\partial T_l}{\partial P_3} & \cdots & \frac{\partial T_l}{\partial P_N} \end{bmatrix} \quad (7.35)$$

Gli elementi della matrice di sensitività sono chiamati coefficienti di sensitività $J_{i,j}$ e rappresentano la derivata prima della temperatura stimata al tempo t_i , rispetto al parametro P_j .

L'equazione 7.34 può essere quindi scritta come

$$-2 \mathbf{J}^T(\mathbf{P}) [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P})] = 0 \quad (7.36)$$

Se il problema inverso è lineare la matrice di sensitività non è funzione dei parametri incogniti e l'equazione 7.36, in accordo con Beck e Arnold (1977), può essere risolta in forma esplicita rispetto al vettore dei parametri incogniti \mathbf{P} :

$$\mathbf{P} = (\mathbf{J}^T \mathbf{J})^{-1} \mathbf{J}^T \mathbf{Y} \quad (7.37)$$

La situazione è più complicata nel caso di problemi non lineari dove la matrice di sensitività dipende dal vettore dei parametri incogniti.

E' stata poi elaborata una procedura iterativa ottenuta linearizzando il vettore della temperatura stimata $\mathbf{T}(\mathbf{P})$, con uno sviluppo in serie di Taylor attorno alla soluzione \mathbf{P}^k all'iterazione k:

$$\mathbf{T}(\mathbf{P}) = \mathbf{T}(\mathbf{P}^k) + \mathbf{J}^k(\mathbf{P} - \mathbf{P}^k) \quad (7.38)$$

Sostituendo questa nella equazione 7.36 e semplificando l'equazione risultante in accordo con Beck e Arnold (1977), sarà possibile ottenere una procedura iterativa per stimare il vettore dei parametri incogniti \mathbf{P} :

$$\mathbf{P}^{k+1} = \mathbf{P}^k + [(\mathbf{J}^k)^T \mathbf{J}^k]^{-1} (\mathbf{J}^k)^T [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^k)] \quad (7.39)$$

La procedura iterativa basata su questa equazione è chiamato metodo di Gauss.

Per via della sua natura di problema malposto si possono avere oscillazioni nelle soluzioni. Un possibile rimedio a ciò fu proposta da Levenberg e Marquardt aggiungendo un termine di smorzamento all'espressione 7.39 con l'obiettivo di ridurre l'instabilità nella soluzione causata dalla natura della risposta del problema.

$$\mathbf{P}^{k+1} = \mathbf{P}^k + [(\mathbf{J}^k)^T \mathbf{J}^k + \zeta^k \mathbf{\Omega}^k]^{-1} (\mathbf{J}^k)^T [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^k)] \quad (7.40)$$

Dove ζ^k è uno scalare positivo chiamato parametro di smorzamento e $\mathbf{\Omega}^k$ è una matrice diagonale, spesso scritta come $diag[(\mathbf{J}^k)^T \mathbf{J}^k]^{-1}$ che potrebbe anche essere formalizzata in altri modi: infatti diverse versioni del metodo Levenberg-Marquardt sono presenti in letteratura in funzione della matrice delle diagonali $\mathbf{\Omega}^k$ e del criterio di variazione del parametro di smorzamento ζ^k . Dopo il calcolo della matrice di sensibilità \mathbf{J}^k , definendo la matrice diagonale $\mathbf{\Omega}^k$ e la forma della variazione del parametro di smorzamento ζ^k , la procedura iterativa espressa dalla equazione 7.40 può essere implementata ed eseguita sino al criterio di stop. Tra i criteri di arresto più utilizzati per questa tecnica ci sono i seguenti:

$$\Pi(\mathbf{P}^{k+1}) < \varepsilon_1 \quad (7.41)$$

$$\|(\mathbf{J}^k)^T[\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^k)]\|_2 < \varepsilon_2 \quad (7.42)$$

$$\|\mathbf{P}^{k+1} - \mathbf{P}^k\|_2 < \varepsilon_3 \quad (7.43)$$

Dove ε_1 , ε_2 e ε_3 , sono tolleranze prescritte dall'utente e $\|\cdot\|_2$ è il vettore della norma euclidiana.

Conjugate Gradient method

Un altro metodo che può essere classificato come una tecnica iterativa di regolarizzazione è il metodo del gradiente coniugato usato per risolvere sia problemi lineari che non lineari. In questa procedura iterativa ad ogni iterazione viene dato un passo adatto lungo la direzione di discesa in modo da minimizzare la funzione obiettivo. La direzione discendente è ottenuta come combinazione lineare della direzione del gradiente negativo dell'iterazione corrente con la direzione di discesa dell'iterazione precedente (Özisik and Orlande 2000). La procedura iterativa del metodo del gradiente coniugato per la soluzione di un problema inverso del trasferimento del calore circa la stima degli N parametri incogniti $P_j, j = 1, 2, 3 \dots, N$, basato sulla minimizzazione della norma della least square $\Pi(\mathbf{P})$ è scritta come segue:

$$\mathbf{P}^{k+1} = \mathbf{P}^k - \xi^k \mathbf{d}^k \quad (7.44)$$

Dove ξ^k è la dimensione del passo di ricerca all'iterazione k e \mathbf{d}^k è la direzione di discesa. La direzione di discesa può essere espressa come segue:

$$\mathbf{d}^0 = \nabla \Pi(\mathbf{P}^0) \quad (7.45)$$

$$\mathbf{d}^k = \nabla \Pi(\mathbf{P}^k) + \gamma^k \mathbf{d}^{k-1}$$

Differenti versioni della CGM si possono trovare in letteratura a seconda di come il coefficiente di coniugazione γ^k è calcolato. Per esempio, nella versione Polak-Ribiere viene calcolato come:

$$\gamma^0 = 0 \quad k = 0$$

$$\gamma^k = \frac{\sum_{j=1}^N \{[\nabla \Pi(\mathbf{P}^k)]_j [\nabla \Pi(\mathbf{P}^k) - \nabla \Pi(\mathbf{P}^{k-1})]_j\}}{\sum_{j=1}^N [\nabla \Pi(\mathbf{P}^{k-1})]_j^2} \quad k = 1, 2, \dots \quad (7.46)$$

Mentre, Fletcher-Reeves lo calcolano come:

$$\gamma^0 = 0 \quad k = 0$$

$$\gamma^k = \frac{\sum_{j=1}^N [\nabla \Pi(\mathbf{P}^k)]_j^2}{\sum_{j=1}^N [\nabla \Pi(\mathbf{P}^{k-1})]_j^2} \quad k = 1, 2, \dots \quad (7.47)$$

Rimane solo da determinare la grandezza dello step di ricerca ξ^k : che viene trovato attraverso la minimizzazione della norma della least square $\Pi(\mathbf{P}^{k+1})$ all'iterazione $(k+1)$ con il rispetto della grandezza dello step di ricerca ξ^k alla k -esima iterazione.

$$\min_{\xi^k} \Pi(\mathbf{P}^{k+1}) = \min_{\xi^k} [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^{k+1})]^T [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^{k+1})] \quad (7.48)$$

Sostituendo la 7.44 nella 7.48:

$$\min_{\xi^k} \Pi(\mathbf{P}^{k+1}) = \min_{\xi^k} [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^k - \xi^k \mathbf{d}^k)]^T [\mathbf{Y} - \mathbf{T}(\mathbf{P}^k - \xi^k \mathbf{d}^k)] \quad (7.49)$$

Seguendo un approccio standard (Bozzoli e Rainieri 2011; Huang et al. 2005) il vettore delle temperature $\mathbf{T}(\mathbf{P}^k - \xi^k \mathbf{d}^k)$ può essere linearizzato con un'espansione in serie di Taylor. Riarrangiando e considerando la matrice di sensitività \mathbf{J}^k , la grandezza dello step di ricerca ξ^k sarà:

$$\xi^k = \frac{[\mathbf{J}^k \mathbf{d}^k]^T [\mathbf{T}(\mathbf{P}^k) - \mathbf{Y}]}{[\mathbf{J}^k \mathbf{d}^k]^T [\mathbf{J}^k \mathbf{d}^k]} \quad (7.50)$$

Dopo aver calcolato il gradiente della direzione $\nabla \Pi(\mathbf{P}^k)$, la matrice della sensitività \mathbf{J}^k , il coefficiente di coniugazione γ^k e la grandezza dello step di ricerca ξ^k , la procedura iterativa espressa dalla relazione 7.44, verrà implementata sino al raggiungimento del criterio di stop: uno dei criteri di arresto più utilizzati per questa procedura è il principio di discrepanza che indica che la

soluzione del problema inverso è considerata sufficientemente accurata quando la differenza fra la stima e le temperature misurate è vicino alla deviazione standard delle misurazioni (Morozov 1984). Un'adeguata scelta dei criteri di arresto permette di ridurre le oscillazioni che si potrebbero avere per la sua stessa natura di problema mal posto, nelle soluzioni del problema inverso.

Filtering Technique

Un'altro approccio risolutivo per quanto riguarda il metodo di regolarizzazione è la tecnica del filtraggio che si basa sul calcolo della soluzione approssimata smussata, coerente con i dati disponibili (Orlande et al. 2011). Infatti la possibilità di trattare i dati di temperatura in ingresso (grezzi) mediante una tecnica di filtraggio adatta, rappresenta un approccio competitivo e stimolante per gestire la natura (mal posta) del IHCP, e in particolare l'instabilità della risposta del sistema rispetto a errori casuali nei dati di input. Il filtro permette una soppressione completa o parziale delle componenti di frequenza del segnale. Nelle misure reali gli errori sperimentali sono solitamente presenti come rumore gaussiano con componenti spettrali distribuite uniformemente su tutto il dominio della frequenza, mentre le informazioni importanti sono solitamente bande di onde con componenti di frequenza concentrate nella gamma delle basse frequenze. Una questione fondamentale nell'applicazione del filtro è definire la frequenza di taglio al fine di superare la natura (mal posta) del problema inverso, ma senza perdere troppe informazioni dal segnale.

Tra le tecniche di filtraggio più utilizzate vi è il filtro passa basso. Questo filtro lascia passare le basse frequenze e rimuove le componenti del segnale con frequenza superiore ad una ben determinata frequenza di taglio: la sua scelta è molto importante per ottimizzare l'effetto del filtro. Un'altra tecnica di filtraggio comunemente utilizzata è il filtro gaussiano, la cui risposta all'impulso è una funzione Gaussiana. Poiché la trasformata di Fourier di una Gaussiana è ancora una Gaussiana, questo ha l'effetto di ridurre le componenti ad alta frequenza (Bozzoli et al. 2013). È spesso utilizzato per migliorare la qualità delle immagini in software grafici. Un altro filtro che ha dimostrato di essere efficace per eliminare il rumore indesiderato dalla temperatura sperimentale è il filtro Wiener. Il successo di questo approccio è dovuto al fatto che il filtro di Wiener modifica se stesso in funzione del livello di rumore locale nel segnale ed esegue quindi una regolarizzazione migliore rispetto ad altre tecniche di filtraggio: utilizza una procedura adattiva di filtraggio che si basa su statistiche stimate da ogni dato (Rainieri et al 2004). È importante osservare che l'approccio del filtro per IHCP può essere considerato adatto solo per segnali in ingresso rappresentate spazialmente e/o temporalmente da mappe di temperatura con alta risoluzione, mentre non appare possibile la sua applicazione per i segnali rappresentati da bassa risoluzione. D'altra parte il grande

vantaggio delle tecniche di filtraggio è il costo computazionale molto limitato rispetto alle altre tecniche di soluzione.

TSVD: Truncated Singular Value Decomposition

La Truncated Singular Value Decomposition (TSVD) si è verificato essere un metodo di regolarizzazione piuttosto potente per i problemi inversi mal posti di tipo lineari (Hansen 1986). La Singular Value Decomposition (SVD) di una matrice A ($m \times n$), permette di decomporla in tre matrici U , Σ e V :

$$A = U \cdot \Sigma \cdot V^{*T} \quad (7.51)$$

Dove Σ è la matrice diagonale di dimensioni $m \times n$, le matrici singolari destra e sinistra U e V sono ortogonali ed hanno dimensioni $m \times m$ e $n \times n$ rispettivamente e l'apice T sta per la trasposta coniugata della matrice.

$$\Sigma = \text{diag}(\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_n) \quad (7.52)$$

Gli elementi δ_i della diagonale sono valori singolari posizionati in ordine decrescente. Lo scopo della TSVD è quello di forzare la soluzione ad avere una norma di valore piccolo, affinché si smorzino i contributi degli errori del lato destro (Hansen 1986). Questo è ottenuto dal troncamento dei componenti della soluzione che corrisponde al più piccolo valore singolare perché questi portano il maggiore contributo alla amplificazione del rumore nell'inversione della matrice. Pertanto la TSVD di A diventa:

$$A_t = U \cdot \Sigma_t \cdot V^{*T} \quad \text{con} \quad \Sigma_t = \text{diag}(\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_{t_p-1}, 0, \dots, 0) \quad (7.53)$$

Dove t_p viene nominato parametro di troncamento.

Come detto sopra la TSVD è utilizzato come metodo di regolarizzazione per problemi mal posti lineari: i problemi lineari potrebbero essere trattati con entrambi i metodi numerici come quello alle differenze finite, agli elementi finiti o con le condizioni al contorno e i metodi analitici.

8. INDAGINE SPERIMENTALE : FORNACE

Le vernici intumescenti sono utilizzate come sistemi di protezione passiva per gli incendi nelle strutture civili. In particolare vengono largamente utilizzate come protettivo di elementi strutturali in acciaio. Le proprietà termiche di queste vernici sono spesso sconosciute o difficilmente stimabili data la loro variabilità durante i processi di espansione a cui sono sottoposti se interessati da incendi. Un metodo che da letteratura risulta efficace è l'approccio con modelli termici.

8.1 FORNACE

In questo lavoro di ricerca una delle diverse apparecchiature utilizzate per ottenere misurazioni sperimentali delle temperature è stato il forno o fornace [riferimento EN 1363-1] costruito ed esercito secondo i criteri dettati dalla normativa di riferimento che è la norma UNI per le prove di resistenza al fuoco.



Figura 8.1: Esempio di fornace piccola.

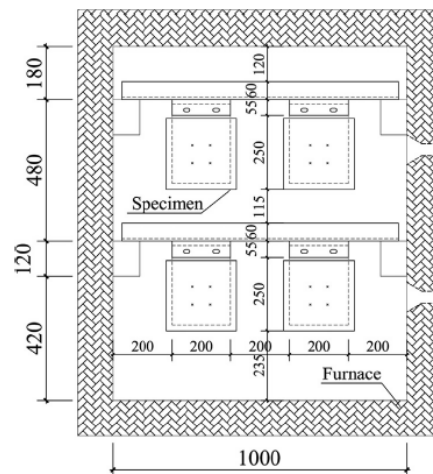


Figura 8.2: Esempio di sezione trasversale di una fornace piccola con posizionamento dei campioni.

La fornace è costituita come segue:

1. un'attrezzatura di comando che consenta di controllare la temperatura del forno;
2. un'attrezzatura di comando che consenta di controllare e registrare la pressione dei gas caldi all'interno del forno;
3. un telaio nel quale possa essere montata la costruzione di prova e che possa essere giustapposto al forno in maniera tale che si possano sviluppare appropriate condizioni di riscaldamento, di pressione e di sostegno;

4. un dispositivo per caricare e vincolare a seconda delle esigenze il campione di prova, compreso il comando ed il controllo del carico;
5. uno strumento per misurare la temperatura nel forno, sulla faccia non esposta del campione di prova, e se necessario all'interno del campione di prova;
6. uno strumento per misurare lo spostamento del campione di prova;
7. un dispositivo per valutare la tenuta e per stabilire la conformità ai criteri di prestazione;
8. uno strumento per misurare il tempo trascorso;
9. uno strumento per misurare la concentrazione di ossigeno nei gas del forno.

Il forno di prova deve essere progettato per essere alimentato a combustibile liquido o gassoso e deve essere capace di:

- a) riscaldare su una sola faccia elementi di compartimentazione verticali o orizzontali, o
- b) riscaldare pilastri su tutti i lati, o
- c) riscaldare muri su più di un lato, o
- d) riscaldare travi su tre o quattro lati, secondo necessità.



Figura 8.3: Esempio di fornace grande.

Il rivestimento del forno deve essere realizzato con materiali di densità minore di 1000 kg/m^3 . Questi materiali di rivestimento devono avere spessore minimo di 50 mm e devono costituire almeno il 70% della superficie interna esposta del forno. Il forno deve essere in grado di realizzare le condizioni normalizzate di esposizione al fuoco per quanto riguarda l'esposizione termica e la pressione. I forni possono essere progettati in modo da consentire la prova contemporanea di

insiemi di più di un elemento, a condizione che tutti i requisiti per ciascun singolo elemento possono essere soddisfatti.

- **Attrezzatura di applicazione del carico**

L'attrezzatura di applicazione del carico deve poter sottoporre il campione di prova alla sollecitazione prevista. Il carico può essere applicato con dispositivi idraulici, meccanici o utilizzando dei pesi. L'attrezzatura di applicazione del carico deve poter simulare condizioni di carico uniformemente distribuito, di carico concentrato, di carico concentrico, di carico assiale o eccentrico come richiesto dalla costruzione di prova. L'attrezzatura di applicazione del carico deve poter assicurare la costanza del carico applicato ($\pm 5\%$ del valore richiesto) senza modificarne la distribuzione e di seguire lo spostamento massimo e la velocità di spostamento del campione di prova fino alla perdita di capacità portante, o per l'intera durata della prova, a secondo di quale di questi eventi si verifichi prima.

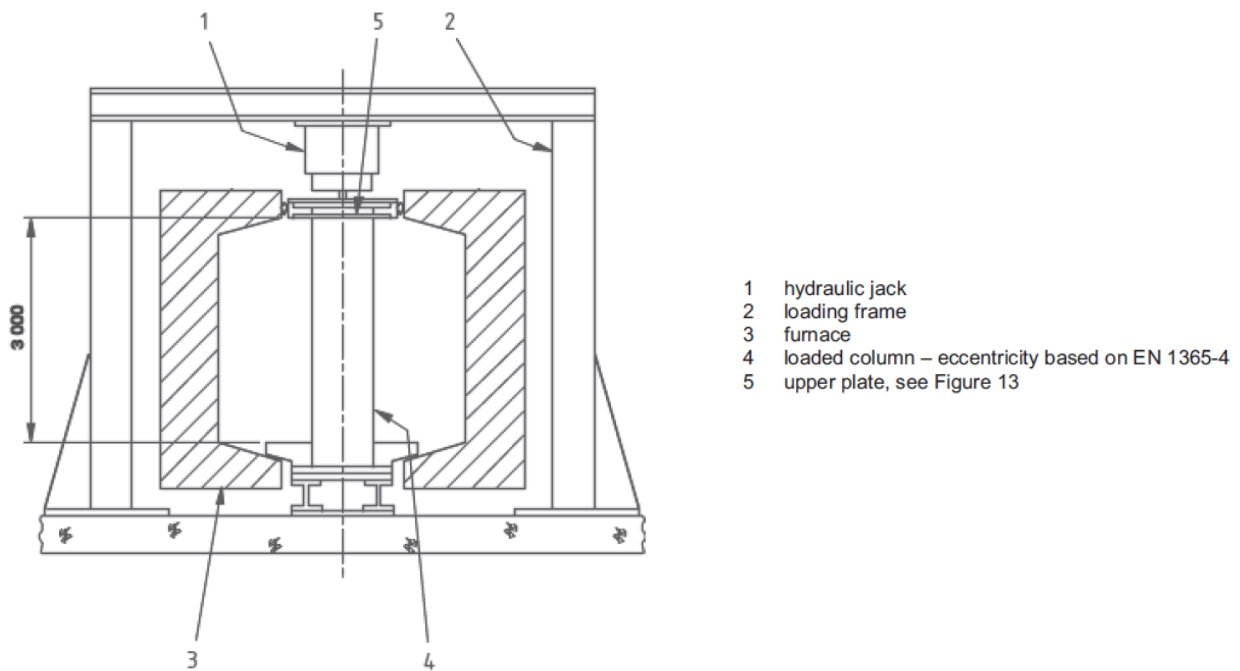


Figura 8.4: Sistema di applicazione del carico per colonne.

- **Telai di prova**

I telai particolari di prova o altri mezzi devono essere impiegati per riprodurre condizioni di vincolo e di sostegno idonee per la costruzione di prova. Tipi differenti di costruzioni di prova richiedono telai di prova di differente rigidità. Le prestazioni dei telai di prova devono essere valutate

applicando una forza dilatante all'interno del telaio, nella mezzeria di due membrature opposte e misurando l'aumento della dimensione interna. L'aumento non deve essere maggiore di 5 mm con una forza applicata di 25 kN. Questa valutazione deve essere fatta in entrambe le direzioni del telaio.

- Termocoppie del forno

Le termocoppie del forno devono essere termometri a piastra formati da un assieme di una piastra di acciaio piegato, della termocoppia ad essa fissata e del materiale isolante in essa contenuto.

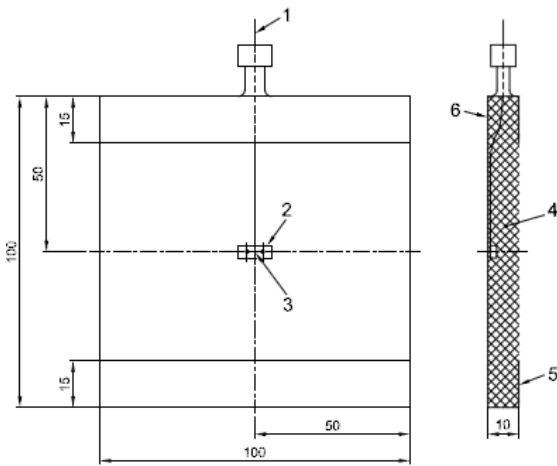


Figura 8.5: Esempio di Termocoppia a piastra.



Figura 8.6: Evidenziato in alto a destra nella figura le termocoppie a piastra posizionate nella fornace.

- Termocoppie della faccia non esposta

La temperatura della faccia non esposta del campione di prova deve essere misurata con termocoppie a disco. Allo scopo di assicurare un buon contatto termico, i fili per termocoppie tipo K, di diametro 0,5 mm devono essere brasati o saldati ad un disco di rame, di spessore 0,2 mm e di 12 mm di diametro.

- Termocoppia mobile

Una o più termocoppie mobili devono essere disponibili per misurare durante la prova la temperatura della faccia non esposta nelle posizioni in cui si sospettino temperature più elevate. Il giunto di misurazione della termocoppia deve essere costituito di fili per termocoppie tipo K, di

diametro 1 mm brasati o saldati ad un disco di rame di 12 mm di diametro e spessore 0,5 mm. L'assieme della termocoppia deve essere dotato di un manico di modo tale che si possa applicare ad ogni punto della faccia non esposta del campione di prova.

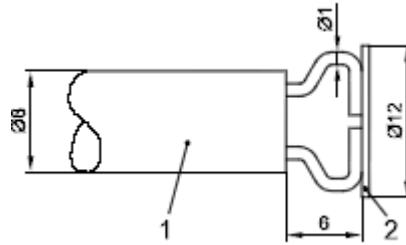


Figura 8.7: Termocoppia mobile.

- Termocoppie interne

Se sono richieste informazioni circa la temperatura interna al campione di prova o di un particolare componente, esse devono essere ottenute mediante l'impiego di termocoppie che abbiano caratteristiche adatte al campo di temperature da misurare e confacenti al tipo di materiali del campione di prova.

- Termocoppie per la temperatura ambiente

Si deve utilizzare una termocoppia per indicare la temperatura ambiente del laboratorio in prossimità del campione di prova sia prima che durante il periodo di prova. La termocoppia deve essere una termocoppia tipo K, di diametro nominale 3 mm, isolata con prodotti minerali, in guaina di acciaio inossidabile. Il giunto di misurazione deve essere protetto da calore irraggiato e da correnti d'aria.

- Curva di riscaldamento

La temperatura media del forno, rilevata dalle termocoppie specificate, deve essere sorvegliata e regolata in modo da seguire la relazione

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8 t + 1) \quad (8.0)$$

dove

- θ_g è la temperatura media dei gas di combustione espressa in °C
- t è il tempo espresso in minuti.

Tempo (minuti)	Temperatura forno (°C)	Tempo (minuti)	Temperatura forno (°C)
0	20	90	1 006
5	578	120	1 049
10	678	150	1 082
15	738	180	1 110
20	781	210	1 133
30	842	240	1 153
45	902	300	1 188
60	945	360	1 214

Figura 8.8: Espicitazione delle temperature nel tempo per la equazione 8.1 rappresentante la ISO 834.

Vi sono altre relazioni, come quella degli idrocarburi o quelle parametriche, ed anche per queste curve di riscaldamento deve essere possibile la loro riproducibilità in forno, il poter seguire l'andamento della temperatura nel tempo come specificato da una determinata relazione è possibile grazie all'utilizzo di un sistema di controllo a feedback della temperatura e della portata del combustibile bruciato.

- Pressione

La pressione nel forno deve essere misurata mediante un sensore. L'attrezzatura di misurazione e registrazione deve essere capace di funzionare entro i limiti specificati.

La distribuzione di pressione lungo l'altezza del forno è essenzialmente influenzata dall'effetto del moto ascensionale dei gas ed ai fini della regolazione di pressione si può assumere che il gradiente di pressione sia approssimativamente di 8,5 Pa per metro di altezza del forno. Il sistema di misurazione della pressione deve essere tale da trascurare le rapide fluttuazioni di pressione (per esempio quelle di ciclo di durata 1 s o minori), associate alla turbolenza, ecc. La pressione del forno deve essere determinata relativamente alla pressione esterna al forno alla stessa quota. La pressione del forno deve essere sorvegliata e regolata in maniera tale che entro 5 min dall'inizio della prova non differisca di ± 5 Pa rispetto alla pressione specificata per il particolare elemento sottoposto a prova e a partire da 10 min dall'inizio della prova non differisca di ± 3 Pa da tale pressione.

La conduzione del forno deve essere fatta in modo tale che il piano teorico di riferimento di pressione neutra (pressione relativa zero) si stabilisca 500 mm sopra la quota del piano di riferimento. Ad ogni modo la pressione relativa alla sommità del campione di prova non deve in nessuno momento essere maggiore di 20 Pa e questo requisito può causare una modifica delle quote del piano di pressione neutra.

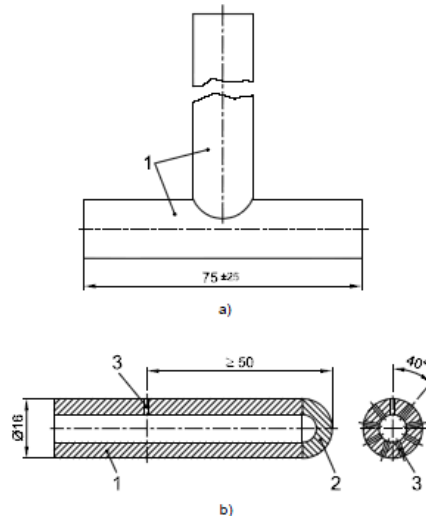


Figura 8.9: Sensore di pressione.

- Atmosfera del forno

Il rapporto combustibile/aria ai bruciatori e l'immissione di qualsiasi aria secondaria devono essere regolati per realizzare un contenuto minimo di ossigeno nell'atmosfera del forno pari al 4% quando si sottopongono a prova campioni che non contengono prodotti combustibili. Le regolazioni del rapporto combustibile/aria ai bruciatori e quella d'immissione di qualsiasi aria secondaria non devono essere modificate dopo l'ultima verifica della prestazione del forno.

8.2 LAVORO SPERIMENTALE : DATI E RISULTATI

La resistenza al fuoco dei protettivi passivi antincendio di tipo reattivo come le nostre pitture intumescenti viene effettuata attraverso test sotto le specifiche di norme tecniche [EN-13381-4 e la EN 1363-1].

8.3 TEST IN FORNACE

Nelle nazioni della comunità Europea la resistenza al fuoco dei materiali e delle strutture è fatta seguendo procedure standard, le quali descrivono i principi generali per la determinazione della resistenza al fuoco di vari elementi di costruzione, quando questi sono esposti a condizioni da fuoco

standard e il contributo dei sistemi di protezione al fuoco sempre per elementi strutturali in acciaio. Tuttavia i risultati derivanti da queste procedure standardizzate sono solo direttamente applicabili alla particolare sezione di acciaio testata ed al tipo specifico di paint usato ed infine a quello specifico spessore depositato. I principali limiti di questo approccio sono l'elevato tempo necessario ed anche gli elevatissimi costi di esecuzione: ogni singola tipologia di geometria di colonna e trave deve essere testata una ad una nella fornace (anch'essa omologata).

In questa porzione di analisi della mia ricerca sperimentale viene suggerita una metodologia per generalizzare la procedura di stima della resistenza al fuoco a qualsiasi tipo di elemento strutturale in acciaio attraverso l'esecuzione di pochi test sperimentali. Questo metodo si fonda sulla definizione di un modello semplificato di pittura intumescente e sulla schematizzazione dei suoi cambiamenti sotto l'azione del carico termico. Questo rappresenta ovviamente una estrema semplificazione del problema reale e della sua intrinseca complessità legata alle trasformazioni che la pittura subisce, ma in accordo con Bartholmai et al [Bartholmai M., 2007], è un approccio efficace. Con l'intento di limitare il numero di quantità sconosciute nella formulazione del problema inverso, la conduttività termica della pittura intumescente è assunta variante a step con la temperatura, come esplicitato qui di seguito:

$$\lambda_c = \begin{cases} \lambda_0, & T < T_1 \\ \lambda_1, & T_1 \leq T < T_2 \\ \lambda_2, & T \geq T_2 \end{cases} \quad (8.1)$$

In questa modellizzazione si assume e viene mantenuto costante lo spessore della pittura lungo tutto l'arco temporale del processo.

Il modello espresso dalla equazione 8.1 si presta alla descrizione, dal punto di vista termico, delle trasformazioni a cui è sottoposta la nostra vernice intumescente: T_1 corrisponde alla temperatura di spumificazione, mentre T_2 corrisponde alla temperatura di inizio processo di carbonificazione del rivestimento spumificante. Per i valori di T_1 e T_2 ci siamo riferiti al lavoro scientifico di Gillet et al [Gillet M., 2007] e sono stati presi dal loro lavoro sperimentale i valori di 488 K e 683 K per le due temperature rispettivamente.

Se la conduttività termica del rivestimento intumescente vergine, λ_0 , è nota, rimangono sconosciuti solo i valori dei parametri della conduttività equivalente λ_1 e λ_2 , i cui valori numerici saranno ottenuti dalla soluzione del problema inverso di tipo termico. Si è visto nel capitolo 7 come la risoluzione di un problema inverso passi attraverso la minimizzazione di una funzione obiettivo in

alcuni casi anche con l'ausilio di tecniche di stabilizzazioni [Blanc G. 1998, e Telejko T. 2004, e Bozzoli F. 2011, e Pagliarini G. 2012, e Rainieri S. 2014a], funzione generalmente espressa come il quadrato tra la differenza tra il valore stimato della variabile e il valore misurato della stessa. L'ottimo dei valori dei parametri incogniti verrà dal risultato della minimizzazione della seguente funzione obiettivo

$$J(\lambda_1, \lambda_2) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n [T_{sim}^i - T_{exp}^i]^2}{n}} \quad (8.2)$$

Dove n è il numero dei dati sperimentali, mentre T_{sim}^i e T_{exp}^i sono rispettivamente le temperature simulate e quelle sperimentali. Le temperature simulate sono ottenute risolvendo l'equazione del bilancio di energia in transitorio nel dominio solido, assunto continuo.

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (8.3)$$

Dove la conduttività termica è assunta costante nel materiale pur sapendo che è imposta variante nell'intumescente come da modelli in funzione della temperatura espresso dall'equazione 8.1. La condizione termica al contorno è [Perez L., 2008]:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T_g - T) + \varepsilon \sigma (T_g^4 - T^4) \quad (8.4)$$

Dove T_g rappresenta la temperatura nella fornace codificata variante nel tempo come espresso dalla ISO 834-1 [Han Z, 2010] il cui andamento è rappresentato nella figura seguente :

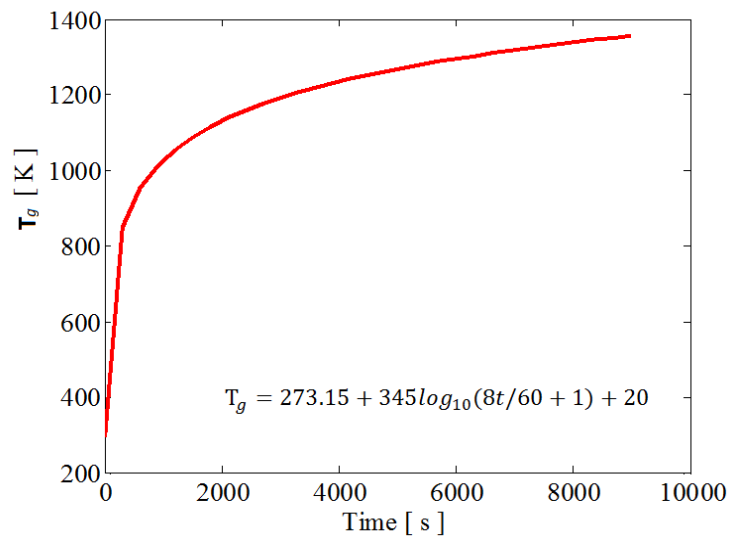


Figura 8.10: Curva della temperatura ISO 834-1.

Al tempo iniziale si assume che tutti i campioni e l'ambiente della fornace abbiano temperatura uniforme.

8.3.1 Validazione della Metodologia della Stima dei Parametri

La procedura di stima è stata prima validata applicandola a dati sintetici che erano stati derivati dalla risoluzione numerica in ambiente COMSOL Multiphysics®, del problema diretto rappresentato analiticamente dalle equazioni 8.3 e 8.4 applicate alla trave IPE 400 (rappresentata in figura 8.11),

	IPE 400	
	h	400 [mm]
	h _j	373 [mm]
	b	180 [mm]
	t _w	8.6 [mm]
	t _f	13.5 [mm]

Figura 8.11: Geometria della trave IPE 400.

rivestita con la pittura intumescente come mostrato nella figura 8.12, il cui comportamento sotto l'azione del flusso di calore è descritto dal modello di conduttività termico come da tabella 8.1.

Tabella 8.1. Valori della conduttività termica dati al modello.

λ_c [W/m·K]	T[K]
$\lambda_0 = 0.345$	$301\text{ K} \leq T < 488\text{ K}$
$\lambda_1 = 0.00067$	$488\text{ K} \leq T \leq 683\text{ K}$
$\lambda_2 = 0.0067$	$683\text{ K} \leq T \leq T_c$

La figura 8.12 mostra una sezione della trave sottoposta ai test in fornace e ricoperta da uno strato di intumescente:

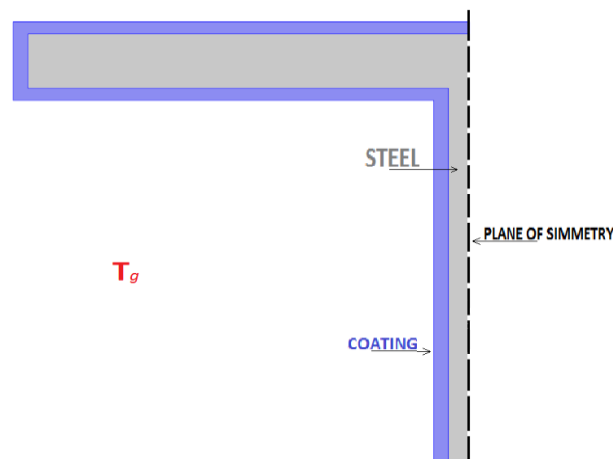


Figura 8.12: Sezione della trave e i diversi materiali sottoposti ai test in fornace.

La storia della temperatura della trave è stata successivamente sporcata con rumore “randomico” con una varianza nota ($\sigma = 3$) e quindi utilizzati come valori di input (valori grezzi) nel problema inverso, con l’obiettivo di ricostruire le proprietà termiche apparenti dello spessore di intumescente, cioè λ_1 e λ_2 , mentre λ_0 è stato assunto come noto nella procedura di stima. La temperatura “sperimentale” (cioè la temperatura anche chiamata grezza, risultato della temperatura simulata e poi sporcata con l’errore randomico) e la temperatura propriamente simulata sono rappresentate nella figura 8.13:

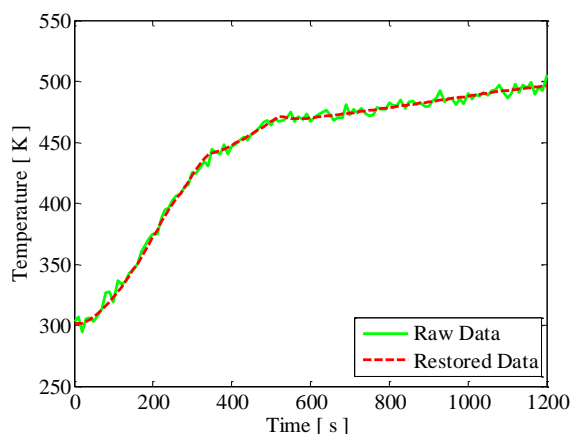


Figura 8.13: Dati grezzi e ricostruiti per una trave in acciaio IPE 400 rivestita da intumescente .

La minimizzazione della funzione obiettivo è stata realizzata, con l'ausilio del Matlab Optimization Toolbox® ed utilizzando un criterio di stop sulla funzione obiettivo inferiore a $1 * 10^{-4}$. L'algoritmo di Nelder-Mead [Bartholmai M, 2007] è stato adottato nel processo di minimizzazione. Esso rappresenta una delle migliori soluzioni conosciute per le ottimizzazioni multidimensionali senza vincoli. Definendo la variabile $\Delta T_{furnace}$ come la variazione massima di temperatura all'interno della fornace durante le nostre prove sperimentali, si può definire un residuo normalizzato delle temperature nel modo seguente:

$$\theta = \frac{T_{rawdata} - T_{restored}}{\Delta T_{furnace}} \quad (8.5)$$

I valori di θ ottenuti sono riportati in funzione del tempo come mostrato nella figura 8.14. Le oscillazioni intorno al valore medio confermano l'efficacia della procedura di minimizzazione implementata. I valori di conduttività termica ottenuti dalla risoluzione del problema inverso sono quelli riportati in tabella 8.2:

Tabella 8.2. Valori di conduttività termica ottenuti dal modello inverso.

λ_c [W/m·K]	T[K]
$\lambda_1 = 0.00070$	$488 K \leq T \leq 683 K$
$\lambda_2 = 0.0068$	$683 K \leq T \leq T_c$

I risultati della tabella 8.2 mettono in evidenza che la soluzione del problema inverso ci restituisce valori della conduttività termica dello spessore di pittura intumescente molto soddisfacenti.

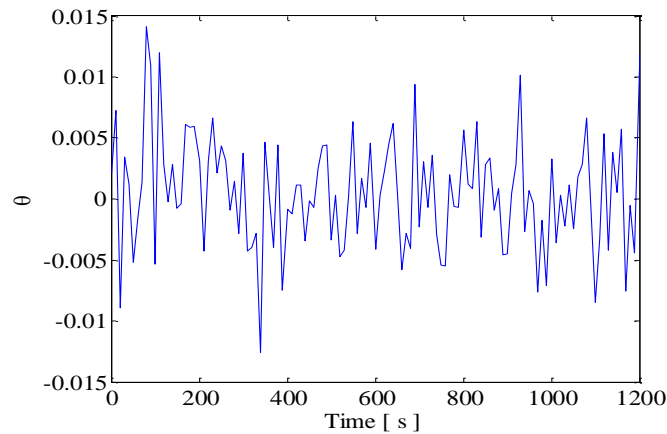


Figura 8.14: Residui di temperatura normalizzati .

Infatti, nonostante gli alti valori della varianza del rumore, la procedura di stima converge sui valori attuali di λ_1 e λ_2 con un errore percentuale pari a 4.5% e 1.5% rispettivamente.

8.3.2 Applicazione della Metodologia della Stima dei Parametri ai Dati Sperimentali

La procedura della stima dei parametri è stata quindi applicata in seguito ai dati sperimentali provenienti dai test in forno di due travi di differente lunghezza, una trave corta (circa 1000mm) e una trave lunga (4610mm) (figura 8.15). Ambedue le travi erano ricoperte con uno spessore di pittura intumescente di 3mm (Promapaint fornito dalla Promat) consistente in una resina polimerica (PVC) con additivi come Biossido di Titanio, Melamina e 2-Buttossietanolo. La temperatura all'interfaccia tra acciaio e strato di intumescente è stata acquisita da 5 termocoppie di tipo K, per la trave lunga, poste lungo l'anima della stessa a metà strada tra le due flange. Per la trave corta, ma sempre della tipologia IPE 400 con 3mm di deposito di protettivo intumescente l'acquisizione delle temperature di interfaccia acciaio-intumescente sono state ottenute da 4 termocoppie di tipo K poste sempre lungo la mezzera della trave. L'andamento della temperatura sperimentale nel tempo, ottenuta come media dei valori acquisiti per le varie termocoppie installate sulle travi è rappresentata nella figura 8.16 per entrambe le travi oggetto di studio.



Figura 8.15: Da sinistra a destra: Preparazione, installazione in forno e risultato finale di un test in forno .

L'andamento mostra tre regioni principali e distinte: una prima zona a rapido incremento di temperatura, spiegazione da ricercarsi nelle proprietà stesse del rivestimento vergine; una seconda regione del grafico in cui la velocità di crescita della temperatura subisce un calo legata alla decomposizione termica dell'intumescente con conseguente rilascio di specie gassose ad alta temperatura; nella terza regione individuabile sul grafico si ha una nuova variazione della velocità di avanzamento della temperatura nel tempo con un incremento di questa da leggersi dal punto di vista microscopico legato all'espansione della pittura in seguito al rilascio dei gas di spumificazione e consequenzialmente alla formazione dei pori nella struttura del coating espanso [Zhang F, 2007].

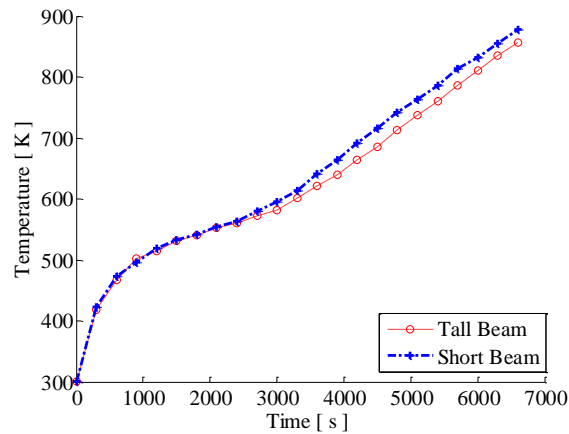


Figure 8.16 Andamento storico della temperature delle due travi acquisite durante il test in fornace.

E' stato quindi preso come modello di conduttività termica per lo strato di pittura quello specificato nella equazione 8.1, con i valori noti di λ_0 , T_1 e T_2 , rispettivamente assunti pari a 0.345 W/m K, 488 K e 683 K. Pertanto la procedura di stima ha avuto come obiettivo quello di ricavare i valori stimabili di λ_1 e λ_2 che infatti rappresentano i parametri sconosciuti. Per le travi che sono state sottoposte a prove sperimentali i dati relativi alla storia della temperatura ricostruiti sono stati ottenuti applicando la procedura della UIHCP e questi sono stati consequenzialmente comparati con i dati sperimentali, per la trave lunga il confronto è presentato nella figura 8.17

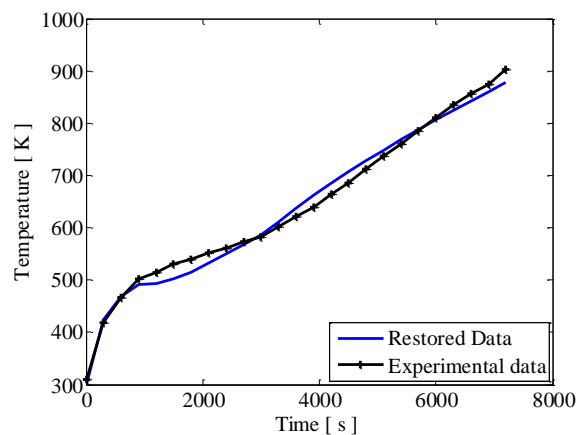


Figure 8.17 Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Trave lunga con 3mm di rivestimento protettivo

Invece la comparazione per la trave corta tra le due temperature, la ricostruita e la sperimentale sono presentate nella figura 8.18:

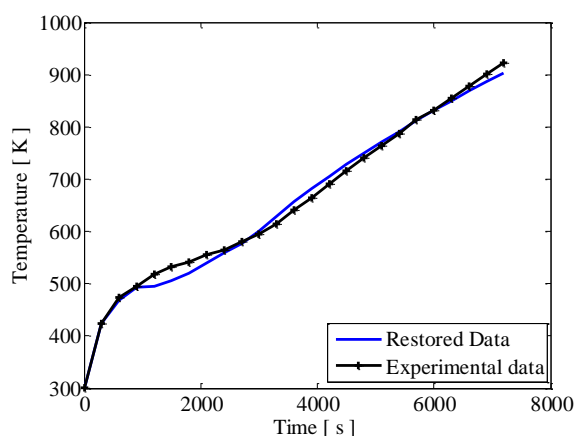


Figure 8.18 Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Trave corta con 3mm di rivestimento protettivo

La variazione per step della conduttività termica in funzione di valori di temperature fissate (488 K e 683 K) non ci consente un perfetto accoppiamento tra valori sperimentali e simulati. In particolare la temperatura ricostruita ha uno scostamento rispetto alla sperimentale dal punto T_1 , mentre si ottiene un riavvicinamento tra le due curve alle alte temperature. Tuttavia il risultato complessivo mostra che il modello semplice di conduttività termica qui adottato (eq. 8.1) può prevedere l'effetto termico della vernice intumescente con ragionevole precisione per l'uso pratico.

I parametri ricostruiti del modello di conduttività termica dello spessore di intumescente sono riportati in tabella 8.3:

Tabella 8.3. Valori di conduttività termica stimati per tutte le tipologie di travi con 3 mm di protettivo, sottoposte a curva di riscaldamento ISO 834.

Trave Lunga λ_c [W/m K]	Trave corta λ_c [W/m·K]	T[K]
$\lambda_1 = 0.000943$	$\lambda_1 = 0.000877$	$488 K \leq T \leq 683 K$
$\lambda_2 = 0.0121$	$\lambda_2 = 0.0132$	$683 K \leq T \leq T_c$

Dunque per il sistema trave-intumescente i corrispondenti valori di conduttività della vernice sono in accordo tra di loro con uno scarto del 9%. Questo sembra dimostrare che il modello di conduttività termica non dipenda particolarmente dal substrato e che i valori dei parametri ottenuti dal problema inverso, possano efficacemente caratterizzare lo spessore di intumescente, questo indipendentemente da alcune differenze che permangono nei valori ottenuti e che possono essere imputabili alla tipologia di prova sperimentale. Sono anche imputabili, le piccole differenze ottenute, al fatto che se anche nominalmente ambedue le travi erano ricoperte da 3 mm di

rivestimento intumescente vergine, in realtà vi sono piccole differenze di spessore di deposito della pittura che hanno potuto influenzare il risultato della stima dei parametri.

Riassumendo questa prima parte sperimentale, la caratterizzazione termica del comportamento di una pittura intumescente a base d'acqua fornitaci dalla Promat (Promapaint) utilizzata per proteggere elementi strutturali in acciaio è stata caratterizzata per mezzo di un modello semplificato, nel quale la conduttività termica equivalente varia secondo un modello a step alla temperatura di swelling (rigonfiamento o spumificazione) ed alla temperatura di charring (abbruciamento o carbonificazione). Il modello include due parametri sconosciuti che vengono stimati per mezzo di una procedura di stima basata sulla soluzione del problema inverso della conduzione del calore nel sistema composito consistente nell'elemento di acciaio e dello strato di pittura protettiva. Come primo passo fatto la procedura di stima è stata testata nella sua validità applicandola a dati sintetici ottenuti aggiungendo rumore casuale alla soluzione numerica della simulazione. Quindi la stessa procedura è stata applicata agli andamenti sperimentali nel tempo delle due temperature acquisite sulle travi IPE 400 di differenti lunghezze ma ricoperte dallo stesso spessore nominale di vernice intumescente. Per le due travi protette dal fuoco con lo stesso spessore di rivestimento i valori ottenuti per il modello di conduttività termica a step differiscono tra loro per uno scarto pari al 9%.

8.4 APPLICAZIONI ELABORAZIONE, EVOLUZIONE E RISULTATI INTERMEDI

Nell'ambito del lavoro sperimentale effettuato con l'utilizzo della fornace come strumento di cessione di calore alle nostre travi e pilastri ricoperte da pittura intumescente si sono elaborati diversi dati di temperature registrate sull'acciaio per diversi spessori di intumescente, forme di travi e pilastri e per diverse lunghezze delle stesse, tutte queste con tutti i valori ottenuti e con tutti gli andamenti dei vari grafici rappresentativi sono presentati qui di seguito e sono un lavoro intermedio prima dell'approdo al paragrafo conclusivo che è stato il 8.3. In linea generale possiamo affermare che il motivo per cui i dati delle travi di tipologia HEA 300 e IPE 160 non sono stati considerati validi sono da ricercarsi nei valori di conduttività ottenuti che non risultano plausibili dallo studio dei residui e consequenzialmente dagli andamenti delle temperature dell'acciaio ricostruite con questi valori di conduttività. Nei sottoparagrafi che seguono la metodologia di elaborazione della "parameter estimation", per la ricerca della conduttività termica equivalente, verrà applicata alle diverse tipologie geometriche di travi e pilastri sia corti che lunghi e per i diversi spessori di intumescente depositato. I valori di conduttività ottenuti non hanno una rilevanza scientifica per via dei residui elevati e per via del mancato matching tra la temperatura sperimentale del substrato e quella ricostruita con i valori di conduttività termica equivalente ottenuti.

8.4.1 HEA 300 Pilastro Lungo e Corto

Questa tipologia geometrica è utilizzata nella costruzione dei pilastri, e dalla Promat abbiamo ricevuto sia i dati di temperatura dell'acciaio dei pilastri lunghi, sia quella dei pilastri corti.

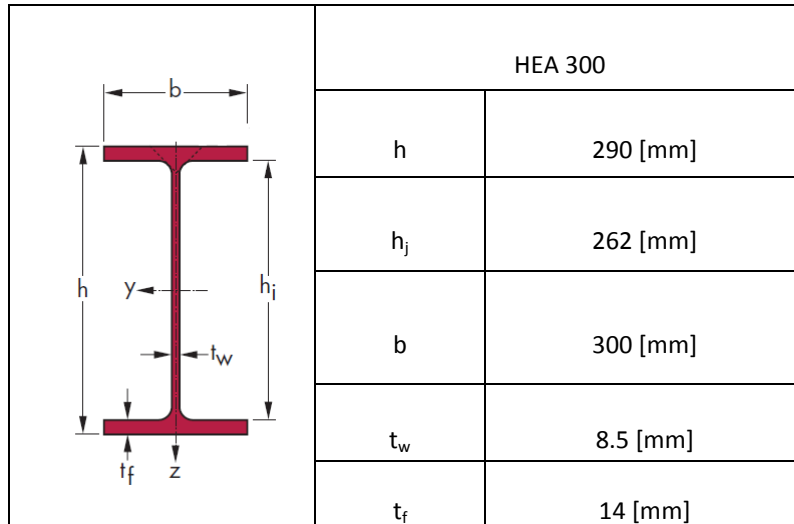


Figura 8.19: Geometria della trave HEA 300.

La procedura della stima dei parametri è stata applicata ai dati sperimentali provenienti dai test in forno di due pilastri di differente lunghezza, un pilastro corto (circa 1000mm) e un pilastro lungo (4610mm). Ambedue i pilastri erano ricoperti con uno spessore di pittura intumescente di 3mm (Promapaint fornito dalla Promat).

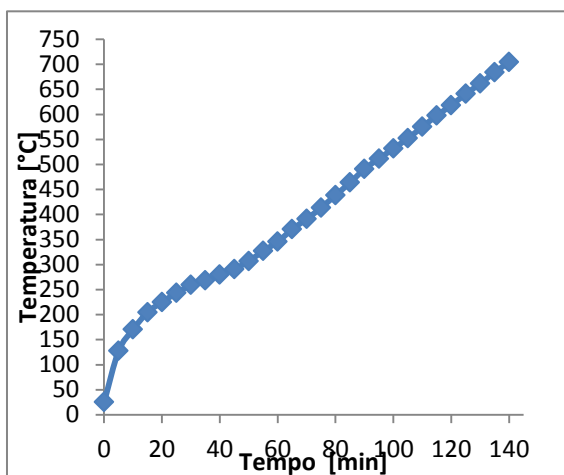


Figura 8.20: Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro corto.

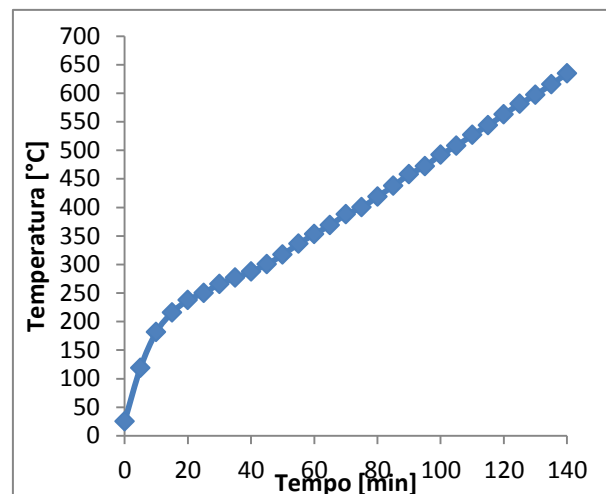


Figura 8.21: Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro lungo.

E' stato quindi preso come modello di conduttività termica per lo strato di pittura quello specificato nella equazione 8.1, con i valori noti di λ_0 , T_1 e T_2 , rispettivamente assunti pari a 0.345 W/m K, 488 K e 683 K. Pertanto la procedura di stima ha avuto come obiettivo quello di ricavare i valori stimabili di λ_1 e λ_2 che infatti rappresentano i parametri sconosciuti. Per le travi che sono state sottoposte a prove sperimentali i dati relativi alla storia della temperatura ricostruiti sono stati ottenuti applicando la procedura della UIHCP e questi sono stati consequenzialmente comparati con i dati sperimentali, per i due pilastri, corto e lungo. Gli andamenti sono riportati nelle figura 8.22 e 8.23

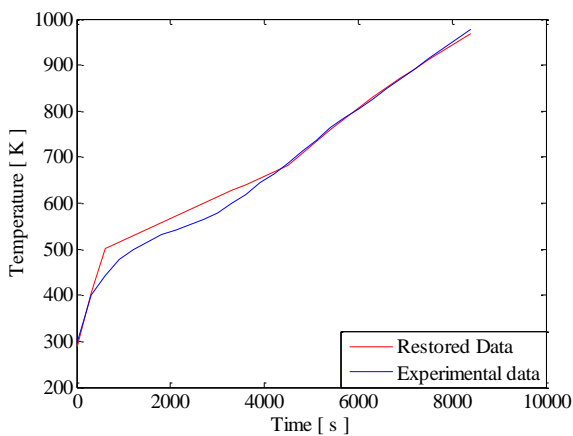


Figura 8.22: Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro corto con 3mm di rivestimento protettivo.

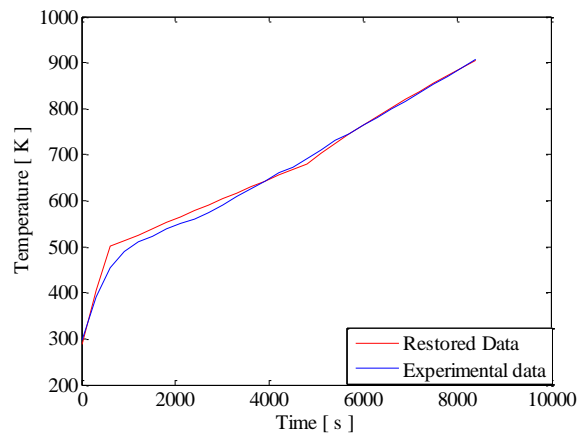


Figura 8.23: Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro lungo con 3mm di rivestimento protettivo.

La variazione per step della conduttività termica in funzione di valori di temperature fissate (488 K e 683 K) non ci consente un perfetto accoppiamento tra valori sperimentali e simulati. In particolare la temperatura ricostruita ha uno scostamento rispetto alla sperimentale dal punto T_1 , mentre si ottiene un riavvicinamento tra le due curve alle alte temperature. Tuttavia il risultato complessivo mostra che il modello semplice di conduttività termica qui adottato (eq. 8.1) non riesce a prevedere l'effetto termico della vernice intumescente con ragionevole precisione per l'uso pratico.

I parametri ricostruiti del modello di conduttività termica dello spessore di intumescente sono riportati in tabella 8.4:

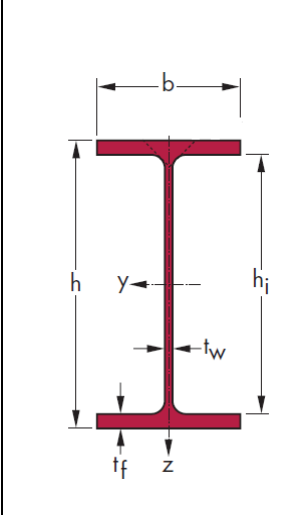
Tabella 8.4. Valori di conduttività termica stimati per tutte le tipologie di pilastri con 3 mm di protettivo, sottoposte a curva di riscaldamento ISO 834.

Pilastro Lungo λ_c [W/m K]	Pilastro corto λ_c [W/m K]	T[K]
$\lambda_1 = 0.0064$	$\lambda_1 = 0.0071$	$488 K \leq T \leq 683 K$
$\lambda_2 = 0.0120$	$\lambda_2 = 0.0161$	$683 K \leq T \leq T_c$
<i>Resid</i> = 13.3887	<i>Resid</i> = 21.264 K	

8.4.2 IPE 160 Pilastro Corto con Spessore Intumescente 2 mm e 0.3 mm

Questa tipologia geometrica è utilizzata nella costruzione dei pilastri, e dalla Promat abbiamo ricevuto i dati di temperatura dell'acciaio del pilastro corto, sia con spessore di intumescente di 2 mm che con spessore di intumescente di 0.3 mm.

IPE 160	
h	160 [mm]
h_j	145.2 [mm]
b	82 [mm]
t_w	5 [mm]
t_f	7.4 [mm]


Figura 8.24: Geometria della trave IPE 160.

La procedura della stima dei parametri è stata applicata ai dati sperimentali provenienti dai test in forno, su due pilastri di differente spessore di intumescente pari a 2 mm e 0.3 mm (Promapaint fornito dalla Promat), ma un'unica lunghezza di pilastro, il corto (circa 1000mm).

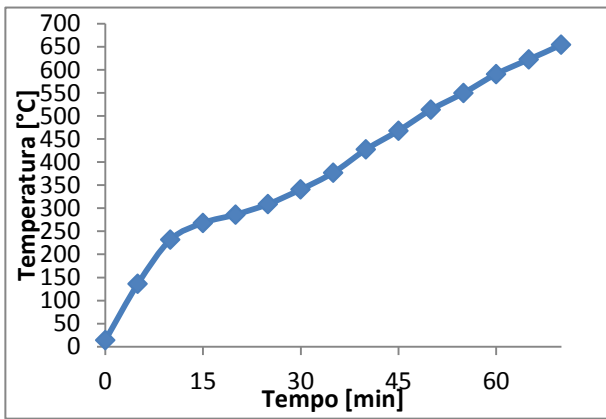


Figura 8.25: Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro corto con 2 mm di intumescente.

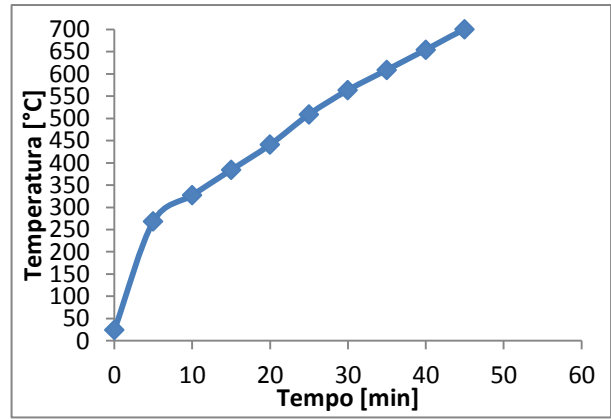


Figura 8.26: Andamento delle temperature sperimentali sul substrato di acciaio per il pilastro corto con 0.3 mm di intumescente.

E' stato quindi preso come modello di conduttività termica per lo strato di pittura quello specificato nella equazione 8.1, con i valori noti di λ_0 , T_1 e T_2 , rispettivamente assunti pari a 0.345 W/m K, 488 K e 683 K. Pertanto la procedura di stima ancora una volta ha avuto come obiettivo quello di ricavare i valori stimabili di λ_1 e λ_2 che infatti rappresentano i parametri sconosciuti. Per le travi che sono state sottoposte a prove sperimentali i dati relativi alla storia della temperatura ricostruiti sono stati ottenuti applicando la procedura della UIHCP e questi sono stati consequenzialmente comparati con i dati sperimentali, per i due pilastri, corto e lungo gli andamenti sono riportati nelle figura 8.27 e 8.28

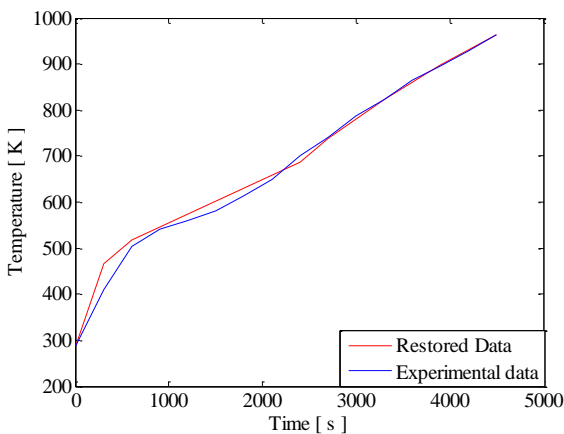


Figura 8.27: Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro corto con 2 mm di rivestimento protettivo.

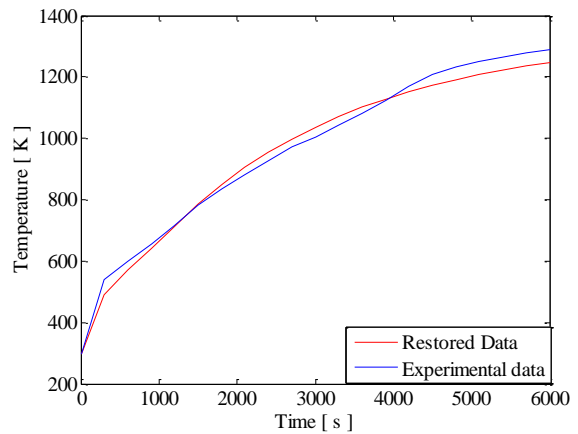


Figura 8.28: Comparazione tra i dati sperimentali e quelli ricostruiti di temperatura. Pilastro corto con 0.3 mm di rivestimento protettivo.

La variazione per step della conduttività termica in funzione di valori di temperature fissate (488 K e 683 K) non ci consente un perfetto accoppiamento tra valori sperimentali e simulati. In particolare la temperatura ricostruita ha uno scostamento rispetto alla sperimentale dal punto T_1 , mentre si ottiene un riavvicinamento tra le due curve alle alte temperature, cosa però non vera per lo spessore di 0.3 mm di intumescente. Tuttavia il risultato complessivo mostra che il modello semplice di conduttività termica qui adottato (eq. 8.1) non riesce a prevedere l'effetto termico della vernice intumescente con ragionevole precisione per l'uso pratico.

I parametri ricostruiti del modello di conduttività termica dello spessore di intumescente sono riportati in tabella 8.5:

Tabella 8.5. Valori di conduttività termica stimati per tutte le tipologie di pilastri con 2 mm e 0.3 mm di protettivo, sottoposte a curva di riscaldamento ISO 834.

Pilastro corto 2 mm λ_c [W/m K]	Pilastro corto 0.3 mm λ_c [W/m·K]	T[K]
$\lambda_1 = 0.0061$	$\lambda_1 = 0.0040$	$488 K \leq T \leq 683 K$
$\lambda_2 = 0.0126$	$\lambda_2 = 0.0060$	$683 K \leq T \leq T_c$
<i>Resid</i> =17.0244	<i>Resid</i> = 29.6266	

8.5 DESIGN OF EXPERIMENTS

Prima delle prove al cono calorimetrico (argomento del prossimo capitolo), sono state effettuate diverse simulazioni in ambiente Comsol, con lo scopo di stabilire se la culla in calcio silicato (individuata da letteratura come utile contenitore dei provini nella effettuazione delle successive prove termiche) che avrebbe dovuto contenere i nostri campioni, poteva avere reale influenza sugli andamenti delle temperature sull'acciaio e quindi sull'efficacia della caratterizzazione termica. Si sono inoltre svolte simulazioni per progettare al meglio tale campagna al cono calorimetrico, anche come potenza termica da irradiare sul nostro intumescente al fine di avere il migliore risultato possibile nella regolarità degli andamenti dei valori della conduttività termica equivalente. Inoltre si è lavorato con le tecniche di filtraggio del rumore di cui le nostre misurazioni primarie sono affette (quelle di temperatura) per evidenziare l'efficacia di tali tecniche (sequential estimation). Sono anche state simulate delle ipotetiche prove di caratterizzazione termiche alla fornace.

Tutti le tipologie della design of experiments si basavano su modelli matematici delle equazioni 8.3 e 8.4 modificate nel flusso di calore.

8.5.1 Design Of Experiments sul Cono Calorimetrico

La procedura ha visto coinvolti due ambienti simulativi, il Comsol ed il Matlab. Si sono simulati valori di flusso termico presenti nel range della apparecchiatura posseduta dal CNR di Trento, cioè valori che andavano da 25 kW/m² sino a 90 kW/m² evidenziando come la tecnica della sequential estimation, unita ai vari flussi di calore con anche addizionato un noise artificiale ci desse risultati migliori come regolarità della risposta per flussi di calore i più alti possibili.



Figura 8.29: Immagine della lastra di acciaio con sopra lo spessore di intumescente in ambiente Comsol.

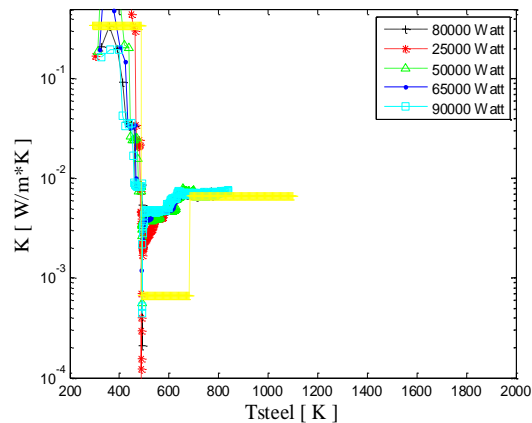


Figura 8.30: Comparazione tra i vari andamenti della conduttività termica equivalente ricostruita in ambiente Matlab durante la design of experiment.

8.5.2 Design Of Experiments sulla Fornace

In questa procedura, si è cercato di individuare simulativamente, quale delle diverse curve di riscaldamento parametriche (curva cellulosica, idrocarbureca etc) potesse dare migliori risultati nella successiva elaborazione delle conduttività termiche equivalenti, sono anche stati applicati dei noise ai valori delle misure (simulate) di temperature e consequenzialmente per testarne l'efficacia sono state poste delle tecniche di regolarizzazione (sequential estimation). Le dimensioni dei provini di acciaio ed il deposito della pittura intumescente sono identici a quelle del sottoparagrafo precedente, nel caso della prima campagna indagini di Trento. Alla luce della figura 8.31 possiamo affermare che qualsiasi curva di riscaldamento, permette una adeguata ricostruzione degli andamenti delle conduttività termica equivalente dell'intumescente. Da sottolineare è che la modellistica matematica impostata in questa fase degli studi, era un'approccio come da letteratura classica sugli intumescenti e quindi a differenza che le elaborazioni delle campagne di Trento, permetteva che non vi fossero dispersioni rilevanti lungo il fondo dei campioni e dunque che l'unica questione era legata al flusso

netto assorbito dalla faccia superiore del campione (quella esposta alla sorgente di calore) e dalla relativa emissività, e a quanto essa potesse realmente influenzare il flusso netto che successivamente penetrava all'interno dell'intumescente.

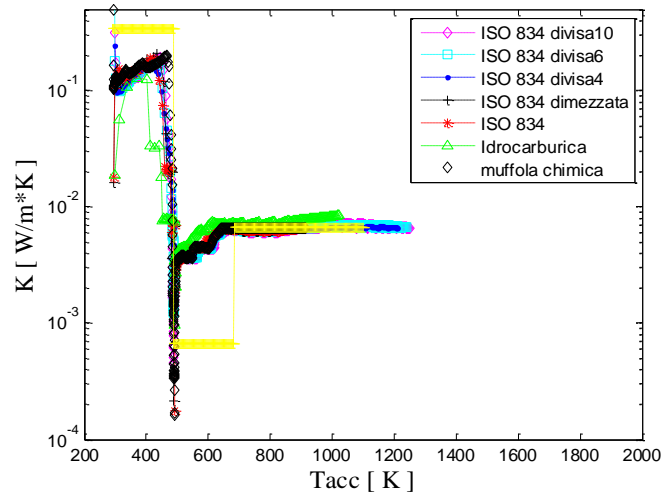


Figura 8.31: Comparazione tra i vari andamenti della conduttività termica equivalente ricostruita in ambiente Matlab durante la design of experiment in fornace.

8.5.3 Design Of Experiments sull'Efficacia dello Spessore di Isolante della Culla Portacampione

In questa parte del lavoro simulativo per comprendere strategie migliori di approccio alla nostra caratterizzazione termica delle pitture intumescenti ci siamo posti l'obiettivo di comprendere quanto fosse importante e quindi anche efficace porre lo spessore di calcio silicato sia lungo i lati che lungo il fondo delle piastre pitturate con vernice intumescente. Il descrittore di questa efficacia è rappresentata dalla temperatura simulata e registrata nel tempo. Abbiamo quindi costruito una piastra di acciaio ricoperta di intumescente ed adiabatica lungo i lati ed il fondo, successivamente abbiamo posto l'isolante calcio silicato con le sue caratteristiche geometriche e proprietà fisiche ed abbiamo simulato la stessa piastra ma questa volta non più in condizioni perfettamente adiabatiche, ma nelle condizioni di isolamento termico realmente ottenute dalle capacità isolanti del calcio silicato con il suo reale spessore posto in opera.

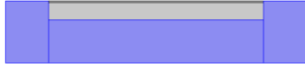


Figura 8.32: Immagine della lastra di acciaio con sopra lo spessore di intumescente in ambiente Comsol con spessore di isolante (dunque non adiabatico).



Figura 8.33: Immagine della lastra di acciaio con sopra lo spessore di intumescente in ambiente Comsol senza spessore di isolante (dunque adiabatico)..

Osservando la figura 8.34 gli andamenti delle temperature sull'acciaio maggiori nel caso della non adiabaticità risultano un vantaggio in quanto all'atto pratico durante le prove a cono calorimetrico si è capito come sarebbe stato importante dare all'intumescente alte temperature in poco tempo (indirettamente lo possiamo vedere in questo sottoparagrafo con le temperature dell'acciaio) per essere sicuri che tutte le reazioni dell'intumescenza potessero realizzarsi.

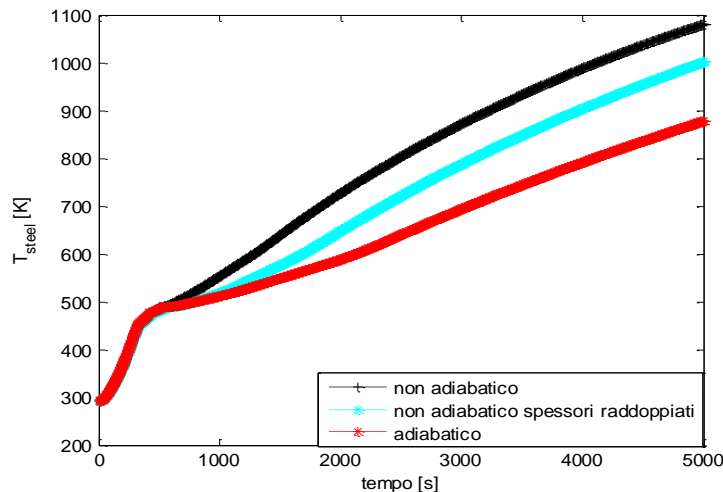


Figura 8.34: Andamenti delle temperature dell'acciaio ricoperto da intumescente ricostruita in ambiente Matlab durante la design of experiment in fornace.

9. INDAGINE SPERIMENTALE : CONO CALORIMETRICO PRIMA CAMPAGNA

La resistenza al fuoco dei protettivi passivi antincendio di tipo reattivo come le nostre pitture intumescenti viene effettuata attraverso test che risultano importanti sia come tempi di esecuzione che come costi, visto che ogni trave-colonna rivestita di vernice deve essere testata sotto le specifiche di norme tecniche che sono la EN-13381-4 e la EN 1363-1. Tuttavia gli alti costi, la bassa ripetibilità, le condizioni al contorno non realistiche o inappropriate, la confidenza statistica non proprio affidabile sono tutti problemi di questa procedura standard di omologazione per la resistenza al fuoco [Maluk C, 2012].

A differenza di questo modo di procedere ampiamente descritto dalle norme per l'omologazione ed in generale dalla progettazione antincendio di tipo prescrittivo, negli ultimi anni si sta imponendo all'attenzione degli addetti ai lavori la cosiddetta progettazione antincendio basata sulle performance (fire safety engineer) dei protettivi. Evidentemente per seguire questa bisogna ben comprendere le performance dei protettivi intumescenti [Elliot A, 2014].

In letteratura sono presenti diversi metodi che si basano sulle performance dei protettivi passivi, la maggior parte di questi metodi sfrutta la modellazione numerica sotto l'assunzione di proprietà termiche equivalenti del rivestimento intumescente. Questa metodologia può essere molto di aiuto per semplificare la procedura sperimentale e supportare la progettazione antincendio basata sulla *FSE* (Fire Safety Engineer), in letteratura si trovano svariati lavori [Mesquita L 2009a, Bartholmai M 2007, Mesquita L 2007, Anderson C. E 1988, Bartholmai M 2003, Omrane A 2007, Han Z 2010, Wang L L 2012]. Alcuni ricercatori hanno proposto di stimare la conduttività termica equivalente risolvendo il bilancio di energia in transitorio nella pittura intumescente. In questa procedura la misura diretta è quella della temperatura dell'acciaio utilizzato come substrato e la misura della temperatura dei gas della fornace (come è stato anche fatto in uno degli step del presente lavoro) [Elliot A 2014, Anderson C. E 1988, Wang L 2015] oppure del flusso di calore prodotto dal cono calorimetrico [ISO 5660-1 2002, Bartholmai M 2007, Mesquita L 2007]. Tuttavia, la determinazione del flusso netto di calore assorbito dalla pittura intumescente presenta difficoltà relativamente alla determinazione di tutti quei parametri che caratterizzano l'interazione termica con l'ambiente circostante, come ad esempio il coefficiente di assorbimento, di riflessione e di emissione della superficie, il fattore di vista e la temperatura ambientale ed il coefficiente di scambio convettivo. Per superare queste difficoltà, alcuni ricercatori [Elliot A 2014, Mesquita L 2007, Xianghe D 2010, Li G Q 2012] hanno presentato dei modelli semplificati per il calcolo della

conduttività termica effettiva dei rivestimenti spumificanti. Nonostante ciò, tutti questi approcci non hanno accuratezza sufficiente per via della “debolezza” del modo di determinare le condizioni al contorno del layer dell’intumescente. Per superare questo problema, in questa parte di ricerca si sono misurate le temperature direttamente dentro lo strato di intumescente. In questo modo la formulazione del problema inverso (utilizzato in tutte le diverse fasi di ricerca sperimentale) non ha bisogno della definizione delle variabili al contorno dello strato di intumescente e l’unico parametro della pittura da stimare rimane la conduttività termica equivalente che dovrà essere stimata attraverso la soluzione del problema inverso dello scambio di calore per conduzione. Si vedrà come con il proseguire delle indagini effettuate venga affinato l’approccio sperimentale.

9.1 PROVINI

Così come è noto dalle pagine precedenti la pittura intumescente oggetto di indagini della presente tesi era una pittura a base di acqua, appositamente progettata per rivestire strutture in metallo. È stato quindi necessario cercare di riprodurre in laboratorio una sollecitazione al calore complessivo dell’intumescente che potesse essere quanto più fruibile alla successiva elaborazione dei dati, ed inoltre potesse rispecchiare anche le reali condizioni di incendio a cui è potenzialmente sottoposta. Per questo motivo nelle prove laboratoriali sono state utilizzate delle piastre di ferro Fe360 che rispecchiano in toto le caratteristiche di un normale acciaio da costruzione (Normativa EC 2008 s235 o B450c). Lo spessore delle lastre sia della prima campagna di indagine (pari ad 8mm) che della seconda campagna di indagine (pari a 4mm e meglio evidenziato nel capitolo successivo) ha rispettato sia dal punto di vista teorico (calcolo del Biot) che pratico (riscontro della temperatura sperimentale in diversi punti della piastra) la condizione della lumped capacitance, abbiamo dunque nella lastra ad istante temporale definito, durante il riscaldamento, la stessa temperatura per qualsiasi posizione spaziale presa in considerazione.

Nella prima campagna di prove sperimentali le lastre di acciaio erano di spessore 8 mm e di dimensioni come descritto nelle figure 9.1, 9.2, 9.3, sui quali sono stati depositi prima il primer e quindi in diverse sedute lo spessore di intumescente desiderato, il quale a sua volta ha fatto riferimento ai diversi articoli di carattere scientifico. Inoltre è da sottolineare la posizione delle termocoppie per la raccolta dei dati, due di queste sono state poste sotto il substrato di acciaio e si sono aggiunte altre due termocoppie poste verticalmente rispetto alla lastra e passanti nel punto centrale come da figura 9.3.



Figura 9.1: Dimensioni geometriche di una lastra di acciaio quadrata.

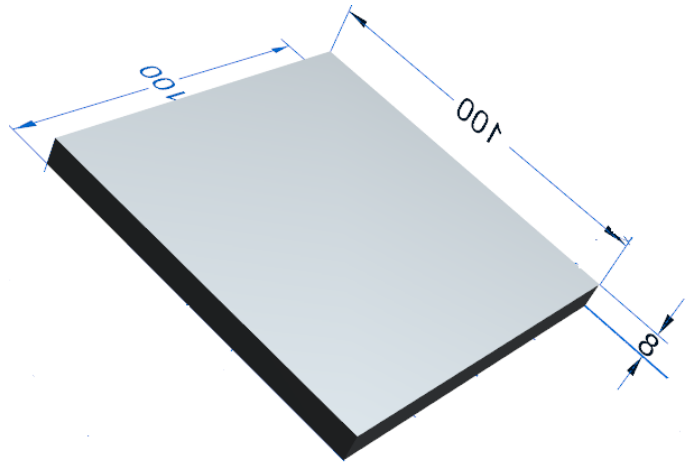


Figura 9.2: Dimensioni in millimetri di una lastra in acciaio sottoposta alla prima delle due campagne di indagine.

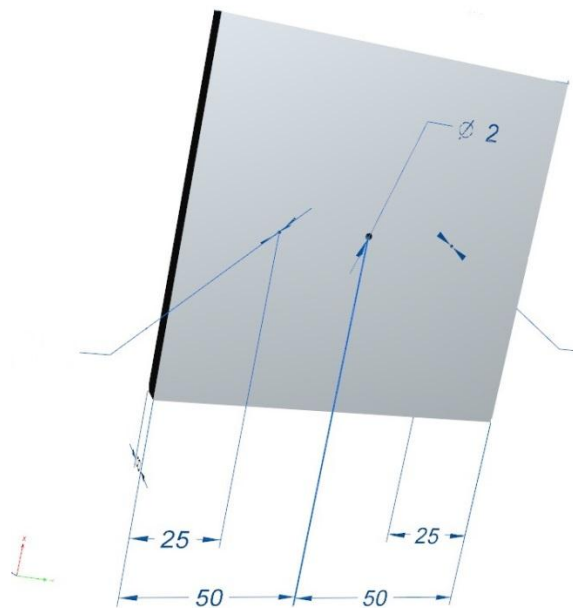


Figura 9.3: Posizione delle termocoppie sul fondo e foro passante al centro per le termocoppie verticali.

9.2 CULLA ED ESOSCHELETRO

Facendo riferimento a diversi articoli presenti nella letteratura scientifica per condizionare le prove dal punto di vista termico si è deciso di approntare una culla con esoscheletro di acciaio e costituita internamente da lastre di materiale termicamente isolante (della Promat), il promatect L a base di

calcio silicato le cui caratteristiche di conduttività non variano molto al variare della temperatura così come mostrato in figura 9.5:

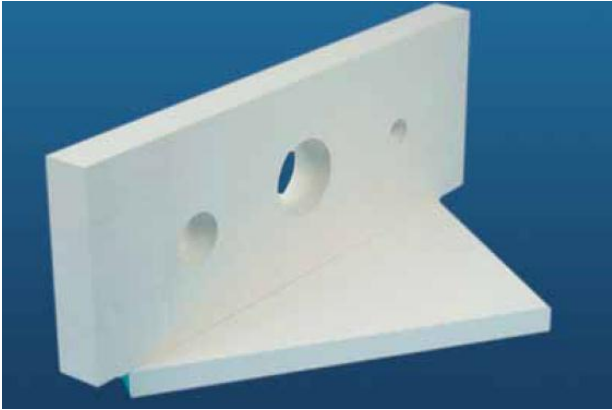


Figura 9.4: Esempi di tagli e lavorazioni per il Promatect L utilizzato per la costruzione della culla.

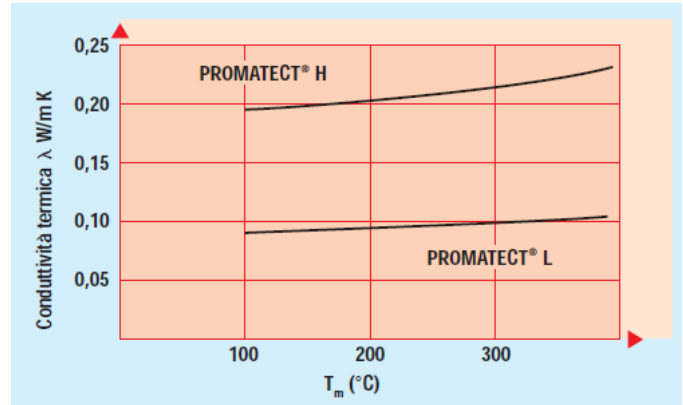


Figura 9.5: Andamento della conduttività termica al variare della temperatura.

Questo materiale, da studio di letteratura si è evidenziato avere un ottima lavorabilità ed un buon potere di isolamento termico, nonostante non vi siano all'interno presenza di fibre di amianto. E' inoltre caratterizzato da buona resistenza all'umidità ed anche da una resistenza chimica agli acidi deboli (che si potrebbero sviluppare durante le nostre prove sperimentali). Altra importantissima proprietà è la stabilità in caso di incendio ed incombustibilità (appartiene alla classe 0).

Le dimensioni del portacampioni (culla) hanno tenuto conto sia delle dimensioni stesse dei provini (che sarebbero stati alloggiati internamente) che delle caratteristiche di dilatabilità con la temperatura da parte del substrato in acciaio del provino ricoperto di intumescente. Le dimensioni della base e delle pareti laterali sono quelle di figura 9.6 e 9.7 (in millimetri) e sono coerenti in parte con le dimensioni con giogo dei campioni così come specificato dalla norma di standardizzazione delle prove a cono calorimetrico ISO 5660-1.

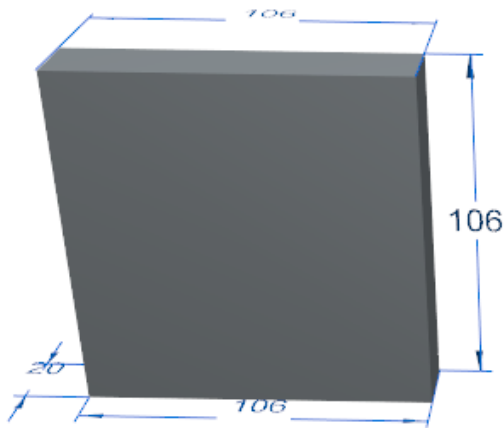


Figura 9.6: Dimensioni in mm della base della culla realizzata in calcio-silicato.

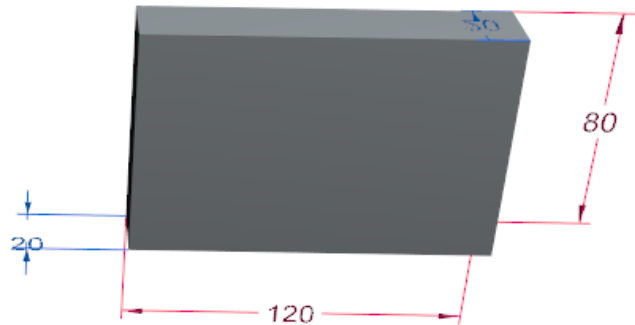


Figura 9.7: Dimensioni in mm di una (delle sue quattro) pareti laterali della culla.

Le distanze della superficie libera del campione depositato nella culla sono state testate per permettere al cono calorimetrico di raggiungere il flusso di calore desiderato e scelto per le prove.

Nonostante la buona resistenza meccanica del calcio silicato che ci avrebbe potuto far pensare di tenere insieme la geometria della culla attraverso il fissaggio per viti di pareti e base, per non sollecitare con fori la stabilità del calcio-silicato si è preferito realizzare un esoscheletro molto sottile, in lamina di acciaio, che potesse contenere e tenere insieme il sistema isolante (culla) a base di silicato di calcio. La realizzazione finale è mostrata in figura 9.8:



Figura 9.8: Esoscheletro contenitivo e culla per i campioni sottoposti a prove termiche a cono calorimetrico.

9.3 TERMOCOPPIE E SISTEMA DI ACQUISIZIONE DATI

Nello studio termico delle proprietà fisiche della pittura intumescente attraverso l'utilizzo della metodologia del problema inverso il campo delle temperature utilizzate come dati di Input sono state ricavate con l'utilizzo di diverse termocoppie di tipo K.



Figura 9.9: Schema teorico di una termocoppia.

Utilizzare le termocoppie come sensori di temperatura presenta notevoli vantaggi: hanno un costo non elevato, permettono di coprire un intervallo di temperatura sufficientemente ampio e non richiedono sorgenti di corrente esterna per funzionare. Le termocoppie sfruttano l'effetto Seebeck (dato a sua volta dalla somma sia dell'effetto Peltier che dell'effetto Thomson), il quale prevede, per un circuito formato da due conduttori diversi, sottoposto a un gradiente di temperatura, la nascita di una differenza di potenziale sui terminali del circuito proporzionale a tale gradiente. Il funzionamento della termocoppia può essere schematizzato come in figura 9.9: i due fili, di materiali diversi, sono uniti tramite saldatura e formano il giunto caldo. È così possibile misurare la differenza di potenziale che si viene a creare tra i due filamenti e tramite questa misura risalire alla temperatura del giunto caldo.

Per i test svolti si sono utilizzate termocoppie del **tipo K**, costituite da Chromel (Ni-Cr) (+) Alumel (Ni-Al) (-), sono termocoppie di uso generale, economiche e disponibili in una grande varietà di formati. Il loro intervallo di misura va da -200 C a 1260 C. La sensibilità è di circa $41\mu\text{V}/^\circ\text{C}$, (figura 9.10).

Il segnale in tensione, prodotto dai sensori, viene poi indirizzato a un multimetro di precisione che lo legge e lo rimanda ad un computer per l'elaborazione (figura 9.11). Il sistema di acquisizione dati è costituito da un multimetro Agilent 34970A interfacciato ad un normale Netbook sul quale è stato installato un software dell'azienda costruttrice del multimetro per poter settare le variabili che

si vorranno registrare e visionare durante la prova diverse termocoppie (Tersid serie MTS 15000 di tipo K resistenti alle alte temperature e con diametro pari ad 1mm).

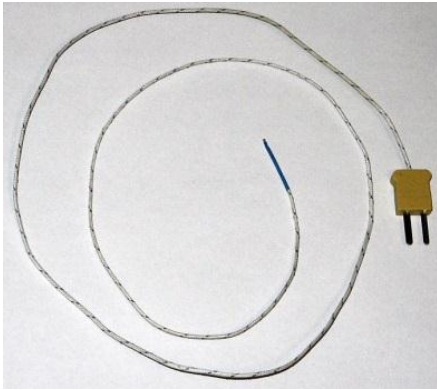


Figura 9.10: Esempio di termocoppia utilizzate durante la fase laboratoriale.



Figura 9.11: Multimetro Agilent 34970A.

9.4 CONO CALORIMETRICO

Nel 1982 l'Istituto Nazionale di Standard e tecnologia (NIST) ha sviluppato un nuovo tipo di apparecchiatura per la realizzazione di misure sulla velocità di rilascio del calore. Il tasso di rilascio di calore è stato poi eletto a fattore chiave per descrivere l'infiammabilità dei materiali, prodotti, e assemblati. Strumenti da laboratorio per la misura del tasso di cessione di calore erano già disponibili da più di un decennio. Questi dispositivi, erano o progettualmente semplicistici e quindi soggetti a valori elevati degli errori di misura; oppure, capaci di una buona precisione di misura, ma al costo di un'estrema complessità costruttiva. Durante gli anni settanta una serie di principi furono scoperti e questi furono molto utili per la misura della velocità di rilascio del calore. Tra questi troviamo il "principio del consumo di ossigeno" (ovviamente il metodo richiede una misurazione molto precisa della concentrazione dell'ossigeno), e si riuscì in questo periodo anche a semplificare l'hardware. Fu dunque approntato presso il NIST un programma di ricerca che portasse alla costruzione di un impianto da laboratorio per la misura della velocità di rilascio di calore e di un metodo standard per la misura che divenisse un riferimento internazionale. L'apparecchiatura costruita venne battezzata con il nome di Cono Calorimetrico, nome attribuito dalla forma conica dell'elemento riscaldante.

Le prove al calorimetro a cono forniscono informazioni riguardanti la combustione forzata dei materiali; i dati che si ottengono sono:

- Time To Ignition (TTI): il tempo che intercorre tra l'esposizione del campione al flusso di calore del cono e la sua accensione
- Peak Heat Release Rate (pkHRR): il picco massimo di tasso di rilascio di calore che il campione mostra
- Time To Peak (TTP): il tempo necessario per raggiungere il valore massimo di HRR
- Total Heat Release (THR): il calore totale svolto dal campione durante la combustione
- Mean CO₂ Yield: il rendimento medio di CO₂ riferito alla massa del campione
- Mean CO Yield: il rendimento medio di CO riferito alla massa del campione
- Total Smoke Release (TSR): la quantità totale di fumi svolti riferita al volume di campione
- Residual (Res): è la percentuale in massa di residuo alla fine dalla combustione

Il tasso di rilascio di calore è calcolato dalla misura del consumo di ossigeno effettuata determinando la concentrazione di ossigeno residua nella miscela dei gas di combustione. Nel caso in cui si utilizzi l'analizzatore CO/CO₂ nel calcolo del tasso di rilascio di calore sono utilizzate le concentrazioni di O₂, CO e CO₂. Il calore effettivo di combustione è determinato dalla misura concomitante della perdita in massa del campione ed il tasso di rilascio di calore. Lo sviluppo di fumi è misurato con un sistema laser che valuta la variazione di trasmittanza del cammino ottico nel quale scorrono i prodotti del processo di combustione. L'innescò della fiamma è determinata da un arco elettrico che però nel nostro caso non è stato utilizzato. La normale orientazione del campione e del cono riscaldante è orizzontale, tuttavia è possibile eseguire prove in configurazione verticale .



Figura 9.12: Immagine rappresentante un Cono Calorimetrico.

Il sistema del cono calorimetrico è dunque un sistema ad elevata tecnologia utilizzato nei fire-test, in cui la velocità di rilascio del calore è correlata alla velocità di sviluppo della combustione e conseguentemente alla velocità di rilascio dei fumi e dei gas tossici [Leonard J. E., 2000].

Il sistema è costituito da:

1. Conical Heater;
2. Split shutter mechanism;
3. Speciment Holders;
4. Load Cell;
5. Spark Ignition;
6. Exhaust system;
7. Gas Sampling;
8. Oxygen Analyser;
9. Smoke Obscuration;
10. Heat Flux Meter;
11. Calibration Burner;
12. Data Acquisition/Switch Unit;
13. Windows Software.

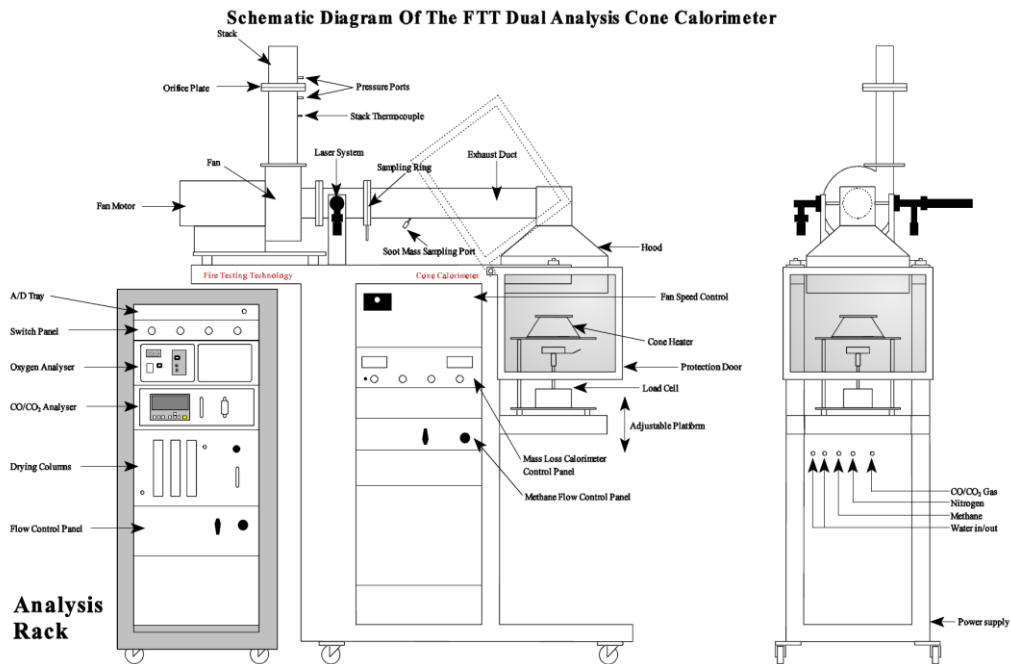


Figura 9.13: Schema generale del cono calorimetrico.

- Conical heater:

Questo riscaldatore conico, ha la funzionalità di emettere calore e di fare avvenire l'aumento di temperatura nel provino, in maniera tale da farlo infiammare dopo alcuni minuti. In figura è rappresentato il cono emettitore di calore ed il provino in fiamme; E' interessante osservare le resistenze all'interno del cono come siano di colore rossastro per l'emissione del calore.

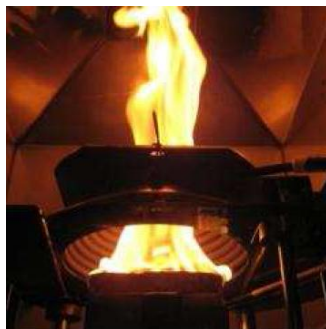


Figura 9.14: Riscaldatore in funzione con l'accensione del provino..

- A split shutter mechanism:

Un meccanismo di protezione che protegge il campione prima della prova. In questo modo si garantisce la stabilità della massa iniziale e l'aggiunta all'operatore di un tempo per il controllo del

sistema prima di iniziare la prova. Questo tempo aggiunto, è molto importante per i campioni facilmente infiammabili, che spesso si abbruciano prematuramente se non venisse utilizzato tale meccanismo.



Figura 9.15:Protezione del campione.

- Speciment Holders:

Il contenitore del provino ha una forma rettangolare di dimensioni 100mmx100mm ed un'altezza max di 50mm.



Figura 9.16:Contenitore del provino.

- Load cell:

Essa serve per valutare la perdita di peso del provino durante le fasi di combustione.



Figura 9.17:Cella di carico.

- Spark Ignition:

Strumento di accensione a scintilla.

- Exhaust system:

Sistema di scarico in genere in acciaio inox per garantire una durata maggiore dello strumento. Questo sistema comprende una cappa, una sonda di campionamento del gas di anello, una ventola di scarico (con regolazione del flusso di controllo da 0-50 g/s, con una risoluzione di almeno 0,1 g/s) e un piatto con un foro di portata pari a 24 l/s.



Figura 9.18: Sistema di scarico.

- Gas Sampling:

Sistema comprendente particolari filtri refrigerati, una cella frigorifera, una pompa e colonne per il controllo del flusso.

- Oxygen Analyser:

Il sistema comprende anche analizzatori di ossigeno paramagnetici, che hanno un intervallo di 0-25% ed un rendimento compatibile con le norme.

- Smoke Obscuration:

L'intensità del fumo viene misurata con un sistema laser, utilizzando fotodiodi, ed un laser ad elio di 0,5 mW, con foto rivelatori di riferimento (compensatori).

- Heat Flux Meter:

Sistema per l'impostazione del livello di irradianza sulle superficie dei campioni.

- Calibration Burner:

Sistema per calibrare il tasso di rilascio del calore, misurato con gli apparecchi che utilizzano il metano con purezza pari al 99,5%.

- Data Acquisition/Switch Unit:

Strumento di acquisizione dati.



Figura 9.19: Strumento di acquisizione dati.

Nel caso della nostra indagine il cono calorimetrico è stato utilizzato esclusivamente come una fonte di energia radiante a flusso noto e lo scopo dell'indagine è stata la registrazione nel tempo delle temperature della piastra ricoperta da vernice e delle temperature nella vernice stessa attraverso le cosiddette termocoppie verticali.

9.5 INDAGINE SPERIMENTALE : DATI E RISULTATI

Importante è a questo punto parlare più estensivamente del parametro oggetto della nostra ricerca, cioè della conducibilità termica.

Per comprendere al meglio, la risposta termica di componenti per la protezione passiva alle alte temperature è fondamentale la conoscenza delle proprietà termiche dei materiali e i loro cambiamenti con la temperatura. La differenza in performance dei diversi materiali isolanti è principalmente dovuta alla capacità di essere sottoposti ad elevate temperature in superficie senza che si abbia una significativa conduzione di calore nel substrato. E' ben noto (ancora più importante per noi che ci prefiggiamo di poter avere dei valori di conduttività della pittura intumescente da poter utilizzare in fase di progettazione antincendio) che le proprietà termiche dei materiali giocano un ruolo cruciale nella modellazione numerica del trasferimento di calore. La conoscenza della variazione delle proprietà termiche con la temperatura risulta essenziale per la predizione della velocità del trasferimento di calore nelle strutture, una piccola variazione della conduttività può essere causa di un sostanziale cambiamento nelle temperature che si otterranno. Quindi possiamo dire che la trasmissione del calore dovuta a sola conduzione si potrà avere esclusivamente in materiali solidi non porosi e non trasparenti. Nei solidi porosi (come la nostra pittura intumescente dopo che abbia reagito) il meccanismo della trasmissione del calore è una combinazione di

conduzione, convezione e radiazione. La conduttività termica per questo tipo di solido è chiamata *effettiva* (o *apparente*). La conduttività termica effettiva è una proprietà sensibile a molti fattori. Questi fattori possono essere la temperatura, la densità, l'umidità, il grado di cristallinità, la proporzione tra i diversi materiali costituenti e le loro singole conduttività, la tipologia dei pori dei materiali porosi, il tipo di fluido dentro i pori eccetera. Ed è per questo motivo che nonostante i diversi studi che si possono trovare in letteratura, i quali hanno cercato di stimare l'effettiva conduttività termica di vari materiali porosi i diversi risultati ottenuti trovano spiegazione nei tanti parametri che possono influenzare la stima. Come anche detto sopra, un altro fattore importante nella determinazione della conduttività termica è legato all'emissività del materiale per determinare se il nostro sistema ha acquisito o ceduto calore all'ambiente circostante. E' noto come alcuni materiali riescano a sopportare temperature importanti in un incendio proprio grazie alla loro capacità di riflettere la maggior parte del calore radiativo.

9.6 TEST AL CONO CALORIMETRICO: PRIMA CAMPAGNA

Come detto nel paragrafo precedente le proprietà termiche delle pitture intumescenti sono spesso sconosciute e difficili da stimare per via della loro significativa variazione durante il processo di espansione, per queste ragioni la validazione della resistenza al fuoco dei prodotti venduti commercialmente è basata su metodi estensivi e costosi che prevedono che ciascuna configurazione di vernice e travi siano testati uno alla volta. Adottando invece un'approccio basato sulla modellazione termica del rivestimento intumescente potrebbe essere d'aiuto nel rendere maggiormente semplice la procedura di omologazione delle pitture ed anche di supporto alla progettazione antincendio di strutture. La presente parte di investigazione intende dunque sviluppare una metodologia per ottenere la conduttività termica equivalente delle pitture intumescenti sottoposte, questa volta, a differenza della prima parte sperimentale, all'azione di un cono calorimetrico. La procedura di stima come nei test in forno, è anche in questo caso basata sull'approccio del problema inverso dello scambio conduttivo, dove però le temperature sperimentali date come input al problema inverso non sono più quelle dell'acciaio ma sono i valori misurati da due termocoppie durante il processo di espansione, poste all'interno dell'intumescente. Alcuni ricercatori [Mesquita L 2009a, Bartholmai M 2007, Mesquita L 2007, Anderson C. E 1988, Bartholmai M 2003] hanno proposto di stimare la conduttività termica dell'intumescente attraverso il problema inverso della conduzione monodimensionale e non stazionaria nella pittura intumescente. In questa procedura i parametri misurati direttamente erano gli andamenti di temperatura nel tempo del substrato di acciaio (sulla quale la vernice era depositata) e la temperatura della fiamma [Anderson C. E 1988] oppure la densità di flusso di calore prodotto dal

cono calorimetrico [Bartholmai M 2007, Mesquita L 2007]. Tuttavia in questi lavori il flusso di calore netto assorbito dalla superficie libera dell'intumescente rappresentava un problema non risolto, soluzione che secondo il loro approccio si sarebbe dovuta ricercare in una stima efficace di diversi parametri di interazione con l'ambiente esterno, come il coefficiente di assorbimento, di riflessione ed emissione della superficie, il fattore di vista, il coefficiente convettivo ed altri come evidenziato nella figura 9.20.

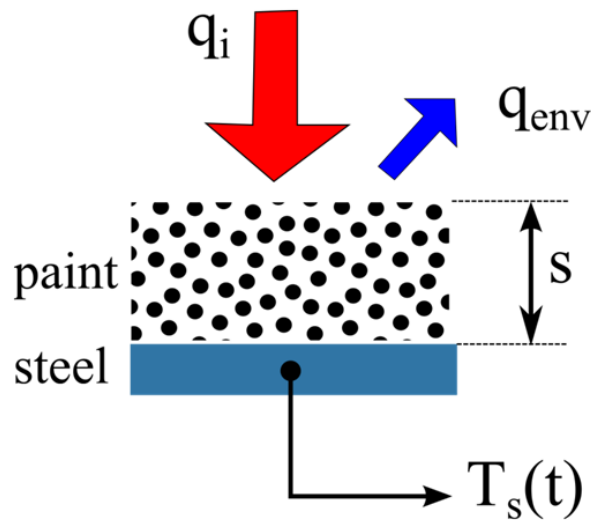


Figura 9.20 Approccio termico del problema inverso monodimensionale

Altri lavori [Mesquita L 2007, Xianghe D 2010, Li G Q 2012] hanno stimato la conduttività termica equivalente attraverso l'inversione di una semplice formula, come nel caso della regolamentazione tecnica. Tuttavia dallo studio di questi lavori si è notato come i valori stimati della conduttività termica equivalente risultassero in alcuni casi poco verosimili dato che il valore assunto negli articoli risultava a parità di temperatura minore della conduttività termica dell'aria. Tutti questi approci citati non garantiscono di raggiungere risultati con sufficiente accuratezza e la motivazione a giudizio dello scrivente è da ricercarsi nella mancanza di dati affidabili sui fenomeni termici che avvengono lungo i contorni dello strato intumescente. Per superare questa difficoltà, in questa seconda parte dello studio sperimentale, sono state introdotte misure di temperatura direttamente all'interno dell'intumescente durante l'intera fase di riscaldamento. In questo modo la costruzione del problema inverso non richiede la formulazione delle condizioni al contorno alla superficie libera del rivestimento, soggetta al flusso di calore, mentre la conduttività termica effettiva dell'intumescente rimane l'unico parametro sconosciuto dello spessore di protettivo, da stimare dunque attraverso la soluzione del problema inverso della conduzione di calore.

9.6.1 Setup Sperimentale e Procedura di Stima

La pittura intumescente sottoposta ad indagine sperimentale anche in questa seconda fase è il Promapaint (fornitoci dalla Promat) a base d'acqua. La conduttività termica equivalente dello strato di intumescente è stata misurata per due differenti spessori iniziali di pittura: 0.8 mm, (campione chiamato S08) e 1.2 mm (campione chiamato S12). La pittura è stata posta su una superficie quadrata di acciaio con lato di 100 mm e spessore di 8 mm. I campioni preparati sono stati quindi sottoposti ad un flusso di calore nominale imposto di 50 kW/m^2 prodotto da cono calorimetrico con il cono radiante posto ad una distanza dalla superficie del campione pari a 80 mm. Tutte le restanti superfici del campione sia quelle laterali che la superficie inferiore, sono state termicamente isolate con 2 cm di spessore di calcio silicato. L'intero apparato è stato quindi posto in un esoscheletro metallico aperto superiormente, come evidenziato in figura 9.21

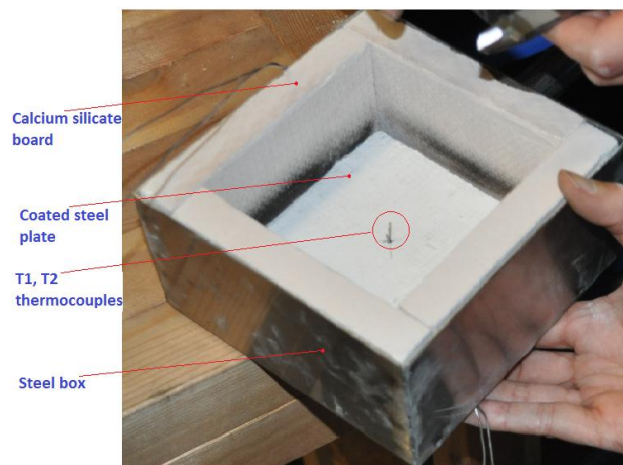


Figure 9.21 Campione settato per l'esecuzione del test al cono calorimetrico

La temperatura della piastra di acciaio, T_s , nel corso del test è stata misurata da due termocoppie di tipo K, poste in contatto con la faccia posteriore. Le temperature all'interno dell'intumescente misurate da ulteriori due termocoppie di tipo K, le quali termocoppie osservandole ulteriormente sono protette da una corazza metallica a sezione trasversale circolare con corona circolare da 1 mm di diametro. Chiamiamo formalmente queste termocoppie T_1 e T_2 rispettivamente. Queste ultime sono state installate attraverso un piccolo foro fatto nell'esoscheletro metallico e nella piastra di acciaio in posizione normale alla superficie rivestita di protettivo, ponendole ad una distanza reciproca pari a 2 mm. Questa tipologia di posizionamento delle termocoppie T_1 e T_2 è stata decisa per prevenire degli spostamenti delle stesse durante il rigonfiamento della pittura sottoposta a test. Tuttavia questa soluzione poneva l'esatta identificazione della posizione dell'elemento sensibile della termocoppia particolarmente problematica. Da queste premesse, sulla base dei dati forniti dal

produttore è stato assunto che l'elemento sensibile della termocoppia si trovasse 0.5 mm al di sotto dell'apice della guaina metallica protettiva della termocoppia. Con questa assunzione le distanze degli elementi sensibili delle due termocoppie dalla superficie libera delle piastre di acciaio è data nella tabella 9.0

Tabella 9.0. Distanza (mm) dell'elemento sensibile delle termocoppie dalla superficie metallica del campione.

Campioni	Termocoppia T_1 [mm]	Termocoppia T_2 [mm]
S08	5.5	13.3
S12	8.8	15.6

Dopo un intervallo di tempo, sufficientemente lungo le termocoppie T_1 e T_2 vengono incorporate nel materiale intumescente e quindi iniziano a misurarne la temperatura (figura 9.22). In considerazione della conduttività termica delle piastre d'acciaio elevata, del loro spessore ridotto, si può assumere che il comportamento termico, quando esposta al flusso di calore, sia rappresentabile come un sistema a capacità concentrata.

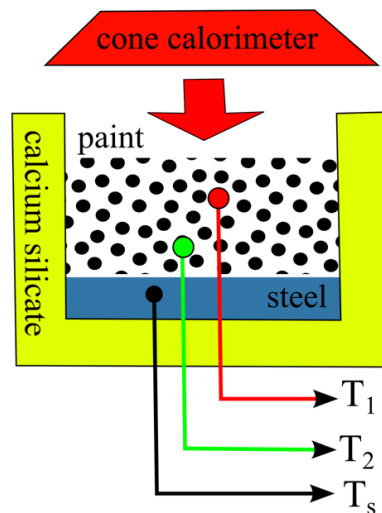


Figure 9.22 Schematizzazione del test al cono calorimetrico

Questa assunzione permette di stimare il flusso di calore q , trasmesso alla piastra metallica attraverso lo spessore di protettivo, utilizzando il bilancio di energia sulla piastra stessa. Infatti denotando con q_s e q_d , il calore assorbito dalla piastra d'acciaio e il calore perso attraverso la superficie posteriore della stessa piastra, rispettivamente, riferendo il bilancio di energia all'unità di superficie della piastra substrato potremo scrivere:

$$q = q_s + q_d = \rho_s c_s s \frac{dT_s}{dt} + K(T - T_a) \quad (9.1)$$

Dove ρ_s , c_s , s , sono rispettivamente la densità, il calore specifico, e lo spessore della piastra, K è il coefficiente globale di scambio termico del calore perso dalla faccia posteriore del campione nell'ambiente la cui temperatura è T_a [Anderson C. E 1988]. Una volta che l'intumescente si è completamente sviluppato il flusso di calore q , diviene approssimativamente una costante.

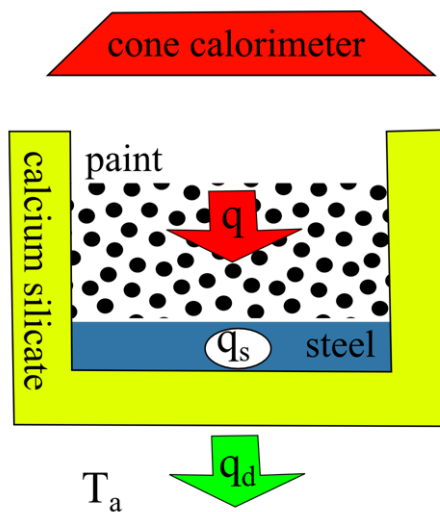


Figure 9.23 Schematizzazione termica del test al cono calorimetrico.

Quanto appena detto implica che il regime termico attraverso l'intumescente è approssimativamente stazionario e come conseguenza la conduttività termica equivalente dello spessore potrà essere stimato attraverso l'applicazione diretta della legge di Fourier per una situazione monodimensionale:

$$\lambda_{eq} = \frac{q \cdot d}{\Delta T} \quad (9.2)$$

Dove il ΔT è la differenza di temperatura tra due piani paralleli (nell'intumescente) della faccia del campione, poste a distanza d tra di loro. Sfortunatamente, rispetto al presente setup sperimentale, l'applicazione della equazione 9.2 non è possibile, in quanto, le termocoppie installate verticalmente perturbano il campo di temperature. Infatti, un flusso di calore importante passa attraverso di loro lungo la guaina delle termocoppie portando una misura delle temperatura più basse se invece esse stesse non ci fossero.

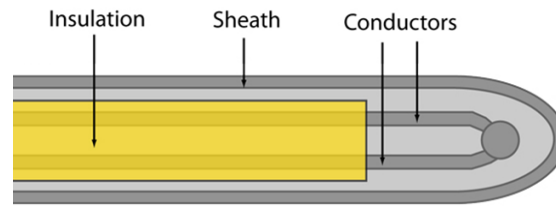


Figure 9.24 Schematizzazione di una termocoppia di tipo K.

Per questo motivo, il problema inverso della conduzione del calore nell'intumescente viene formulato come rappresentato nella figura 9.25

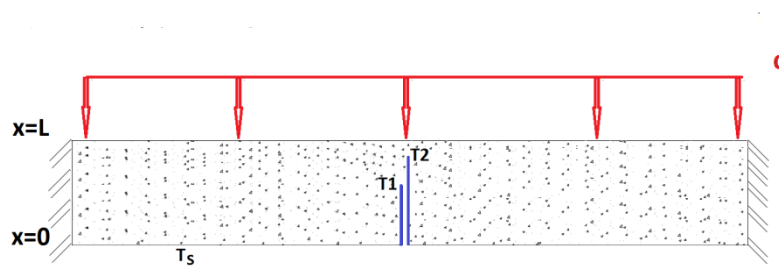


Figure 9.25 Schematizzazione termica del problema inverso della conduzione di calore

Nel punto $X=0$ la temperatura è nota e misurata dalle termocoppie T_s , poste in contatto con la piastra metallica. Lo spessore L è settato in maniera arbitraria, ma in modo che la temperatura sul piano a distanza L si possa considerare uniforme. Alla distanza L si prende come condizione al contorno, la condizione di Neumann e sempre a questa distanza viene anche imposto il flusso di calore stimato dalla equazione 9.6. Le termocoppie sono state modellate nel problema inverso, seguendo le specifiche di fabbricazione del costruttore. Alla distanza L la temperatura risulta non nota, mentre lo è al punto 1 e 2 , in quanto misurato dalle termocoppie T_1 e T_2 rispettivamente. La superficie laterale dello strato di intumescente viene considerata adiabatica. La presenza delle termocoppie T_1 e T_2 , la cui guaina metallica può perturbare significativamente il campo di temperature rende consequenzialmente il problema tridimensionale. Data la lenta variazione delle condizioni termiche conseguentemente al completo sviluppo dello strato di intumescente, il problema della conduttività termica è risolto nello stato stazionario.

Nel test al cono calorimetrico ci aspettiamo che la temperatura lungo lo spessore di intumescente vari di diverse centinaia di Kelvin. In accordo con con le analisi di Staggs [Staggs J E J, 2010], la

variazione corrispondente della conduttività termica equivalente dell'intumescente espanso a formare lo stadio finale chiamato char, dovrebbe essere molto importante. Tuttavia, in questa seconda fase di sperimentazione verrà assunta la conduttività termica equivalente come valore uniforme, questo con l'obiettivo che tale assunzione sia solo in una prima fase di stima. La conduttività termica equivalente è stata quindi stimata richiedendo che la seguente funzione obiettivo avesse un minimo [Beck J V, 1985]:

$$F(\lambda_{eq}) = [T_{measured} - T_{computed}(\lambda_{eq})]_1^2 + [T_{measured} - T_{computed}(\lambda_{eq})]_2^2 \quad (9.3)$$

Dove $T_{measured}$ è il valore di temperatura misurata dalle termocoppie T_1 e T_2 mentre $T_{computed}(\lambda_{eq})$ è il corrispondente valore di temperatura dato dal modello numerico che è in funzione della conduttività termica equivalente.

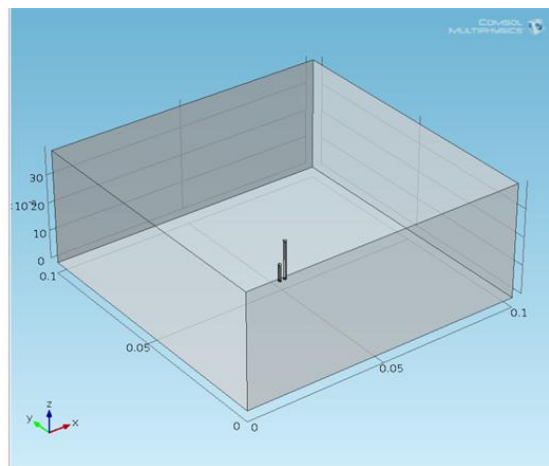


Figure 9.26 Modello tridimensionale dello spessore di intumescente modellato in ambiente Comsol.

9.6.2 Risultati Sperimentali

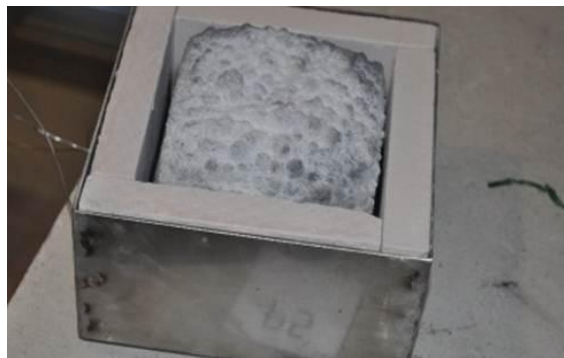


Figure 9.27 Situazione finale della piastra con intumescente alla fine del test al cono calorimetrico.

I test al cono calorimetrico è stato fatto andare per circa 4000 secondi (S08 e S12). La figura 9.28 mostra il trend delle temperature nel tempo del substrato di acciaio, ottenuto come media dei valori letti dalle due termocoppie poste sul fondo della piastra dei campioni sottoposti a test. Nell'intervallo di tempo considerato per stimare la conduttività termica dello spessore di intumescente, le due termocoppie poste sotto la piastra hanno dato valori coincidenti con scarti massimi di 1 o 2 °C, per i campioni S08 e S12, rispettivamente.

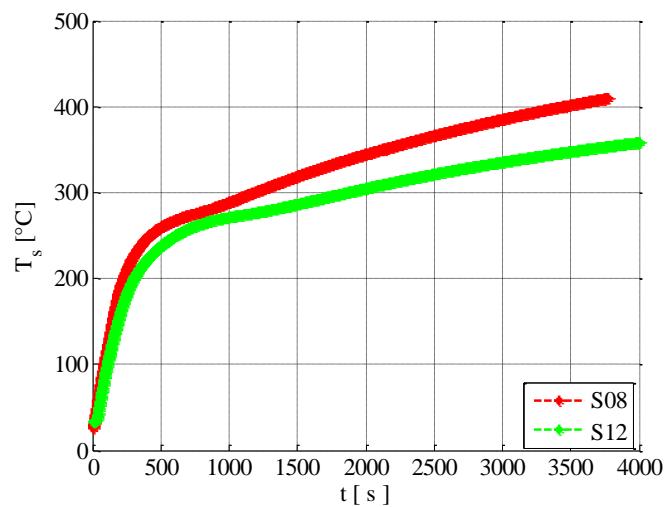


Figure 9.28 Temperature dell'acciaio nel tempo acquisite al cono calorimetrico.

Così come ci si poteva aspettare, la temperatura della piastra metallica cresce in modo monotono, ma la velocità, che continua a decrementare sino al termine del tempo di residenza dei campioni nel cono calorimetrico. Un comportamento simile è commentato nel lavoro di Anderson et al [Anderson C. E 1988]. Dallo studio fatto sugli andamenti mostrati dalla figura 9.28 il decremento della velocità di crescita della temperatura sulla piastra anche dopo il completamento dei vari step fisici e chimici degli intumescenti è dovuto all'incremento del calore perso, q_d , verso l'ambiente all'aumentare della temperatura della piastra di acciaio. Il calore assorbito dal substrato di acciaio, q_s , è stata quindi calcolata dall'andamento della curva della temperatura nel tempo, con le proprietà fisiche dell'acciaio così come specificato nella tabella seguente:

Tabella 9.1. Conduttività termica, densità e calore specifico dell'acciaio.

λ_s [W/m·K]	ρ_s [kg/m ³]	c_s [J/kg·K]
45	7850	$425+0.7773 T-0.00169 T^2+0.000022 T^3$

Il calore perso attraverso la superficie posteriore del campione, q_d , è stato invece calcolato nello stazionario con l'equazione 9.6. Trascurando la resistenza termica dell'esoscheletro di acciaio, il coefficiente di scambio termico globale, K , definito come due resistenze al trasferimento del calore posto in serie.

$$K = \frac{1}{R_{cs} + R_{cr}} \quad (9.4)$$

Il primo rappresenta la resistenza termica dello spessore di calcio silicato:

$$R_{cs} = \frac{s}{\lambda_{cs}} \quad (9.5)$$

Mentre il secondo dei due della equazione 9.4 è la resistenza termica della parete esterna del contenitore metallico (esoscheletro) rispetto all'ambiente esterno, ambiente che si trova alla temperatura T_a , pari a 25 °C. Quest'ultima consiste in due resistenze termiche poste in configurazione parallela tra di loro, e che nello specifico sono quella relativa al trasporto di calore convettivo e a quello di tipo radiativo.

$$R_{cr} = \frac{1}{h_c + h_r} \quad (9.6)$$

Il coefficiente radiativo è stato calcolato come segue:

$$h_r = \sigma_0 a (T + T_a) (T^2 + T_a^2) \quad (9.7)$$

Il coefficiente convettivo è stato calcolato con la seguente equazione:

$$h_c = \frac{\lambda}{l (Gr \cdot Pr)^{\frac{1}{3}}} \quad (9.8)$$

Le proprietà termiche dell'aria sono state calcolate alla temperatura di film. Per la parete dell'esoscheletro il coefficiente di assorbimento è stato assunto pari al valore di $a=0.7$. Il coefficiente di trasmissione del calore dipende dalla temperatura di ambedue, l'ambiente e quella della parete dell'esoscheletro. E nel presente studio si sono assunti i valori 7.2 e 7.0 W/m²K per i campioni S08 e S12 rispettivamente. Per ambedue i campioni oggetto di studio il flusso di calore, q , che raggiunge la piastra metallica è mostrato nelle seguenti figure insieme ai suoi componenti, q_d , q_s :

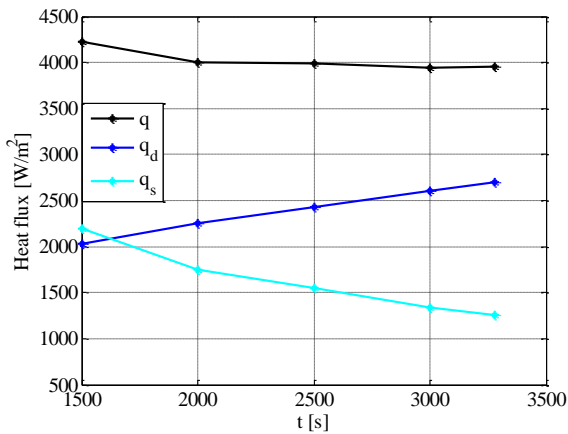


Figura 9.29: Flusso di calore per il campione S08.

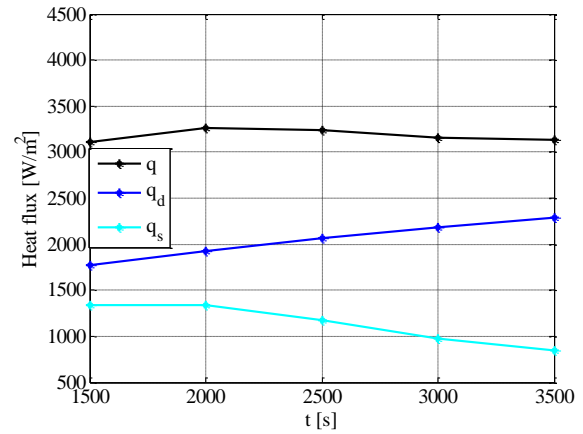


Figura 9.30: Flusso di calore per il campione S12.

I grafici di sopra confermano che, dopo il completamento dell'intumescente, il flusso di calore attraverso lo strato di protettivo è sostanzialmente costante nel tempo. In particolare, dal tempo $t = 2000$ s, q rimane costante con variazioni di ± 1 and $\pm 2\%$ per i campioni S08 e S12, rispettivamente. Invece, q_s e q_d non sono stazionarie. In particolare mentre q_s decrementa con il tempo, q_d aumenta proporzionalmente con l'aumentare della differenza di temperatura tra la piastra di acciaio e l'ambiente esterno. Per il valore massimo di flusso di calore attraverso la piastra metallica calcoliamo la differenza di temperatura che sempre nella stessa piastra metallica si instaura tra i diversi punti spaziali lungo la direzione normale alla superficie protetta, dai calcoli risulta una differenza pari a 0.6 °C, meno dello 0.2 % della differenza di temperatura che la piastra esperienza durante l'intero processo di riscaldamento. Pertanto l'assunzione del comportamento termico della piastra a parametri concentrati, esplicitata nell'equazione 9.1 si può considerare verificata con sufficiente accuratezza per i propositi della presente analisi. L'assunzione di perdite di calore trascurabili durante le prove sperimentali volte alla stima della conduttività termica equivalente è alla base del procedimento suggerito da molti ricercatori, vedi, per esempio, Anderson et al [Anderson C. E 1988], Mesquita et al. [Mesquita L 2007]. Ignorare le perdite di calore nell'equazione del bilancio di energia scritto sulla piastra di metallo (equazione 9.1) porterebbe ad una sottostima del flusso di calore attraverso il rivestimento intumescente e come conseguenza porterebbe ad una proporzionale sottostima della conduttività termica equivalente. All'assunzione di perdite di calore trascurabili potrebbero essere imputabili gli irrealistici, bassi valori di conduttività termica equivalente riportati nella letteratura tecnica riguardanti i rivestimenti protettivi intumescenti. Le temperature nel tempo, registrate dalle due termocoppie T_1 e T_2 , è mostrato nelle figure 9.31 e 9.32, per i campioni S08 e S12, rispettivamente:

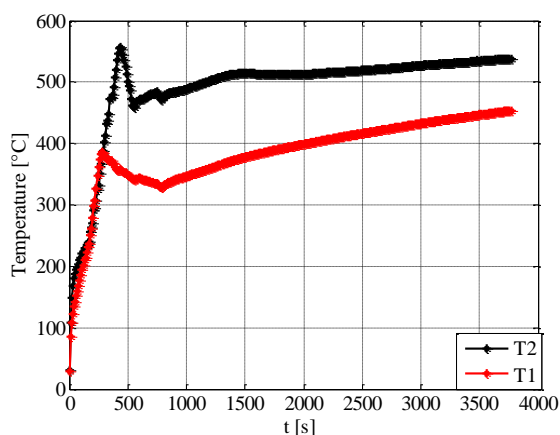


Figura 9.31: Temperatura registrata dalle termocoppie T1 e T2 durante l'intumescente per il campione S08.

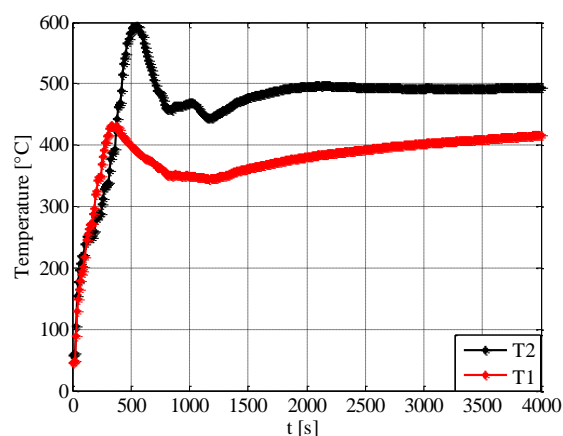


Figura 9.32: Temperatura registrata dalle termocoppie T1 e T2 durante l'intumescente per il campione S12.

Il valore massimo di temperatura viene raggiunto nel momento in cui ciascuna termocoppia è inglobata dalla pittura che si sta rigonfiando in seguito al processo di swelling, ovviamente precedentemente le termocoppie erano direttamente esposte alla sorgente di calore (cono calorimetrico). Il grafico mostra che l'intumescente ha praticamente raggiunto l'altezza di 14 mm (circa il 35 % dello spessore finale (40 mm)) al tempo $t = 500$ s, per i campioni S08, mentre per il campione S12, lo spessore di 16 mm (circa il 27 % dello spessore finale (59 mm)) è raggiunto al tempo $t = 750$ s.

9.6.3 Stima della Conduttività Termica Equivalente

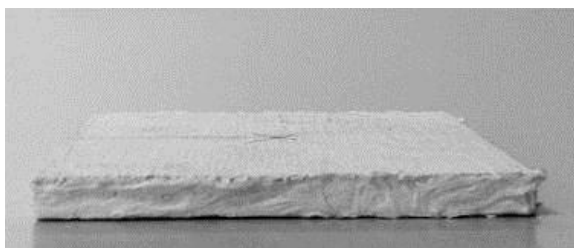


Figura 9.33: Piastra di acciaio ricoperta con rivestimento protettivo intumescente.



Figura 9.34: Pittura intumescente alla fine del processo di rigonfiamento.

Il problema termico allo stato stazionario, schematizzato nella figura 9.25 con il metodo numerico agli elementi finiti è implementato in ambiente Comsol Multiphysics. La funzione obiettivo (equazione 9.3), è stata quindi minimizzata utilizzando il Matlab Optimization Toolbox® con l’ausilio dell’algoritmo di minimizzazione di Nelder-Mead. Il risultato, in termini di conduttività termica equivalente ottenuti per i due campioni è mostrato in figura 9.35, come una funzione della temperatura del substrato-piastra di acciaio.

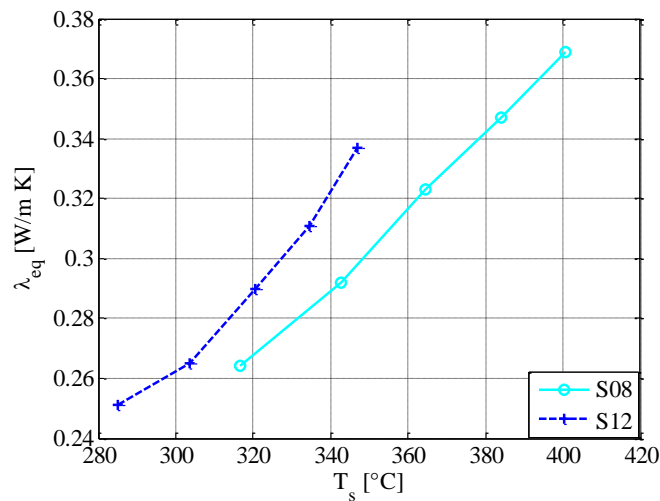


Figure 9.35 Conduttività termica equivalente, ottenuta per i due campioni in funzione della temperatura dell’acciaio.

Come atteso gli andamenti mostrano un certo effetto della temperatura. Un incremento della temperatura della piastra di acciaio di un centinaio di Kelvin, produce un incremento di circa il 50 % della conduttività termica effettiva. Pertanto una procedura di elaborazione adeguata dovrebbe tenere in considerazione la variazione di temperatura nell’intumescente, dato che in effetti ci si aspetta una differenza di centinaia di Kelvin tra la superficie libera dell’intumescente e la piastra di acciaio. Riguardo l’effetto dello spessore iniziale di pittura vergine, il risultato presentato nella figura 9.35 mostra un valore di conduttività termica equivalente sistematicamente più alto per il campione S12. Tuttavia questo comportamento potrebbe essere dovuto alla sopracitata dipendenza dalla temperatura. Infatti nonostante la temperatura della piastra di acciaio sia maggiore per il campione S08, come mostrato in figura 9.28, i risultati hanno mostrato che la temperatura media nello spessore di intumescente sia più alta per il campione S12 che non per il campione S08. Questa circostanza deriva dal flusso di calore stimato attraverso l’intumescente, q , e dallo spessore dello strato che è stato misurato alla fine del test. La differenza della media di temperature tra i due spessori di intumescente è all’incirca tra i 25 e i 30 °C. Spostando la curva per il campione S12 sulla destra di un valore pari a questo intervallo di temperatura si riduce appunto la differenza tra le

conduttività termiche dei due campioni S08 e S12. Conseguenzialmente, lo spessore iniziale di vernice vergine sembra avere un effetto trascurabile sulla conduttività termica effettiva dello strato di intumescente.

9.7 APPLICAZIONI ELABORAZIONE, EVOLUZIONE E RISULTATI INTERMEDI

Nell'ambito del lavoro sperimentale effettuato con l'utilizzo del cono calorimetrico come strumento di cessione di calore alle nostre piastre ricoperte da pittura intumescente si sono elaborati diversi dati di temperature registrate sull'acciaio e nel rivestimento intumescente per diversi spessori di intumescente, questi hanno rappresentato la fase intermedia ed evolutiva prima di arrivare al paragrafo conclusivo di questo lavoro di ricerca che è stato il 9.6.

Dopo l'acquisizione dei set di dati di temperatura presso il CNR di Trento sono state prese diverse strade per l'analisi dei dati di cui eravamo in possesso. In un primo momento si era pensato l'approccio di modellazione matematica del capitolo 8, in cui in sostanza non si valutavano, come la stragrande maggioranza della letteratura, le perdite di flusso di calore lungo il fondo della culla. Successivamente a questa analisi, studiando tutte le probabili dispersione ed il peso percentuali delle stesse ci si è resi ben presto conto che non potevano essere trascurate e che dunque l'approccio senza dispersioni dal fondo dei provini era da abbandonare. Si è quindi compreso come, considerando le dispersioni percentualmente rilevanti l'analisi della conduttività termica equivalente andava fatta non solo tenendo in considerazione l'evoluzione della temperatura del substrato di acciaio, ma anche l'evoluzione delle temperature delle termocoppie verticali affogate nell'intumescente. Precedentemente si è concluso che le stesse termocoppie come sensori di temperatura, inficiavano la misura stessa, introducendo nel campo delle temperature dello spessore di intumescente un ponte termico, una corsia preferenziale per la conduzione del calore attraverso la guaina di inconel di cui le termocoppie di tipo K sono formate. A tale situazione si è posto rimedio utilizzando la metodologia della parameter estimation per la stima della conduttività termica dell'intumescente annullando la distorsione al campo delle temperature spaziali dovuta alle termocoppie verticali. I bilanci di energia sono stati scritti in condizione di stazionarietà, si è quindi dovuto verificare che tale condizione fosse raggiunta, e come spiegato nel capitolo 8 ed attuale, tale condizione è stata verificata guardando l'andamento dei flussi totali di calore nell'intumescente nel tempo, che ovviamente per quanto detto hanno mostrato costanza e dunque corroborato l'ipotesi di stazionarietà da un certo tempo in poi della prova a cono calorimetrico (la stazionarietà la otteniamo mediamente dai 1500 secondi in poi)

Subitaneamente si è capito che nella modellazione, dovevano essere modellate anche le termocoppie verticali, il cui cuore è stato approssimativamente in questa prima campagna considerato adiabatico. Successivamente ci si è resi anche conto che le dispersioni dal fondo non erano trascurabili e si sono introdotte anche queste ultime, che hanno cambiato e non di poco l'approccio del modello matematico nell'intumescente.

9.7.1 Non Influenza tra le Termocoppie Verticali e della Adiabaticità dell'Interno delle Stesse

Il problema che si è dovuti subitaneamente affrontare è stato quello di stabilire sino a che distanza ravvicinata tra di loro le due termocoppie verticali influenzassero il valore di conduttività termica equivalente che si andava a stimare per l'intumescente e ci si è resi conto come il λ dell'intumescente non fosse influenzato se la distanza tra le termocoppie fosse 1 mm o 2mm (è stato quindi nelle successive simulazioni scelta una distanza orizzontale di 2 mm) . In queste fasi ancora non ci si era resi conto del peso delle dispersioni termiche dal fondo che in effetti non erano modellate in Comsol. Si sono assegnati vari valori ipotetici di conduttività all'ossido di magnesio interno alle termocoppie verticali per comprendere quanto questa influenzasse la conduttività termica equivalente dell'intumescente. Si è concluso come dalla costanza dei valori di λ dell'intumescente, per valori di ossido di magnesio sempre più bassi, che questo non influenzasse e che quindi fosse praticamente adiabatico l'interno delle termocoppie di tipo K:

9.7.2 Parameter estimation senza dispersioni e senza dilatazione termocoppie

In questo sottoparagrafo vengono presentati i risultati delle simulazioni di minimizzazione sia per il campione S08 che per S12, in cui, per questa parte del sottoparagrafo, il punto ipotetico sensibile delle termocoppie verticali si trova in testa alla guaina metallica delle termocoppie (0.1 mm al di sotto della testa nello specifico), non si considerano le dispersioni dal basso, quindi il bilancio di energia afferma che nell'intumescente la quantità di calore che lo attraversava è uguale a quella dell'acciaio.

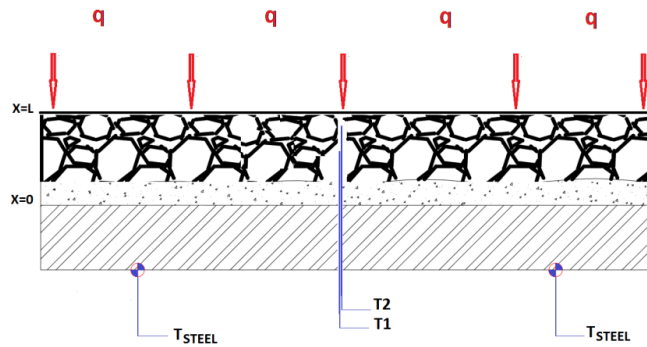


Figura 9.36: Schema teorico termico del problema inverso.

L'equazione di sotto riporta il bilancio di energia all'interno dell'intumescente che fa parte del problema inverso per la stima della conduttività termica equivalente.

$$q = q_s = \rho_s C_s s \frac{dT}{dt} \quad (9.9)$$

Guardiamo quindi qui di seguito i valori ottenuti di conduttività termica equivalente per il campione S08:

Tabella 9.2. Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile in testa alla termocoppia.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1000	0,123	6,038
1250	0,126	6,0987
1500	0,123	4,222
1750	0,12	2,2073
2000	0,113	0,6303
2250	0,112	0,0708
2500	0,109	0,2317
2750	0,104	0,7605
3000	0,104	0,9692
3520	0,087	2,487

Invece per quanto riguarda il campione S12 le minimizzazioni del problema inverso hanno dato i seguenti risultati.

Tabella 9.3. Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile in testa alla termocoppia.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1000	0,067	8,8346
1250	0,086	9,2308
1500	0,095	11,8521
1750	0,092	11,435
2000	0,091	11,0182
2250	0,093	9,9276
2500	0,086	7,871
2750	0,08	6,1263
3000	0,079	5,3088
3520	0,074	4,2641

Successivamente si sono fatte le medesime minimizzazioni come approccio matematico in cui l'unica differenza è stata quella di porre l'elemento sensibile della termocoppia al di sotto della testa della guaina, ad una distanza pari a 0.5 mm sotto l'estrema punta di ogni termocoppia verticale. I risultati sono stati

Tabella 9.4. Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1000	0.116	2.4151
1500	0.122	1.1518
2000	0.11	2.0613
2500	0.107	2.6833
3000	0.097	3.5779
3500	0.088	4.4820

Nel caso del campione S12

Tabella 9.5. Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1000	0.077	8.8430
1500	0.09	10.1127
2000	0.09	9.6908
2500	0.086	6.7087
3000	0.077	4.1068
3500	0.070	3.0947

9.7.3 Parameter estimation con dispersioni e con dilatazione termocoppie

In questo sottoparagrafo vengono presentati i risultati delle simulazioni di minimizzazione sia per il campione S08 che per S12 in cui il punto ipotetico sensibile delle termocoppie verticali si trova al di sotto della testa della guaina metallica delle termocoppie (0.5 mm). Si considerano le dispersioni dal basso, quindi il bilancio di energia afferma che nell'intumescente la quantità di calore che lo attraversava è uguale a quella dell'acciaio addizionata quella dispersa.

$$q = q_s + q_d = \rho_s C_s s \frac{dT}{dt} + K (T - T_a) \quad (9.10)$$

Per la determinazione del flusso di calore disperso si è utilizzata una metodica particolare e cioè il calcolo della conduttanza (K) della equazione 9.10 è stato ottenuto dal rapporto tra la derivata seconda della temperatura dell'acciaio rispetto al tempo, fratto la derivata prima della temperatura rispetto al tempo (a meno di altre costanti che sono la densità, calore specifico e spessore dell'acciaio). Con tale procedura e utilizzando anche un filtro media mobile per regolarizzare quanto più possibile gli andamenti, si sono avuti i seguenti andamenti rappresentati nelle figure che seguono:

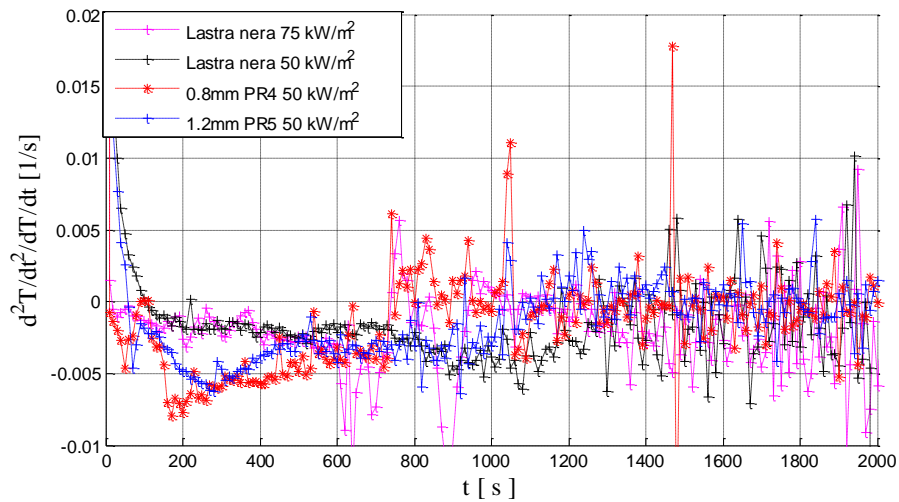


Figura 9.37: Rapporto di derivate per il calcolo della conduttanza del calcio silicato, nel caso di lastra nera, campione S08 e S12.

Si sono anche tenute in debita considerazione le dilatazioni termiche lineare che potevamo subire le termocoppie verticali nell'escursione termica.

Tabella 9.6. Valori di dilatazione termica lineare per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico.

Tempo [s]	Dilataz. Termocoppia BASSA [mm]	Dilataz. Termocoppia ALTA [mm]
1000	0,020441369	0,064913892
1500	0,022781402	0,076107661
2000	0,024593981	0,077990924
2500	0,026128038	0,080278092
3000	0,027487862	0,082589955
3500	0,028646487	0,08464377

Per il secondo campione S12 abbiamo da calcoli ottenuto i seguenti valori di dilatazione

Tabella 9.7. Valori di dilatazione termica lineare per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico.

Tempo [s]	Dilataz. Termocoppia BASSA [mm]	Dilataz. Termocoppia ALTA [mm]
1000	0,031357883	0,070813588
1500	0,032945282	0,073453304
2000	0,035161031	0,077548373
2500	0,036899993	0,079192835
3000	0,038351926	0,080632506
3500	0,039544454	0,081974747

A valle dei calcoli sulle dilatazioni delle termocoppie e dei calcoli dei flussi di calore dispersi abbiamo modellato il nostro problema termico con l'obiettivo di ricavare la conduttività termica equivalente attraverso il problema inverso. I risultati al solito, suddivisi per i due campioni sono riportati nelle tabelle sotto

Tabella 9.8. Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia con dilatazione e dispersione.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1500	0.379	8.6941
2000	0.439	5.9250
2500	0.499	5.2273
3000	0.550	4.733
3500	0.603	4.201

Invece nel caso del campione S12 i valori di conduttività termica equivalente dell'intumescente insieme ai relativi residui saranno:

Tabella 9.9. Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia con dilatazione e dispersione.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1500	0.37	16.8574
2000	0.395	16.5633
2500	0.448	13.7627
3000	0.491	11.3715
3500	0.541	10.5361

Verifichiamo quindi in ultima battuta che l'assunto di stazionarietà del bilancio di energia scritto nelle 9.10 sia reale, la cosa viene fatta in maniera empirica, per mezzo del plottaggio nel tempo del flusso di calore attraversante l'intumescente e verificando che questo sia appunto costante, a tale ragione si veda la figura sottostante.

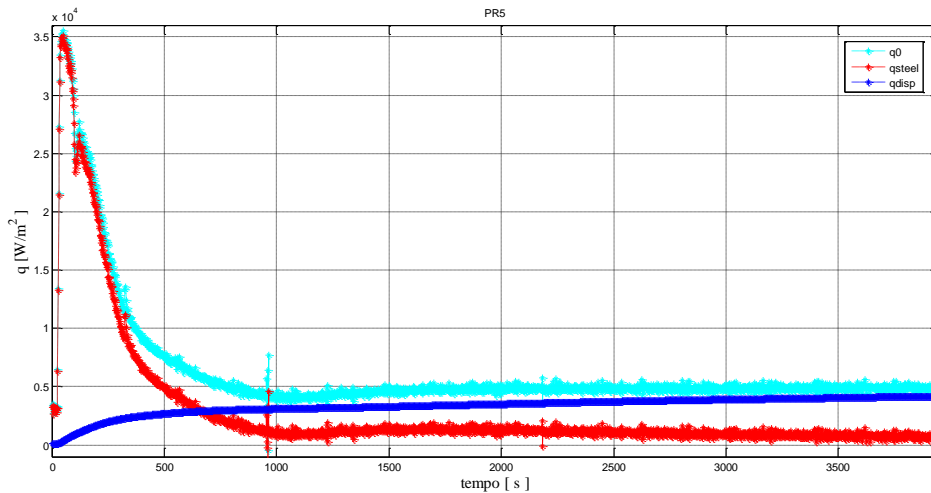


Figura 9.38: Andamento dei flussi di calore per il campione S12, rappresentati tutti i termini dell'equazione 9.10.

È stato anche impostato un calcolo per stabilire le dispersioni reali sulla lastra nera sottoposta a cono calorimetrico allo stesso flusso di calore che i campioni S08 e S12. Sono evidenziati nella figura 9.34 tutti i diversi termini (come si può notare in leggenda) e serve anche a verificare se l'assunto delle dispersioni dal fondo del campione sia plausibile nel suo peso percentuale:

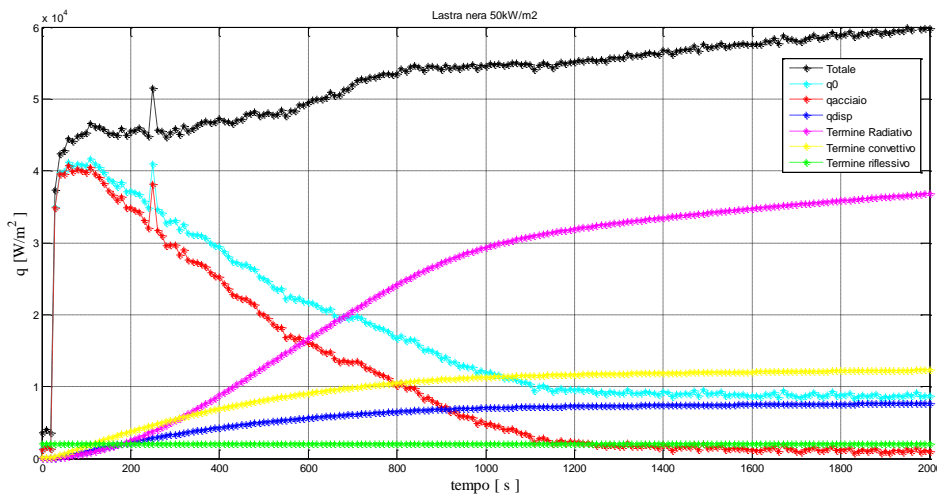


Figura 9.39: Andamento dei flussi di calore per la lastra nera.

9.7.4 Parameter estimation con lambda parametrico con la temperatura e con dispersioni

Abbiamo a valle dei dati pubblicati nel capitolo 9 del paragrafo riguardante la prima campagna di prove al cono calorimetrico (quindi con la metodica per il calcolo del flusso disperso come descritto li), provato ad impostare una variazione con la temperatura nello spessore di intumescente da parte

della conduttività termica equivalente. Si è quindi impostata una minimizzazione ad un grado di libertà che era il valore di

$$\lambda_c = \begin{cases} \lambda_1, & T = T_{1*} \\ \lambda_2, & T = T_{2*} \end{cases} \quad (9.11)$$

Dove T_{1*} rappresenta la temperatura dell'acciaio più bassa per i vari tempi di minimizzazione ed a λ_1 è assegnato il valore al tempo corrispondente della figura 9.35, mentre a T_{2*} è assegnata la temperatura più alta (per i vari tempi) della termocoppia verticale più alta. Purtroppo sia per il campione S08 ed S12 non abbiamo ottenuto convergenza nel processo di minimizzazione, dunque non abbiamo risultati. Alla luce di questo si è creato un inverse crime sulla condicibilità parametrica con la temperatura ed in effetti con e senza noise addizionato i risultati ottenuti ci hanno confermato come il problema inverso non fosse malposto.

Reimpostando il problema inverso su due gradi di libertà, che sono λ_1 e λ_2 e definendo solo le T_{1*} e T_{2*} come detto poco sopra abbiamo avuto la convergenza sia per il campione S08 che per il campione S12, l'unica particolarità che si nota è che in realtà i dati ottenuti ci dicono che all'aumentare della temperatura si ha una diminuzione delle conduttività. La cosa potrebbe essere spiegata con il fatto che in superficie nell'intumescente dove si hanno temperature più alte, la porosità è maggiore e dunque il termine radiativo assume sempre più rilevanza.

Tabella 9.10. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1*}=589$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2*}=804$ [K]	Residuo [K]
1500	0.343	0.153	0.0014
2000	0.376	0.202	0.000537
2500	0.416	0.243	0.0024
3000	0.477	0.265	0.000711
3500	0.541	0.276	0.000603

Invece i valori di conduttività termica equivalente parametrici con la temperatura per il campione S12 sono i seguenti riportati in tabella 9.11

Tabella 9.11. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1^*}=558$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2^*}=765$ [K]	Residuo[K]
1500	0.387	0.031	0.0000808
2000	0.438	0.071	0.0015
2500	0.486	0.107	0.000904
3000	0.532	0.131	0.000382
3500	0.62	0.14	0.000538

9.7.5 Parameter estimation con lambda parametrico con la posizione e con dispersioni

In questo sottoparagrafo vengono presentati altri valori di conduttività termica equivalente della pittura intumescente, in questo caso la parametrizzazione è in funzione della posizione nell'intumescente. Abbiamo a valle dei dati pubblicati nel paragrafo 9.6 (quindi con la metodica per il calcolo del flusso disperso come descritto lì), provato ad impostare una variazione con la posizione nello spessore di intumescente da parte della conduttività termica equivalente. Si è quindi impostata una minimizzazione a due gradi di libertà che era

$$\lambda_c = \begin{cases} \lambda_1, & z = z_1 \\ \lambda_2, & z = z_2 \end{cases} \quad (9.12)$$

Dove z_1 rappresenta lo zero posizionale, mentre a z_2 è assegnata la posizione più alta (per i vari tempi) della termocoppia verticale più alta tra il campione S08 e S12, le λ_1 e λ_2 sono lasciate libere di variare (due gradi di libertà) durante la minimizzazione del problema inverso. Quanto ottenuto, riportato nelle tabelle 9.12 e 9.13 conferma quanto si era descritto nelle tabelle 9.10 e 9.11 e cioè come per posizioni elevate a cui corrispondono temperature elevate e cioè un elevato grado di porosità la conduttività termica equivalente sia più bassa, in quanto in quei pori essendo l'aria ferma, funge da isolante ed abbassa la conduttività.

Tabella 9.12. Valori di conduttività termica parametrici con la posizione stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $z_1=0$ [mm]	λ_2 [W/m·K] $z_2=13$ [mm]	Residuo[K]
1500	0.344	0.172	0.0017
2000	0.354	0.219	0.000934
2500	0.377	0.254	0.000515
3000	0.41	0.271	0.000422
3500	0.445	0.281	0.000258

Per il campione S12 le minimizzazioni ci hanno dato invece i risultati descritti dalla tabella 9.13

Tabella 9.13. Valori di conduttività termica parametrici con la posizione stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 0.5 mm alla testa della termocoppia

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $z_1 = 0$ [mm]	λ_2 [W/m·K] $z_2 = 15$ [mm]	Residuo [K]
1500	0.408	0.08	0.000084
2000	0.427	0.09	0.000151
2500	0.44	0.127	0.000521
3000	0.453	0.15	0.000173
3500	0.496	0.163	0.000916

9.7.6 Parameter estimation applicata al Transitorio

Si è anche lavorato su una parameter estimation applicata al transitorio dei due campioni, sia ad un singolo grado di libertà, dove questo era la conduttività termica equivalente dell'intumescente e sia parametrico sulla temperatura a due gradi di libertà, impostando le due temperature identiche a quelle del sottoparagrafo precedente. La prima minimizzazione (ad un grado di libertà in transitorio) sui due campioni non ha dato residui accettabili e dunque non si è proceduto nell'analisi. La seconda tipologia delle minimizzazioni in transitorio con conduttività termica equivalente parametrica con la temperatura non è mai arrivata a convergenza.

9.8 CARATTERIZZAZIONE TERMOCOPPIA DI TIPO K

Per completezza del modello fisico e matematico, al fine di ottenere un valore della conduttività termica equivalente dell'intumescente, il più accurato possibile, si è proceduto alla caratterizzazione termica della termocoppia di tipo k, la quale è formata esternamente da una guaina in *Inconel* la cui conduttività termica è ricavata da letteratura e da polvere di Ossido di Magnesio internamente, che svolge una azione di isolante termico. E' su questa polvere di Ossido di Magnesio che si sono poste le nostre attenzioni per la caratterizzazione della sua conduttività termica.

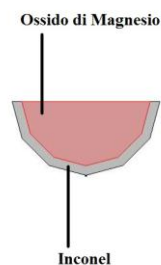


Figura 9.40: Modello Comsol di una sezione trasversale di termocoppia di tipo K con evidenziato anche il piano di simmetria longitudinale e i diversi materiali di cui è costituita.

Al fine di arrivare a tale obiettivo si è approntato nei laboratori di Fisica Tecnica un esperimento, che basandosi sulla registrazione delle tre temperature come mostrato nella figura 9.41 (mentre veniva fornita da una sorgente calore) ci ha permesso in successione di costruire il modello matematico in Comsol del problema diretto e consequenzialmente di impostare il problema inverso in cui l'unico parametro incognito era rappresentato dalla conduttività termica dell'Ossido di Magnesio. Per ottenere il risultato mostrato nella tabella 9.14 abbiamo ipotizzato inizialmente tutta una serie di soluzioni di modelli fisici che rappresentassero la termocoppia, ma i valori di conduttività che consequenzialmente si ottenevano mancavano di senso fisico, essendo comunque l'ossido di Magnesio un isolante termico (i suoi valori di conduttività non potevano essere molto elevati). Per tutti questi modelli fisici (e matematici) alternativi (che non vengono presentati qui per brevità) è stato approntato l'Inverse Crime, al fine di capire se il problema inverso fosse mal posto o meno. Tutti i risultati ci hanno confermato come questi non fossero mal posti.

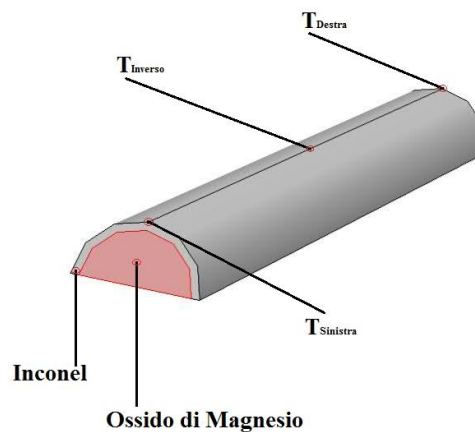


Figura 9.41: Modello Comsol di una di termocoppia di tipo K con evidenziate le varie temperature registrate nella fase laboratoriale.

Nella tabella sotto sono riportati i valori di conduttività termica, del residuo. Chiaramente la tipologia IHP imposto in questo caso era del tipo in transitorio, in quanto sono state date al problema inverso le temperature delle varie posizioni al variare del tempo. Il valore che ci ha consegnato la Parameter Estimation applicata ad un evento in transitorio è stato successivamente utilizzato come dato nelle modellazioni matematiche che vedessero le termocoppie di tipo K coinvolte.

Tabella 9.14. Valore di conduttività termica della polvere di Ossido di Magnesio.

λ_{MgO} [W/m·K]	Residuo[K]
3.706	0.5117

9.8.1 Parameter estimation con dispersioni e con valore conduttività termocoppie di tipo K

In questo sottoparagrafo consideriamo quelli che sono i risultati della Parameter Estimation in stazionario applicata ai campioni S08 e S12, in cui consideriamo le dispersioni dal fondo ma calcolate come nel paragrafo 9.6 relativo alla prima campagna a cono calorimetrico, in più in questa occasione si è perfezionata la modellazione delle termocoppie verticali T1, T2 in cui l'interno delle stesse non è più stato considerato adiabatico come fatto in tutte le precedenti simulazioni sin qui descritte ma è stata modellata considerando che internamente vi fosse Ossido di Magnesio con il valore della conduttività termica come da tabella 9.14. I valori della minimizzazione (ad un grado di libertà che è poi il lambda univoco per l'intero spessore di intumescente) sono le conduttività termiche equivalenti dell'intumescente per i vari momenti temporali come riportati in tabella 9.15 per il campione S08 e in tabella 9.16 per il campione S12.

Tabella 9.15. Valori di conduttività termica stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono, valore di conduttività termica dell'Ossido di Magnesio interno alle termocoppie e dispersione calcolata come da paragrafo sulla prima campagna a cono calorimetrico riportato nel capitolo 9.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1500	0.246	2.8007
2000	0.273	1.2117
2500	0.302	0.3951
3000	0.327	0.7020
3500	0.348	1.3722

Per il campione S12 la tabella 9.16 mostra in elenco i vari risultati della Parameter Estimation:

Tabella 9.16. Valori di conduttività termica stimati per il campione S12 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono, valore di conduttività termica dell'Ossido di Magnesio interno alle termocoppie e dispersione calcolata come da paragrafo sulla prima campagna a cono calorimetrico riportato nel capitolo 9.

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
1500	0.239	10.418
2000	0.253	10.9724
2500	0.278	8.1945
3000	0.298	6.9708
3500	0.324	6.4319

10. INDAGINE SPERIMENTALE : CONO CALORIMETRICO SECONDA CAMPAGNA

Dopo la prima campagna al cono calorimetrico e tutte le elaborazioni che sono state fatte sui dati in nostro possesso, si è intuito che per migliorare le condizioni di fruibilità dei dati di temperatura ottenuti dovevamo dimezzare lo spessore del substrato di acciaio per ottenere a parità di tempo e flusso radiante maggiori temperature all'interno dello spessore di intumescente. Inoltre abbiamo diminuito gli spessori di rivestimento intumescente dagli 1.2 mm al 1 mm. Altre migliorie impiantistiche apportate sono state l'introduzione di un'ulteriore termocoppia verticale nell'intumescente ed il calcolo delle posizioni ottimali delle stesse tra di loro per evitare l'effetto ponte. E' anche stata aggiunta una termocoppia tra il calcio silicato e l'esoscheletro ed infine introdotto nella modellazione matematica la conduttività termica dell'isolante MgO all'interno della termocoppia di tipo K.

10.1 PROVINI

Alla luce delle elaborazioni dei dati dei provini della prima campagna di indagine sperimentale si è capito come per avere la corretta maturazione dell'intumescente si dovesse dare molto più tempo allo stesso di risiedere sotto la potenza termica della sorgente di calore (cono calorimetrico). In considerazione della buona prassi di sicurezza di funzionamento del cono calorimetrico che non permetteva la realizzazione di quei tempi di irraggiamento la soluzione impiantistica apportata è stata quella di dimezzare la massa dell'acciaio della lastra. Dimezzandone lo spessore a parità di energia data dal cono calorimetrico le temperature dell'acciaio delle piastre dovranno essere ben superiori (a parità di step temporale) che non quelle della prima indagine. Nella seconda campagna di indagine termica presso il CNR di Trento, come provini sono state utilizzate delle lastre di acciaio di spessore 4 mm (la metà rispetto alla prima campagna di indagine) e di dimensioni come descritto nella figure 10.2 e 10.3 sui quali sono stati depositi prima il primer e quindi in diverse sedute lo spessore di intumescente desiderato. Inoltre è da sottolineare la posizione delle termocoppie per la raccolta dei dati, due di queste sono state poste sotto il substrato di acciaio e si sono aggiunte altre tre termocoppie poste verticalmente rispetto alla lastra e passanti una per il centro geometrico della lastra e altre due lateralmente al centro come da figura 10.2. Le distanze delle tre termocoppie verticali sono state elaborate con il software Comsol affinché ognuna non interferisse con l'altra tenendo comunque come vincolo il non spingersi troppo ai contorni della lastra per non far nascere il problema degli effetti ai bordi.



Figura 10.1: Lastra di acciaio quadrata della seconda campagna di indagine con pittura intumescente depositata.

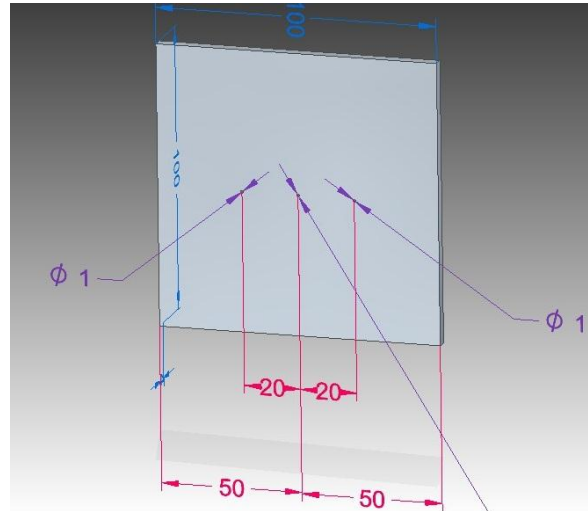


Figura 10.2: Posizione dei tre fori sul fondo della piastra per le tre termocoppie verticali.

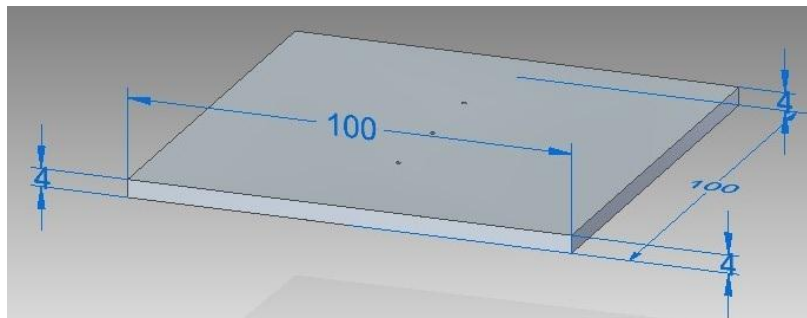


Figura 10.3: Dimensioni in millimetri di una lastra in acciaio sottoposta alla seconda delle due campagne di indagine.

10.2 TEST AL CONO CALORIMETRICO: SECONDA CAMPAGNA

Come detto nel precedente capitolo tutti i vari approci presenti in letteratura per il calcolo della conduttività termica equivalente risultavano non avere sufficiente accuratezza, questo dovuto alla debolezza delle condizioni al contorno proposte. Per risolvere questo problema già nel capitolo precedente è stato sviluppato un approccio basato sul problema inverso e sulla definizione di un approccio sperimentale con l'utilizzo del cono calorimetrico [Calabrese L, 2014a]. Nel capitolo precedente infatti la misura delle temperature nello strato intumescente, permetteva la formulazione di un problema inverso senza la richiesta e senza il bisogno di avere le condizioni al contorno. L'unico parametro incognito da stimare come soluzione del problema inverso rimane la conduttività termica equivalente. In questo capitolo l'approccio proposto precedentemente è stato migliorato

attraverso l'utilizzo di più termocoppie all'interno dell'intumescente, inoltre una migliore stima del calore perso attraverso il fondo della piastra è stato ottenuto con una ulteriore termocoppia posta all'interfaccia tra il materiale isolante (calcio silicato) e l'esoscheletro. Infine è stato migliorato il modello numerico per le termocoppie attraverso la misura delle proprietà termiche della stessa.

10.2.1 Setup Sperimentale e Procedura di Stima

La pittura oggetto del presente approfondimento di studio è sempre lo stesso rivestimento intumescente a base d'acqua con vari ingredienti prodotto dalla Promat. L'esperimento è stato realizzato su due differenti spessori di film di intumescente (figura 10.4), il primo con uno spessore di 0.8 mm (campione S08) ed il secondo di 1 mm (campione S10), ambedue i rivestimenti depositati su piastra di acciaio quadrate (lato di 100 mm), ma questa volta a differenza della prima campagna, con uno spessore dimezzato e pari a 4 mm con l'intento di far avvenire in maniera completa sia le trasformazioni chimiche che quelle fisiche nella pittura intumescente. I campioni sono stati sottoposti a un flusso di calore radiativo di 50 kW/m^2 , fornitoci dal cono calorimetrico. Una culla (la stessa della prima campagna, ma con alcune modifiche per l'alloggiamento di nuove termocoppie e per l'arrangiamento migliorato delle stesse) come mostrato nella figura 10.5, fatta con 2 cm di spessore di calcio silicato, per cercare di minimizzare l'influenza dell'ambiente esterno sul nostro campione e per tentare di realizzare approssimativamente delle condizioni adiabatiche, sia sul fondo che lungo i lati.



Figura 10.4: Piastra di acciaio ricoperta con rivestimento protettivo intumescente.

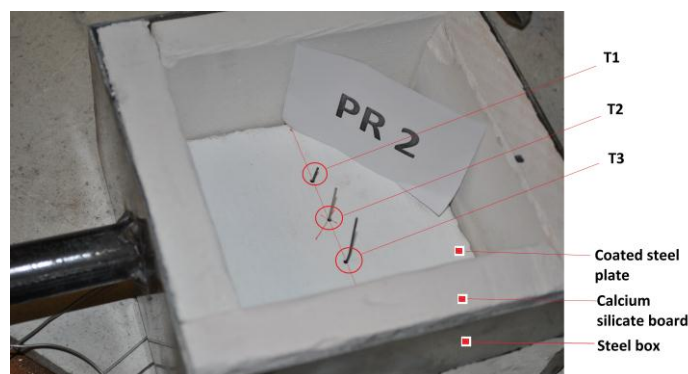


Figura 10.5: Campione preparato per essere sottoposto a test.

I valori di temperatura sono stati acquisiti da termocoppie di tipo K, dove l'elemento sensibile della stessa è protetto da una guaina metallica a sezione circolare dello spessore di 1 mm (la stessa tipologia di termocoppie K della prima campagna di sperimentazione a cono calorimetrico). Anche

in questa seconda campagna viene assunta come posizione dell'elemento sensibile la posizione di 0.5 mm al di sotto della testa metallica, la definizione esatta del posizionamento dell'elemento sensibile, risulta importante per il modellamento della stessa e consequenzialmente per l'accuratezza di tutta la fase di elaborazione. Con questa assunzione le temperature all'interno della pittura intumescente sono state misurate dalle termocoppie $T1$, $T2$, $T3$. La distanza tra la superficie libera della piastra ricoperta di intumescente e l'elemento sensibile sono riportate nella tabella 10.1:

Tabella 10.1 Distanza dell'elemento sensibile dalla superficie libera della piastra metallica.

Campione	Termocoppia T1 [mm]	Termocoppia T2 [mm]	Termocoppia T3 [mm]
S08	9.1	19	28.6
S10	10.6	16.9	25.2

Questi sensori di temperatura sono stati installati per mezzo di fori pari a 1.5 mm che attraversano l'esoscheletro metallico, la base in calcio silicato ed il campione in acciaio rivestito così come è visibile nella figura 10.5. Questa soluzione impiantistica come anche detto nel capitolo precedente permette di mantenere in sede, senza che queste si spostino di posizione durante la fase di rigonfiamento, le termocoppie. La distanza orizzontale tra le diverse termocoppie verticali, $T1$, $T2$, $T3$, è stata elaborata con una simulazione in Comsol con l'obiettivo di minimizzare la reciproca influenza tra le termocoppie senza però incappare con la troppa vicinanza lungo i confini fisici nei tipici problemi dei cosiddetti effetti ai bordi. Il risultato della simulazione ci ha suggerito un valore ottimale di 20 mm. Dopo un intervallo di tempo congruente i sensori, $T1$, $T2$, $T3$, vengono completamente coperti dallo spessore di intumescente di tipo carbonioso, ed è in questo momento che iniziamo a registrare, acquisendoli, i segnali di temperatura rappresentativi del campo delle temperature della schiuma carboniosa. Anche in questa seconda campagna la temperatura della piastra di acciaio, T_s , è stata acquisita da due termocoppie di tipo K, posizionate sotto la parte posteriore, quella non pitturata con intumescente, posta tra i confini laterali ed il centro geometrico della piastra.



Figura 10.6: Campione di intumescente sottoposto a prova a cono calorimetrico, dopo intumescenza completa.

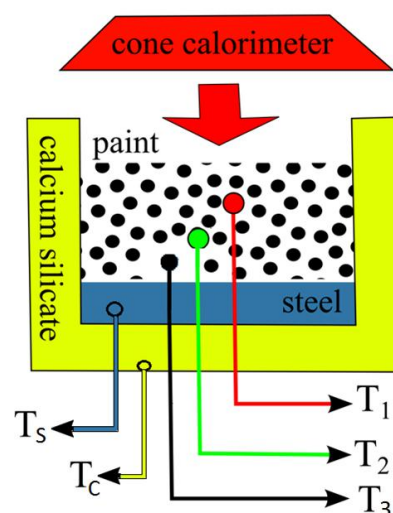


Figura 10.7: Schematizzazione della prova a cono calorimetrico con evidenziazione delle ulteriori termocoppie di questa seconda campagna di indagine.

In considerazione di uno spessore dimezzato di queste piastre di acciaio, rispetto alle stesse della prima campagna, sapendo della elevata conduttività termica, possiamo dire che la conduzione del calore all'interno dell'acciaio, sotto il flusso termico del cono calorimetrico è molto più veloce che non il trasferimento di calore lungo le superfici di bordo. Possiamo dunque a maggior ragione, che nella prima campagna di elaborazione dei dati al cono calorimetrico, sostenere che all'interno della piastra la temperatura sia spazialmente uniforme e dunque che il comportamento della stessa è come nel capitolo precedente sempre a parametri concentrati. Infine con l'intento di stimare in maniera maggiormente accurata che non nella prima campagna al cono calorimetrico, la quantità di calore disperso dai nostri campioni sottoposti a prova a cono calorimetrico, sono state poste due termocoppie tra lo spessore isolante di calcio silicato e l'esocheletro in acciaio. Calabrese et al [Calabrese L, 2014a] hanno evidenziato come, dopo che l'intumescenza sia del tutto svolta (tutti gli step siano conclusi), il flusso di calore che passa attraverso lo spessore accresciuto di intumescente risulterà essere praticamente invariante. Questo risulta tanto più vero se consideriamo di applicare un bilancio di energia solo sul rivestimento, considerando che non vi sia più generazione, in quanto siamo a valle di tutti gli step evolutivi, allora il termine di accumulo è praticamente nullo (la massa dell'intumescente è di pochi milligrammi e conferisce al termine di accumulo un tendere allo zero). Quindi il bilancio di energia nella schiuma carboniosa è stazionario e nella situazione ideale ci dovrebbe permettere di applicare la legge di Fourier (equazione 9.2). Il flusso di calore

nell'equazione 9.2 verrebbe stimato in questa configurazione (grazie all'introduzione di ulteriori termocoppie per misurare accuratamente il calore disperso dal fondo) attraverso il bilancio di calore sull'acciaio

$$q = q_s + q_d = \rho_s c_s s \frac{dT_s}{dt} + \frac{\lambda_c}{s_c} (T_s - T_c) \quad (10.1)$$

Dove q_s e q_d sono il calore assorbito dalla piastra in acciaio e il secondo termine il calore perso dal fondo del campione, ρ_s , c_s , s , sono come nel bilancio del capitolo precedente, la densità, il calore specifico e lo spessore della piastra di acciaio, mentre nel bilancio di energia sulla piastra, il secondo termine, quello che descrive la dispersione di calore è diverso, infatti vi è una diversa differenza di temperatura, avendo noi introdotto la misura di temperatura sul calcio silicato, λ_c , s_c , sono la conduttività termica e lo spessore del calcio silicato, che come detto in questa seconda campagna riescono a tener conto del calore disperso con maggiore accuratezza.

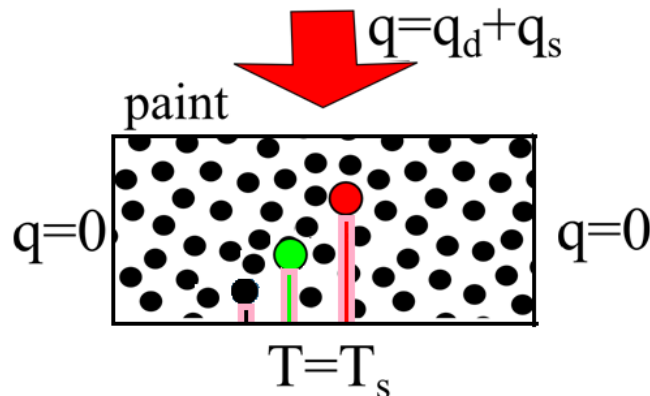


Figure 10.8 Schematizzazione dell'intumescente con le tre termocoppie e con le varie condizioni al contorno per il problema inverso della conduzione.

Inoltre come anche detto nella prima campagna una quantità di flusso di calore non trascurabile va via lungo la guaina metallica delle termocoppie (figura 9.24), andando ad alterare il campo delle temperature nello spessore di intumescente, rispetto al campo di temperature che nell'intumescente si avrebbe senza la loro presenza. Da ciò deriva, che anche se abbiamo eliminato l'effetto ponte tra le termocoppie verticali grazie alla distanza ottimale tra le stesse, ottenuta con la simulazione in Comsol, comunque la modifica del campo di temperature non rende applicabile la legge di Fourier tal quale. Per superare tale problema anche questa volta, come nella prima campagna, viene

implementato l'IHCP nello spessore di intumescente, specificando lungo i contorni le condizioni termiche come rappresentato in figura 10.8 ; più specificatamente considerando la condizione di Dirichelet (equazione 10.2) lungo la faccia posteriore dell'intumescente (lungo il fondo)

$$T|_{x=0} = T_s \quad (10.2)$$

Mentre alla faccia superiore abbiamo la condizione di Neumann (equazione 10.3)

$$-\lambda_{eq} \left. \frac{\partial T}{\partial n} \right|_{x=L} = q \quad (10.3)$$

Le termocoppie sono state modellate sia nel problema diretto che in quello inverso seguendo le specifiche del costruttore (figura 9.24). Tuttavia non sono state fornite informazioni dallo stesso costruttore sulle proprietà fisiche del materiale isolante (interno). Per superare questo problema si è costruito e risolto precedentemente a questa seconda campagna di indagine (vedi capitolo precedente), il problema inverso della conduzione di calore proprio sulla termocoppia di tipo K, ed il risultato ci ha consegnato una conduttività termica del materiale isolante interno alla termocoppia pari a 3.7 W/m K. Ritornando all'intumescente si è assunta la condizione di adiabaticità lungo i lati. Ovviamente la modifica del campo delle temperature indotta dalla guaina delle termocoppie porta ad una riformulazione del problema della conduzione, rendendolo tridimensionale. E' stato quindi riapprociato con il problema inverso per la stima della conduttività termica equivalente. In accordo con l'equazione della legge di Fourier si è considerato lo stato stazionario all'interno della schiuma per l'IHCP. Ancora una volta, ed anche in questo caso, nonostante sia noto che lungo lo spessore di intumescente vi sia una variazione di centinaia di Kelvin, la conduttività termica equivalente viene assunta costante nello spessore del char [Staggs J E J, 2010]. Il valore ottimale del parametro sconosciuto (la nostra conducibilità termica equivalente) viene ottenuto dalla minimizzazione della seguente funzione obiettivo:

$$F(\lambda_{eq}) = \sum_{i=1}^n [T_{exp} - T_{sim}(\lambda_{eq})]_i^2 \quad (10.4)$$

Dove T_{sim} , e T_{exp} , rappresentano rispettivamente le temperature simulate e sperimentali delle tre termocoppie verticali inserite nell'intumescente, ed l'indice n rappresenta quale delle varie termocoppie è coinvolta nell'IHCP.

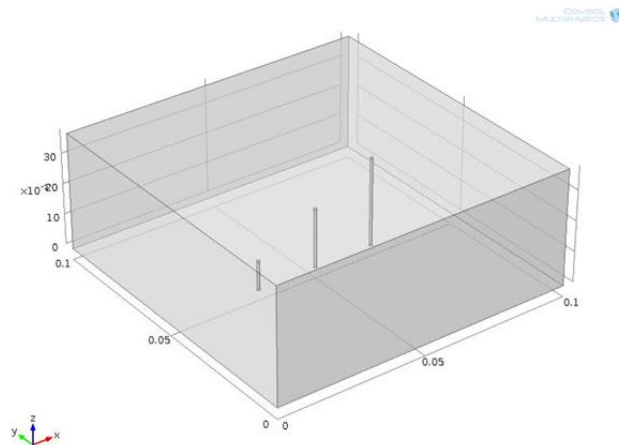


Figure 10.9 Modello tridimensionale dello spessore di intumescente con le tre termocoppie verticali modellato in ambiente Comsol.

10.2.2 Risultati sperimentali

Sulla scorta esperimentale della prima campagna, oltre alle modifiche sullo spessore della piastra e all'aumento del numero e delle posizioni delle varie termocoppie, si sono sottoposti i vari campioni, con i vari spessori al flusso di calore sino a che la temperatura sull'acciaio non raggiungeva i 600 °C, che notoriamente, rappresenta la temperatura critica per l'acciaio alla quale travi e colonne entrano in crisi e collassano. La corrispondenza temporale per ambedue gli spessori di intumescente sottoposti a sperimentazione è stata di circa 6000 s. L'andamento delle temperature sulle piastre di acciaio T_s sono presentate contro il tempo nella figura 10.10.

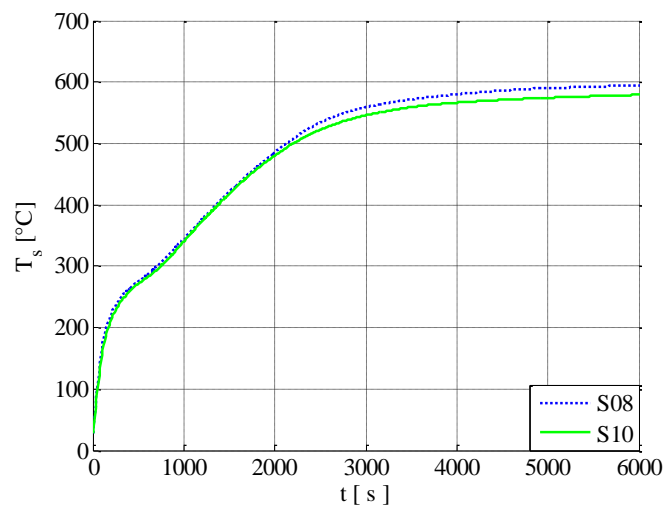


Figure 10.10 Andamento storico delle temperature sulle piastre d'acciaio dei campioni sottoposti a cono calorimetrico.

Molta letteratura sulle pitture intumescenti si basa sullo studio degli andamenti delle temperature dell'acciaio, in quanto in base a questi andamenti si definiscono le performance delle diverse pitture intumescenti come protettivi passivi delle strutture in acciaio [Anderson C. E 1988, Anderson C. E 1984, Cagliostro D. E 1975, Chaboki A 1991, Kneer M J 1993]. Il processo di riscaldamento del substrato di acciaio può essere letto ed interpretato suddividendolo in tre regioni principali [Buckmaster J 1986, Calabrese L 2014b]: pre-riscaldamento, intumescenza, post-intumescenza. Seguendo la figura 10.10 possiamo dire che, prima che venga raggiunta la temperatura propria della fase di intumescenza, il trasferimento di calore è dominato dalla conduzione ed il processo è chiamato preriscaldamento, in questa regione la temperatura della pittura vergine, aumenta velocemente. Quando siamo alla temperatura per la quale partono le varie reazioni chimiche dell'intumescenza allora si ha un decremento della velocità di crescita della temperatura sul substrato di acciaio questo perché parte dell'energia data, che dovrebbe essere usata per incrementare la temperatura, è invece utilizzata dalle diverse reazioni chimiche che avvengono (endotermiche). Alla fine delle reazioni chimiche si ha nuovamente un incremento della velocità di crescita della temperatura sul substrato di acciaio, questa è la fase di post-intumescenza. Questo tipo di andamenti delle temperature sul substrato di acciaio sono comunque tipiche della presenza dei protettivi intumescenti. Successivamente, sempre osservando la figura 10.10 la minor pendenza a partire dai 3000 secondi in poi che si ha nella velocità di aumento della temperatura della piastra (quindi a valle di tutti i processi di intumescenza) è spiegabile nell'opinione dello scrivente, con un incremento del calore perso dalla superficie posteriore della piastra, q_d , proporzionale all'aumentare della temperatura del substrato. Il calcolo del calore perso è stato fatto in accordo con l'equazione 10.1, nella quale la conduttività termica del calcio silicato è stato assunto come definito in letteratura.

Per tutti i campioni, tutte le componenti dell'equazione 10.1 che raggiungono l'intumescente, sono rappresentate nelle figure 10.11 e 10.12:

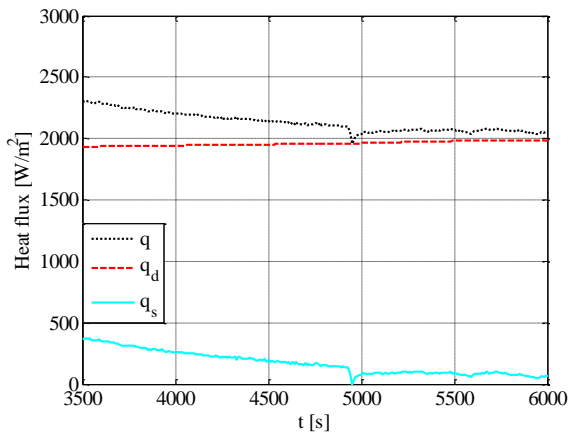


Figura 10.11: Flussi di calore per il campione S08.

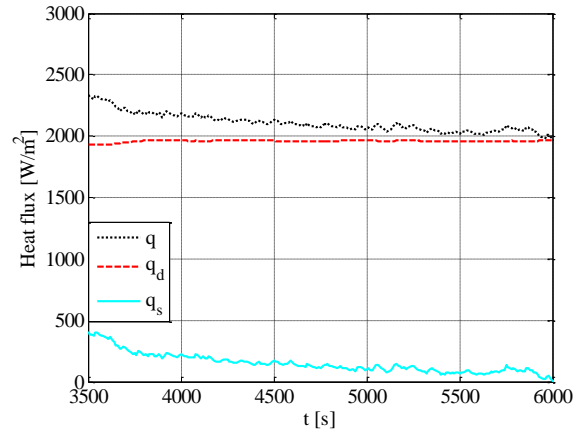


Figura 10.12: Flussi di calore per il campione S10..

Le figure mostrano come il flusso totale, q , assume valori praticamente costanti. Nella presente elaborazione lo stato stazionario viene assunto quando si raggiunge una percentuale di variazione di q minore del 5 %. Come già spiegato nel capitolo precedente, l'assunzione che le perdite di calore dal fondo delle piastre siano trascurabili è stato uno dei motivi di errore frequentemente presenti in letteratura, e che ha portato ad una sottostima dei flussi di calore nell'intumescente che consequenzialmente ha portato a pubblicare valori di conduttività termica equivalente per gli intumescenti troppo bassi. L'andamento delle temperature delle tre termocoppie verticali, $T1$, $T2$, $T3$, per i due campioni sono mostrati nelle figure 10.13 e 10.14.

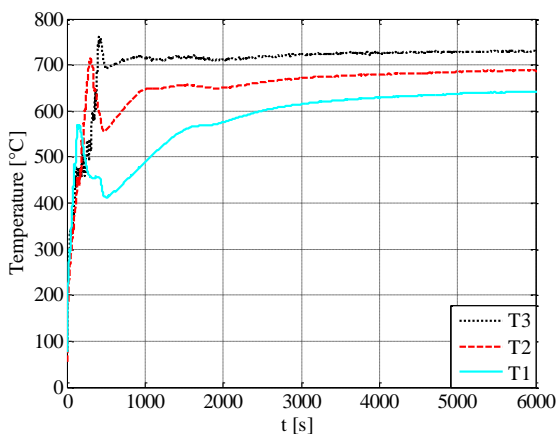


Figura 10.13: Temperature registrate da T1, T2, T3 durante il processo di intumescenza per il campione S08.

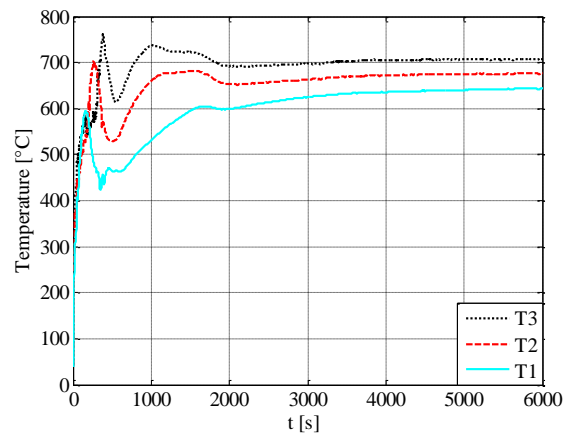


Figura 10.14: Temperature registrate da T1, T2, T3 durante il processo di intumescenza per il campione S10..

10.2.3 Stima della Conduttività Termica Equivalente

Il problema diretto, come schematizzato nella figura 10.8 è anche questa volta, come nella prima campagna, stato risolto per via numerica con il metodo agli elementi finiti, implementandolo nell'ambiente simulativo di Comsol Multiphysics. La funzione obiettivo è stata minimizzata ancora una volta con l'ausilio del tool, Matlab Optimization Toolbox®, utilizzando come criterio di stop una tolleranza minore della funzione obiettivo di $1 \cdot 10^{-4}$, anche in questo caso si è utilizzato nel processo di minimizzazione l'algoritmo di Nelder-Mead. I risultati ottenuti per i due campioni in termini di conduttività termica equivalente sono mostrati in figura 10.15, rappresentati in funzione della temperatura media, registrate, dalle termocoppie nell'intumescente.

Si è anche proceduto all'analisi degli errori. Partendo dall'incertezza delle misure primarie, la teoria della propagazione degli errori permette di stimare l'incertezza sui risultati ottenuti dal calcolo basato sulla variazione delle misure primarie. Per identificare i contributori principali sulla incertezza della conduttività termica equivalente, viene calcolato il valore del coefficiente di influenza.

$$J_{x_i}^{\lambda_{eq}} = \left(\frac{\partial \lambda_{eq}}{\partial x_i} \varepsilon_{x_i} \right)^2 \quad (10.5)$$

Dove λ_{eq} , è la quantità stimata e x_i è il parametro di input con un'incertezza uguale a ε_{x_i} . Per il problema inverso di questa seconda campagna l'equazione 10.5 deve essere calcolata con un approccio alle differenze finite

$$\frac{\partial \lambda_{eq}}{\partial x_i} = \frac{\lambda_{eq}(x_i + \Delta x_i) - \lambda_{eq}(x_i)}{\Delta x_i} \quad (10.6)$$

Dove Δx_i è una piccola variazione del parametro di input x_i . L'incertezza sul parametro incognito è stata stimata con la seguente equazione (equazione 10.7).

$$E_{\lambda} = \left\{ \sum_{i=1}^n [(\partial \lambda_{eq} / \partial x_i) \cdot \varepsilon_{x_i}]^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (10.7)$$

L'incertezza percentuale sarà pari a $E_{\lambda} \% = 12.19\%$. Il valore è stato plottato come barra errore nella figura che segue:

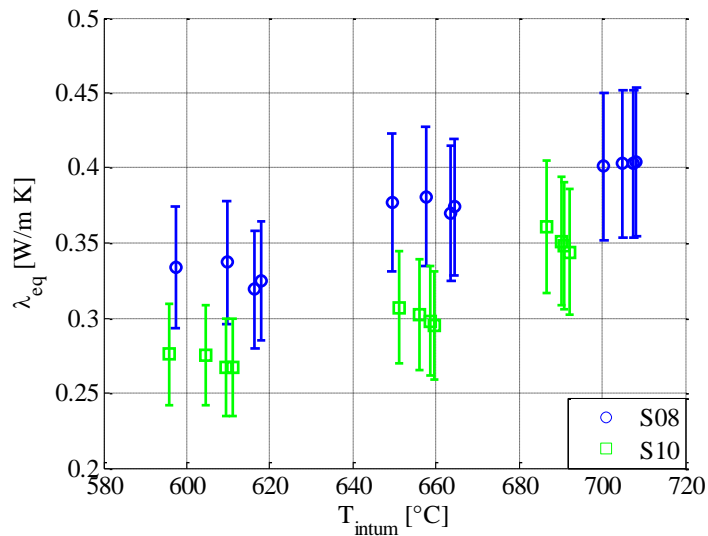


Figure 10.15 Conduttività termica equivalente di due campioni di spessore di intumescente in funzione della temperatura media nell'intumescente.

Congruentemente alla elaborazione dei dati della prima campagna, anche in questa seconda campagna, guardando alla figura 10.15, un incremento nella temperatura dell'intumescente produce un incremento nella conduttività termica equivalente. Per quanto riguarda gli effetti dello spessore di intumescente posto inizialmente sulle piastre di acciaio, la figura di sopra ci mostra un sistematico maggior valore nella conduttività termica equivalente per il campione S08. Tuttavia questo comportamento potrebbe essere dovuto alla sopracitata dipendenza dalla temperatura. Come conseguenza si nota come i diversi spessori di intumescente, non hanno effetti sulla conduttività termica equivalente.

10.3 APPLICAZIONI ELABORAZIONE, EVOLUZIONE E RISULTATI INTERMEDI

Nell'ambito del lavoro sperimentale della seconda campagna indagini a cono calorimetrico diverse metodologie di approccio dei dati sperimentali non hanno fornito valori di conduttività termica plausibili e con significato scientifico, questo in quanto le ricostruzioni degli andamenti di temperatura si discostavano di molto dalla realtà. Tutti questi studi, insieme alla validazione numerica dei modelli matematici sono stati posti nei paragrafi che seguono.

Sui modelli matematici descritti nel paragrafo 10.2 è stato effettuato un inverse crime, sia nel caso del campione S08 che S10 e gli stessi inverse crime hanno restituito valori ricostruiti della conduttività termica equivalente con piccolissime variazioni rispetto a quelli imposti nel problema diretto che ci hanno confermato come anche in questo caso il problema inverso non fosse mal posto.

10.3.1 Analisi degli Errori

L'analisi degli errori è stata effettuata utilizzando la ben conosciuta procedura della propagazione degli errori (Kline and McClintock 1953). Partendo dall'incertezza della misura effettuata nell'atto sperimentale, la teoria della propagazione degli errori permette di stimare l'incertezza sui risultati ottenuti dai calcoli che utilizzano le cosiddette misure primarie (Holman 2001). Andando a definire la variabile Res come la funzione di variabili indipendenti $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ come mostrato nella equazione 10.8:

$$Res = Res(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \quad (10.8)$$

E considerando $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_n$ come le incertezze delle variabili indipendenti, l'incertezza nel risultato ε_R sarà data da:

$$\varepsilon_R = \left[\left(\frac{\partial Res}{\partial x_1} \varepsilon_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial Res}{\partial x_2} \varepsilon_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial Res}{\partial x_n} \varepsilon_n \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (10.9)$$

Dunque l'errore calcolato sulla Res è stato determinato considerando la correlazione presente in letteratura. Per identificare i maggiori contributi all'incertezza del valore stimato della nostra variabile attenzionata, vengono calcolati i valori del coefficiente di influenza (Holman 2001):

$$j_{x_i}^{Res} = \left(\frac{\partial Res}{\partial x_i} \varepsilon_{x_i} \right)^2 \quad (10.10)$$

Dove Res è la quantità stimata e x_i sono i parametri di input presi considerando un'incertezza pari a ε_{x_i} . Per il problema inverso studiato in questo lavoro, la determinazione analitica della derivata parziale presente nell'equazione 10.10 risulta impossibile, ed è necessaria l'adozione dell'approccio alle differenze finite:

$$\frac{\partial Res}{\partial x_i} = \frac{Res(x_i - \Delta x_i) - Res(x_i)}{\Delta x_i} \quad (10.11)$$

Dove Δx_i è una piccola variazione dei parametri di input x_i . Calando l'equazione 10.10 e 10.11 nella nostra specifica situazione relativa all'elaborazione delle prove della seconda campagna a

cono calorimetrico come mostrato nel sottoparagrafo 10.2.3, per uno dei punti della figura 10.15 si è calcolato l'incertezza percentuale. In questo contesto le equazioni 10.10 e 10.11 divengono:

$$J_{x_i}^{\lambda_{eq}} = \left(\frac{\partial \lambda_{eq}}{\partial x_i} \varepsilon_{x_i} \right)^2 \quad (10.12)$$

Dopo aver scritto il coefficiente di influenza (equazione 10.12). Dove λ_{eq} , è la quantità stimata e x_i è il parametro di input con un'incertezza uguale a ε_{x_i} . Per il problema inverso di questa seconda campagna l'equazione 10.12 deve essere calcolata con un approccio alle differenze finite

$$\frac{\partial \lambda_{eq}}{\partial x_i} = \frac{\lambda_{eq}(x_i + \Delta x_i) - \lambda_{eq}(x_i)}{\Delta x_i} \quad (10.13)$$

Dove Δx_i è una piccola variazione del parametro di input x_i . L'incertezza sul parametro incognito è stata stimata con la seguente equazione (equazione 10.14).

$$E_{\lambda} = \left\{ \sum_{i=1}^n [(\partial \lambda_{eq} / \partial x_i) \cdot \varepsilon_{x_i}]^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (10.14)$$

Inoltre l'equazione 10.8 applicata al nostro caso diviene:

$$\lambda_{eq} = \lambda_{eq}(T_{steel}, Z_1, Z_2, T_1, T_2, q_{steel}, q_{dispe}, \text{Posizione elem sensib termocoppia}) \quad (10.15)$$

➤ **Z₁, Z₂**:

Sono le posizioni fisiche dell'altezza verticale delle termocoppie, si impone una variazione percentuale delle posizioni del 10% e se ne calcola la sensitività

Tabella 10.2. Valori di sensitività

$\partial \lambda_{eq} / \partial Z_1$	ε_{Z_1}	$\partial \lambda_{eq} / \partial Z_2$	ε_{Z_2}
0.0099	1 mm	0.00177	1 mm

➤ **T₁, T₂**:

Rappresentano i valori misurati dalle due termocoppie verticali utilizzate nella minimizzazione, si impone una variazione percentuale del 10% e se ne calcola la sensitività

Tabella 10.3. Valori di sensitività

$\partial\lambda_{eq}/\partial T_1$	ε_{T_1}	$\partial\lambda_{eq}/\partial T_2$	ε_{T_2}
-0.00103	5 °C	-0.00161	5 °C

➤ **Q_{disper}:**

Rappresenta la variazione di calore disperso attraverso il fondo del campione dovuto ad una variazione della conduttività del calcio silicato, dello spessore dello stesso calcio silicato ed infine una variazione del differenziale di temperatura acciaio-calcio silicato. Si impone una variazione percentuale del 10% e se ne calcola la sensitività

Tabella 10.4. Valori di sensitività

$\partial\lambda_{eq}/\partial q_{dispe}$	$\varepsilon_{q_{disp}}$
0.000158	117.708 W/ m ²

➤ **Posizione Zona Sensibile Termocoppia:**

Rappresenta la variazione di posizione della zona sensibile di acquisizione della temperatura da parte delle termocoppie e si assume una variazione del 100% essendo la posizione standard -1 mm, da esperienza facilmente si suppone divenga -2 mm

Tabella 10.5. Valori di sensitività

$\frac{\partial\lambda_{eq}}{\partial zona_{sensibile}}$	$\varepsilon_{zona_{sensibile}}$
-0.0088	1 mm

➤ **Q_{Steel}:**

Rappresenta la variazione di calore dell'acciaio attribuibile ad una variazione della massa e del calore specifico. Si impone una variazione percentuale del 10% e se ne calcola la sensitività

Tabella 10.6. Valori di sensitività

$\partial\lambda_{eq}/\partial q_{Steel}$	$\varepsilon_{q_{Steel}}$
0.0001783	11.77 W/ m ²

➤ **T_{Steel}:**

Rappresenta la variazione di valore di misura di temperatura, si impone una variazione percentuale di 10 K e se ne calcola la sensitività

Tabella 10.7. Valori di sensitività

$\frac{\partial \lambda_{eq}}{\partial T_{Steel}}$	$\varepsilon_{T_{Steel}}$
0.0042	5 °C

A questo punto, dopo aver calcolato per ciascuna variabile indipendente il valore di sensitività, per mezzo dell'equazione 10.14 possiamo calcolare l'incertezza percentuale che sarà pari a $E_\lambda \% = 12.19\%$.

10.3.2 Parameter Estimation con Dispersioni e Matching su T1, T2, T3

In questo sottoparagrafo vengono presentati i risultati delle simulazioni di minimizzazione sia per il campione S08 che per S10 in cui il punto ipotetico sensibile delle termocoppie verticali si trova al di sotto della testa della guaina metallica delle termocoppie (1 mm), si considerano le dispersioni dal basso, quindi il bilancio di energia afferma che nell'intumescente la quantità di calore che lo attraversava è uguale a quella dell'acciaio addizionata quella dispersa.

$$q = q_s + q_d = \rho_s c_s s \frac{dT_s}{dt} + \frac{\lambda_c}{s_c} (T_s - T_c) \quad (10.16)$$

Per la determinazione del flusso di calore disperso si è utilizzata una termocoppia posta nel calcio silicato, in tali condizioni considerando un problema inverso che cerchi il matching sulle tre temperature delle tre termocoppie verticali, T1, T2, T3 e considerando al fine di limitare i residui di ipotizzare la conduttività termica dell'intumescente parametrica con la temperatura, si è impostata una minimizzazione a due gradi di libertà

$$\lambda_c = \begin{cases} \lambda_1, & T = T_{1*} \\ \lambda_2, & T = T_{2*} \end{cases} \quad (10.17)$$

Dove T_{1*} rappresenta la temperatura dell'acciaio più bassa per i vari tempi di minimizzazione ed λ_1 è il primo grado di libertà, mentre a T_{2*} è assegnata la temperatura più alta (per i vari tempi) della termocoppia verticale più alta e λ_2 è il secondo grado di libertà. Purtroppo per il campione S10 non abbiamo ottenuto convergenza nel processo di minimizzazione, dunque non abbiamo risultati. Invece per il campione S08 otteniamo dei valori che affermano che all'aumentare della temperatura aumenti anche la conduttività termica equivalente della pittura intumescente e questo (come anche nelle minimizzazioni successive) può trovare una spiegazione nel maggiore peso che all'aumentare della temperatura può avere il termine radiativo.

Tabella 10.8. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching sulle 3 termocoppie verticali

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1^*}=800$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2^*}=1000$ [K]	Residuo[K]
3500	0.257	0.512	1.204
4500	0.245	0.503	1.276
5500	0.148	0.553	0.880
6000	0.156	0.544	0.975

10.3.3 Parameter estimation con dispersioni e matching su $[T_{acc}, T1]$; $[T1, T2]$; $[T2, T3]$

In questo sottoparagrafo lasciando la matematica identica a quella del sottoparagrafo precedente e sapendo che le minimizzazioni del problema inverso non arrivavano a convergenza nel caso del campione S10, abbiamo effettuato varie minimizzazioni a due gradi di libertà sulla valore di conduttività termica equivalente dell'intumescente, parametrici sulle temperature assunte come nel sottoparagrafo precedente, ma con la differenza che il matching del problema inverso è fatto per spezzoni e cioè, su $[T_{acc}, T1]$, quindi su $[T1, T2]$, quindi su $[T2, T3]$. I risultati ottenuti sono rappresentati nelle tre tabelle che seguono.

Tabella 10.9. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching su $[T_{acc}, T1]$

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1^*}=800$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2^*}=1000$ [K]	Residuo[K]
3500	0.198	0.591	0.0070
4500	0.182	0.563	0.00707
5500	0.175	0.5	0.00707
6000	0.174	0.501	0.431

Quindi:

Tabella 10.10. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching su $[T1, T2]$

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1^*}=800$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2^*}=1000$ [K]	Residuo[K]
3500	0.198	0.59	5.152
4500	0.162	0.592	4.492
5500	0.085	0.613	7.427
6000	0.084	0.61	2.69

Quindi:

Tabella 10.11. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico elemento sensibile sotto di 1 mm alla testa della termocoppia matching su [T2, T3]

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1^*}=800$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2^*}=1000$ [K]	Residuo[K]
3500	0.298	0.481	7.078
4500	0.299	0.47	3.628
5500	0.197	0.525	1.687
6000	0.209	0.513	3.199

10.3.4 Backward Propagation

La metodologia della Backpropagation è stata applicata ai due campioni S08 e S10 effettuando le elaborazioni in transitorio. Come punto di partenza è stato preso Il modello fisico costruito in Comsol per il campione S08, in cui si era impostato il lambda dell'intumescente parametrico con la temperatura, e nella fattispecie per il tempo $t=6000$ secondi è stato posto all'interno del modello le lambda delle minimizzazioni ottenute per il matching su T1, T2, T3. Fatto girare questo modello stazionario per $t=6000$ secondi con i valori delle lambda come scritti in tabella 10.8 all'ultima riga, dalla soluzione del Comsol abbiamo ottenuto il quadro delle temperature spaziali nell'intumescente al tempo finale di 6000 secondi che per la nostra backpropagation rappresenta il punto iniziale.

Si è dunque proceduto alla costruzione del modello diretto sempre per il campione S08, parametrico nella conduttività termica equivalente con la temperatura, dove l'istante iniziale del modello transitorio era la simulazione appena svolta per il $t=6000$ secondi. Tutto il resto del transitorio termico è costruito prendendo "all'indietro" tutti i dati di temperature sull'acciaio e tutti i dati di calore dell'intumescente con versi e segni matematici come descritti nelle figure 10.16 e 10.17:

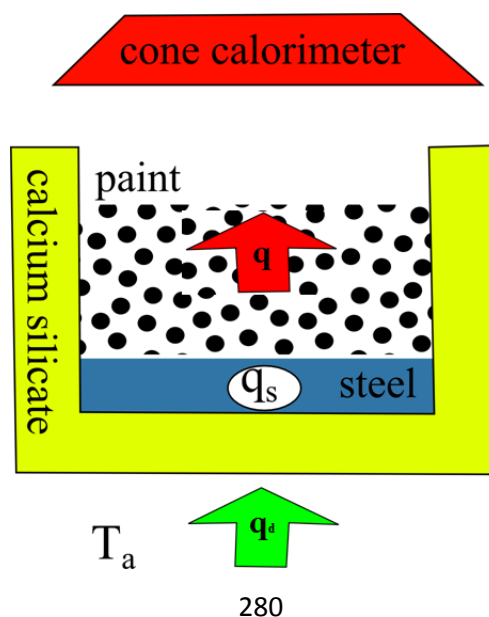


Figura 10.16: Schematizzazione termica della backpropagation.

Dopo aver costruito il problema diretto in Comsol come sopra descritto ne abbiamo estratto il file M che costituisce la base del nostro problema inverso. Ovviamente anche le temperature delle termocoppie verticali le abbiamo fatte “camminare all’indietro”.

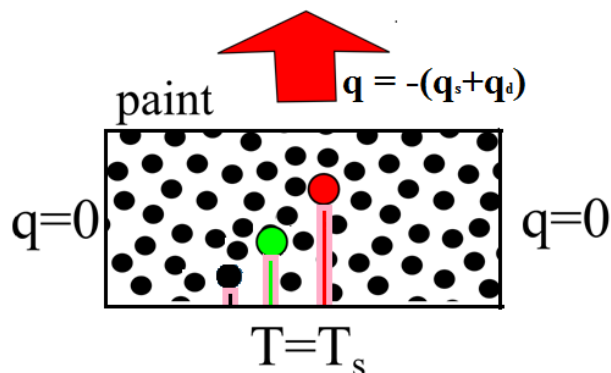


Figura 10.17: Schematizzazione dell’intumescente con le tre termocoppie e con le varie condizioni al contorno per il problema inverso della conduzione in backpropagation.

Effettuando il matching della minimizzazione del problema inverso sulle tre termocoppie verticali, T1, T2, T3 con la conduttività termica equivalente dell’intumescente parametrico con le temperature come esplicitato nella equazione 10.17 si sono ottenuti diversi valori per diverse finestre temporali .

Problema inverso a 2 gradi di libertà

1. Valori delle varie minimizzazioni sono riportati nelle seguenti tabelle, per una finestra temporale che va dai 6000 s ai 3500 s, conduttività termica equivalente parametrica con la temperatura e matching su tutte e tre le termocoppie, otteniamo:

Tabella 10.12. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 3500 s e matching su [T1, T2, T3]

λ_1 [W/m·K]	λ_2 [W/m·K]	Residuo[K]
$T_{1*} = 800$ [K]	$T_{2*} = 1000$ [K]	
0.376	0.241	26.90

Si nota come i valori di conduttività decrescano al crescere della temperatura. Grafichiamo dunque differenziando per le varie termocoppie verticali gli andamenti dei residui, ricavati dal problema diretto in cui sono stati posti i valori di conduttività della tabella 10.12.

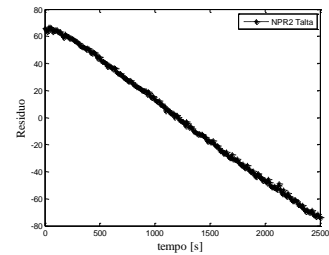
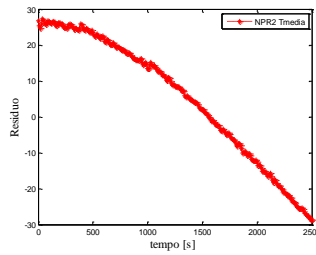
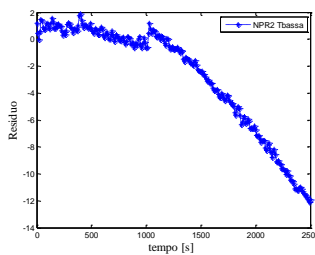


Figura 10.18: Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08.

Figura 10.19: Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08.

Figura 10.20: Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08.

- Valori delle varie minimizzazioni sono riportati nella tabella 10.13, per una finestra temporale che va dai 6000 s ai 5000 s, conduttività termica equivalente parametrica con la temperatura e matching su tutte e tre le termocoppie, otteniamo:

Tabella 10.13. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 s a 5000 s e matching su [T1, T2, T3]

λ_1 [W/m·K]	λ_2 [W/m·K]	Residuo[K]
$T_{1*} = 800$ [K]	$T_{2*} = 1000$ [K]	
0.375	0.33	10.97

Grafichiamo dunque differenziando per le varie termocoppie verticali gli andamenti dei residui, ricavati dal problema diretto in cui sono stati posti i valori di conduttività della tabella 10.13.

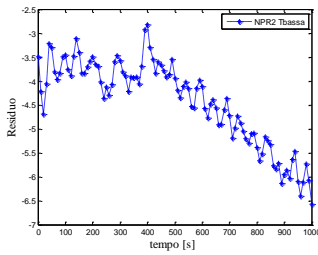


Figura 10.21: Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08.

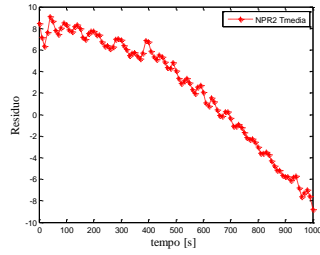


Figura 10.22: Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08.

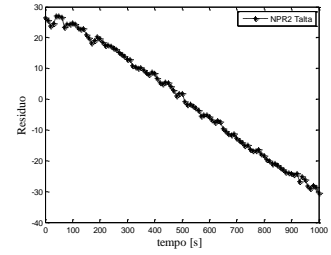


Figura 10.23: Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08.

3. Valori delle varie minimizzazioni riportati nella tabella 10.14, per una finestra temporale che va dai 6000 s ai 5500 s, conduttività termica equivalente parametrica con la temperatura e matching su tutte e tre le termocoppie, otteniamo:

Tabella 10.14. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 s a 5500 s e matching su [T1, T2, T3]

λ_1 [W/m·K]	λ_2 [W/m·K]	Residuo[K]
$T_{1*}=800$ [K]	$T_{2*}=1000$ [K]	
0.296	0.415	5.512

Si nota come dunque nel tratto finale della sperimentazione (dal punto di vista temporale) la conduttività aumenta all'aumentare della temperatura ed anche il residuo diminuisce. Grafichiamo dunque differenziando per le varie termocoppie verticali gli andamenti dei residui, ricavati dal problema diretto in cui sono stati posti i valori di conduttività della tabella 10.14.

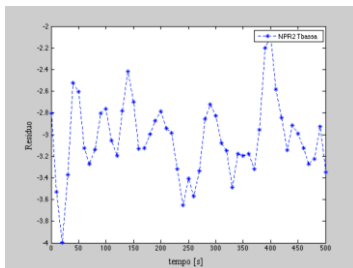


Figura 10.24: Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08.

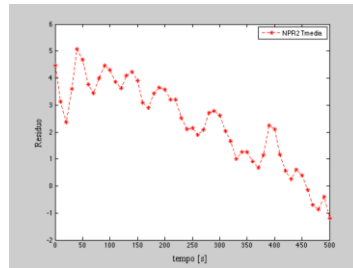


Figura 10.25: Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08.

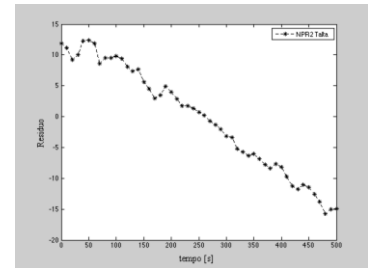


Figura 10.26: Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08.

Quello che possiamo dire sullo studio degli andamenti dei residui è che nel caso della minimizzazione a due gradi di libertà la backpropagation non funziona, in quanto i residui non

assumono un andamento sinusoidale. Solo nel caso della T1 per gli ultimi secondi (6000 secondi a 5500 secondi) si ottiene un residuo ciclico, rappresentativo della bontà della convergenza, da ciò si deduce che la condizione al contorno sulla Tacc è molto forte e riesce a ben condizionare e a rendere dunque accettabile il residuo.

Problema inverso a 1 gradi di libertà

1. Valori delle varie minimizzazioni riportati nella seguente tabella, per una finestra temporale che va dai 6000 s ai 3500 s, conduttività termica equivalente costante con la temperatura e matching su tutte e tre le termocoppie, otteniamo:

Tabella 10.15. Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 3500 s e matching su [T1, T2, T3]

λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
0.278	28.35

Grafichiamo dunque differenziando per le varie termocoppie verticali gli andamenti dei residui, ricavati dal problema diretto in cui sono stati posti i valori di conduttività della tabella 10.15.

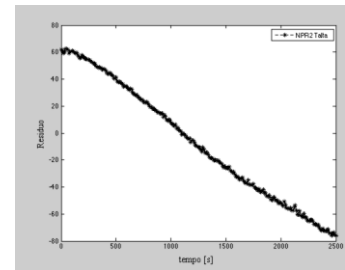
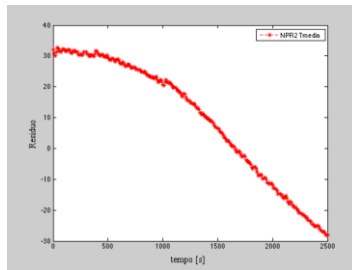
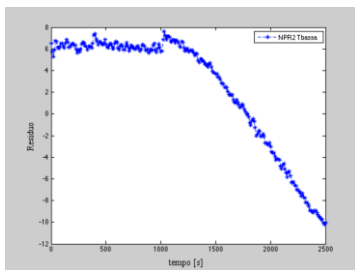


Figura 10.27: Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08.

Figura 10.28: Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08.

Figura 10.29: Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08.

2. Valori delle varie minimizzazioni riportati nella seguente tabella, per una finestra temporale che va dai 6000 s ai 5000 s, conduttività termica equivalente costante con la temperatura e matching su tutte e tre le termocoppie, otteniamo:

Tabella 10.16. Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 5000 s e matching su [T1, T2, T3]

λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
0.345	11.46

Grafichiamo dunque differenziando per le varie termocoppie verticali gli andamenti dei residui, ricavati dal problema diretto in cui sono stati posti i valori di conduttività della tabella 10.16.

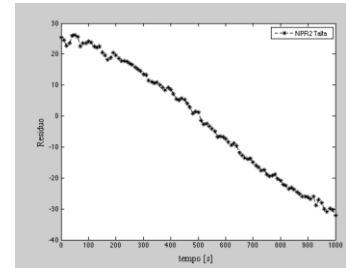
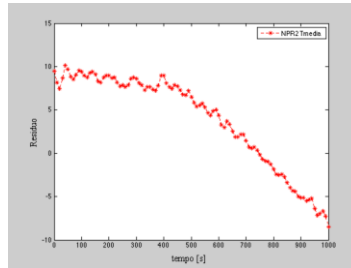
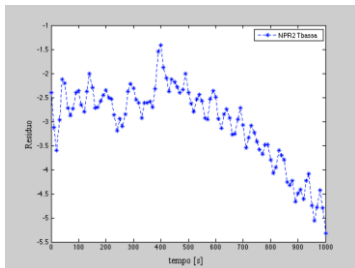


Figura 10.30: Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08.

Figura 10.31: Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08.

Figura 10.32: Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08.

- Valori delle varie minimizzazioni riportati nella seguente tabella, per una finestra temporale che va dai 6000 s ai 5500 s, conduttività termica equivalente costante con la temperatura e matching su tutte e tre le termocoppie, otteniamo:

Tabella 10.17. Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S08 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 5500 s e matching su [T1, T2, T3]

λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
0.376	6.089

Grafichiamo dunque differenziando per le varie termocoppie verticali gli andamenti dei residui, ricavati dal problema diretto in cui sono stati posti i valori di conduttività della tabella 10.17.

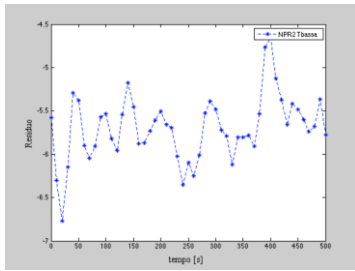


Figura 10.33: Andamento dei residui sulla T1 per il campione S08.

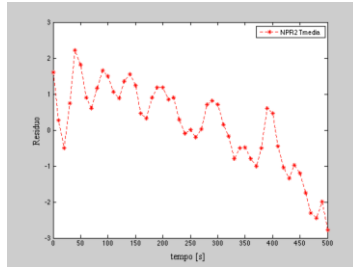


Figura 10.34: Andamento dei residui sulla T2 per il campione S08.

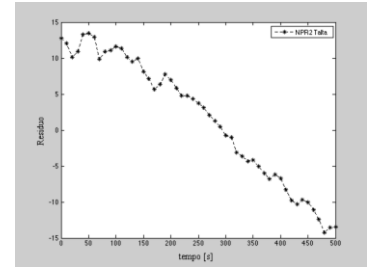


Figura 10.35: Andamento dei residui sulla T3 per il campione S08.

Guardando la tabella 10.17 , nonostante si stiano simulando gli ultimi 500 secondi e nonostante la condizione iniziale sia forte, si ha comunque un elevato valore del residuo e questo sarà imputabile ad una dipendenza da parte della conduttività termica equivalente non solo dalla temperatura ma anche dal tempo.

Abbiamo applicato la stessa metodologia al campione S10, sia a due gradi di libertà che ad uno. Gli andamenti dei residui nel tempo non sono diversi dai corrispettivi temporali della S08 e tutto quanto detto sulla interpretazione dei dati della S08 è parimenti applicabile alla S10.

Tabella 10.18. Valori di conduttività termica parametrici con la temperatura stimati per il campione S10 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico matching su [T1, T2, T3]

Tempo [s]	λ_1 [W/m·K] $T_{1^*}=800$ [K]	λ_2 [W/m·K] $T_{2^*}=1000$ [K]	Residuo[K]
Da 6000 a 3500	0.224	0.317	15.17
Da 6000 a 5000	0.114	0.482	5.12

Invece nel caso di un unico grado di libertà nella minimizzazione otteniamo come risultati per il campione S10 con le varie finestre temporali come sotto riassunto:

Tabella 10.19. Valori di conduttività termica costante con la temperatura stimati per il campione S10 sottoposto a flusso di calore di 50 kW/m² a cono calorimetrico con finestra temporale da 6000 a 5500 s e matching su [T1, T2, T3]

Tempo [s]	λ_c [W/m·K]	Residuo[K]
Da 6000 a 3500	0.283	15.33
Da 6000 a 5000	0.335	9.750
Da 6000 a 5500	0.376	6.0892

CONCLUSIONI

Le pitture intumescenti sono utilizzate come protettivi passivi antincendio nel settore delle costruzioni. In particolare sono utilizzate per aumentare la resistenza al fuoco di elementi in acciaio. Le proprietà termiche di questi rivestimenti sono spesso sconosciute o difficili da stimare per via del fatto che variano notevolmente durante il processo di espansione che subisce l'intumescente quando esposto al calore di un incendio. Per questa ragione la validazione della resistenza al fuoco di un rivestimento presente in commercio si basa su metodi costosi economicamente e come tempi di esecuzione nel quale ciascuna trave e colonna rivestita di protettivo deve essere testata una alla volta attraverso il test di resistenza al fuoco della curva cellulosica. Questi test inoltre, hanno bassa ripetibilità, condizioni al contorno non realistiche o inappropriate, confidenza statistica non proprio affidabile. Adottando invece un approccio basato sulla modellazione termica del rivestimento intumescente si ottiene un aiuto nella semplificazione della procedura di test ed un supporto nella progettazione della resistenza al fuoco delle strutture. Il tratto di unione della presenta ricerca attraverso i vari passaggi che vedremo è stata la metodologia per la stima del comportamento termico sconosciuto che potrà quindi essere usato per la modellazione del comportamento dei protettivi intumescenti, tale metodologia di stima è la "Inverse Parameter Estimation".

Per meglio conoscere le caratteristiche chimico-fisiche degli intumescenti sono state effettuate una serie di indagini strumentali sia di tipo qualitativo che di tipo quantitativo. Utilizzando la calorimetria a scansione differenziale abbiamo ottenuto la temperatura di fusione della pittura intumescente con il relativo calore di fusione, la temperatura di evaporazione dell'acqua legata chimicamente e la sua relativa entalpia di evaporazione, in ultima battuta la temperatura di reazione del fenomeno di intumescenza ed anche l'entalpia della reazione chimica ad essa legata. L'analisi con l'apparecchiatura termogravimetrica ci ha fornito le temperature esatte di tutti i fenomeni fisici e chimici a cui la pittura è sottoposta durante il processo di riscaldamento. La spettroscopia infrarossa invece ci ha dato un'idea esatta della composizione chimica della vernice intumescente, confermando la presenza di melanina, APP e PER. Confermata anche l'acqua legata chimicamente ed il polimero che funge da legante (PoliPropilene). La tecnica di indagine XRD è stata invece utilizzata per comprendere lo stato di aggregazione cristallino del Biossido di Titanio presente nella vernice che da analisi è risultato trovarsi nella configurazione meno nobile di "rutilo" che consequenzialmente indica che non vi è capacità autopulente della vernice.

Nella prima porzione di analisi termica di questa ricerca sperimentale viene suggerita una metodologia per generalizzare la procedura di stima della resistenza al fuoco a qualsiasi tipo di

elemento strutturale in acciaio attraverso l'esecuzione di pochi test sperimentali. Questo metodo si fonda sulla definizione di un modello semplificato di pittura intumescente e sulla schematizzazione dei suoi cambiamenti sotto l'azione del carico termico. Il modello include due parametri sconosciuti che vengono stimati per mezzo di una procedura basata sulla soluzione del problema inverso della conduzione del calore nel sistema composito consistente nell'elemento di acciaio e dello strato di pittura protettiva. Come primo passo, la procedura di stima è stata testata nella sua validità applicandola a dati sintetici ottenuti addizionando rumore casuale alla soluzione numerica della simulazione. Quindi la stessa procedura è stata applicata agli andamenti sperimentali nel tempo delle due temperature acquisite sulle travi IPE 400 di differenti lunghezze ma ricoperte dallo stesso spessore nominale di vernice intumescente (sottoposte in fornace ad una curva di riscaldamento ISO-834). Per le due travi protette dal fuoco con lo stesso spessore di rivestimento i valori ottenuti per il modello di conduttività termica a step differiscono tra loro per uno scarto pari al 9%. I risultati dunque suggeriscono che l'approccio basato sulla modellazione del comportamento termico dell'intumescente in termini di conduttività termica equivalente è realmente utilizzabile per quantificare le caratteristiche di resistenza al fuoco di una struttura metallica ricoperta da intumescente.

Nella seconda porzione dell'analisi termica per ottenere la conduttività termica equivalente delle pitture intumescenti si è utilizzata, a differenza della prima parte sperimentale, l'azione termica di un cono calorimetrico (prima campagna a cono calorimetrico). La procedura di stima come nei test in forno, è anche in questo caso basata sull'approccio del problema inverso dello scambio conduttivo, dove però le temperature sperimentali date come input al problema inverso non sono più quelle dell'acciaio ma sono i valori misurati da due termocoppie durante il processo di espansione, poste all'interno dell'intumescente. In questo modo la costruzione del problema inverso non richiede la formulazione delle condizioni al contorno alla superficie libera del rivestimento, soggetta al flusso di calore, mentre la conduttività termica effettiva dell'intumescente rimane l'unico parametro sconosciuto dello spessore di protettivo, da stimare dunque attraverso la soluzione del problema inverso della conduzione di calore. Il risultato, in termini di conduttività termica equivalente ottenuti per due campioni ricoperti da due spessori di 0.8 e 1.2 mm di intumescente su piastre metalliche indica una variazione della conduttività con il variare della temperatura, invece, lo spessore iniziale di vernice vergine sembra avere un effetto trascurabile sulla conduttività termica effettiva dello strato di intumescente.

Nell'ultima porzione dell'analisi termica è stato affinato l'approccio sperimentale a cono calorimetrico. E' stato quindi dimezzato lo spessore del substrato di acciaio sul quale si è scelto di

depositare questa volta 0.8 e 1 mm di vernice (così da avere il completamento di tutti i processi fisici e chimici caratteristici delle pitture intumescenti quando sottoposte a carico termico). È stata anche introdotta un'ulteriore termocoppia verticale nell'intumescente e sono state calcolate le distanze reciproche ottimali tra le stesse per limitare gli effetti di ponte termico, inoltre con l'introduzione di una ulteriore termocoppia sul fondo dello spessore di calcio silicato (che struttura la culla in cui sono posti i campioni) si è potuto misurare il flusso di calore disperso dal fondo. La modellazione matematica del problema fisico è stata ulteriormente avvantaggiata dall'introduzione del valore di conduttività del MgO in polvere intermo alla struttura delle termocoppie. Congruentemente alla elaborazione dei dati della prima campagna, anche in questa seconda campagna, un incremento nella temperatura dell'intumescente produce un incremento nella conduttività termica equivalente. Per quanto riguarda gli effetti dello spessore di intumescente posto inizialmente sulle piastre di acciaio, si sono ottenuti valori sistematicamente superiori nella conduttività termica equivalente per il campione con 0.8 mm di deposito. Tuttavia questo comportamento potrebbe essere dovuto alla sopracitata dipendenza dalla temperatura che è maggiore in questo minore spessore di intumescente rispetto al valore di deposito di 1 mm del secondo campione. Come conseguenza si è notato come i diversi spessori di intumescente, non hanno effetti sulla conduttività termica equivalente. Concludendo, è stato sviluppato un metodo per la stima della conduttività termica equivalente dello strato espanso di vernice generato dal processo di intumescenza, il metodo si è basato sull'approccio del problema inverso della conduzione del calore i cui dati di input nei vari step di ricerca sono state: nella prima fase termica (fornace) la temperatura misurata sull'acciaio ricoperto di intumescente, nella seconda fase (cono calorimetrico) la temperatura misurata in due differenti punti dello strato di intumescente, e nella terza fase (cono calorimetrico) la temperatura misurata in tre differenti punti dello strato di intumescente. I risultati hanno confermato l'alta dipendenza della conduttività termica equivalente dalla temperatura mentre lo spessore del deposito di vernice come anche la geometria del substrato di acciaio sembrano non avere grande importanza nel caratterizzare λ_{eq} . Possiamo affermare, generalizzando, che la procedura di stima applicata alla ricostruzione del parametro sconosciuto della conduttività termica equivalente risulta essere molto promettente, sono da ipotizzarsi per il miglioramento dell'approccio anche ulteriori steps di sviluppo che vedono tenere in debito conto nel problema inverso della variazione della temperatura nello spessore di intumescente $\lambda_{eq} = \lambda_{eq}(T)$, ipotizzare l'aumento del numero di termocoppie all'interno dell'intumescente o alternativamente come soluzione del set-up sperimentale ipotizzare una configurazione orizzontale per le termocoppie all'interno del coating che ridurrebbe l'effetto ponte termico che porta con sé la guaina delle termocoppie.

BIBLIOGRAFIA

- Amandola G., Terreni V., Analisi chimica strumentale e tecnica, *Masson Scuola*, (1995)
- Anderson C. E., and Wauters D. K., A thermodynamic heat transfer model for intumescent systems, *Int. J. Eng. Sci.*, **22**, 881 (1984).
- Anderson C. E., Ketchum D. E., and Mountain W. P., Thermal conductivity of intumescent chars, *J. of fire Sci.*, **6**, 390 (1988).
- Atkins P., De Paula J., Physical chemistry, *Oxford University Press*, (2006)
- Alifanov, O. M., Inverse Heat Transfer Problems, *Springer-Verlag*, New York, (1994).
- Beck J.V. and Arnold K.J, Parameter estimation in engineering and science, John Wiley & Sons, New York (1977).
- Beck J V, Blackwell B, Clair JR. C R ST , Inverse heat conduction, Ill-posed problem, New York etc., J. Wiley & Sons (1985).
- Bartholmai M., Schriever R., and Scharfel B., Influence of external heat flux and coating thickness on the thermal insulation properties of two different intumescent coatings using cone calorimeter and numerical analysis, *Fire Materials*, **27**, 151-162 (2003).
- Bartholmai M., Scharfel B., Assessing the performance of intumescent coatings using bench-scaled cone calorimeter and finite difference simulations, *Fire and Materials*, **31**, 187-205 (2007).
- Becker W., The role of intumescent for construction products with improved fire safety, *Fire and Materials*, **15**, 169 (1991).
- Bejan A., Heat Transfer, *John Wiley & Sons*, Inc New York (1993).
- Bourbigot S., Duquesne S., and Leroy J.M., Modelling of heat transfer of a polypropylene based intumescent system during combustion, *Journal of Fire Sciences*, **17**, 42-56 (1999)
- Bourbigot S., Le bras M., Dabrowski F., Gilman J. W., and Kashiwagi T., PA-6 lay nanocomposite hybrid as char forming agent in intumescent formulations, *Fire Mater.*, **24**, 201 (2000)
- Bourbigot S., Le bras M., Duquesne S., and Rochery M., Recent advances for intumescent polymers, *Macromol Mater. Eng.*, **289**, 499 (2004)
- Blackwell B., Beck J.V., A technique for uncertainty analysis for inverse heat conduction problems, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **53(4)** 753-759 (2010).
- Blanc G., M. Raynaud and T. H. Chau, A guide for the use of the function specification method for 2D inverse heat conduction problems, *Revue Générale de Thermique*, **37**, 17-30 (1998).

- Bozzoli F. and Rainieri S., Comparative application of CGM and Wiener filtering techniques for the estimation of the heat flux distribution, *Inverse Problems in Science and Engineering*, **19** 551-571 (2011);
- Bozzoli F., Pagliarini G., Rainieri S., Experimental validation of the filtering technique approach applied to the restoration of the heat source field, *Experimental Thermal and Fluid Science*, **44** 858–867 (2013).
- Bozzoli F., Cattani L., Rainieri S., Pagliarini G., Estimation of local heat transfer coefficient in coiled tubes under inverse heat conduction problem approach, *Experimental Thermal and Fluid Science*, **59** 246–251 (2014a).
- Buchanan A.H., Structural design for fire safety, *John Wiley & Sons*, (2001).
- Buckmaster J., Anderson C., Nachman A., A model for intumescent paint, *Int. J. of Eng. Sci.*, **24**, 263 (1986).
- Butler K., Baum H. R. Kashiwagi T., Three-dimensional modeling of intumescent behavior in fires, *Fire Safety Science, Proc. 5TH Int. Symp.* 523 (1997)
- Cagliostro D. E., Riccitello S. R., Claek K. L., Shimizu A. B., Intumescent coating modelling, *J. Of Fire & Flammability*, **6**, 205 (1975).
- Calabrese L, Bozzoli F, Bochicchio G, Tessadri B, Vocale P, Rainieri S, Parameter Estimation Approach to the Thermal Characterization of Intumescent Fire Retardant Paints, *IOP Journal of Physics.*, **655** (2015).
- Calabrese L, Bozzoli F, Bochicchio G, Tessadri B, Rainieri S, Pagliarini G, Thermal characterization of intumescent fire retardant paints, *IOP Journal of Physics.*, **547** (2014a).
- Calabrese L, Cattani L, Vocale P, Parameter Estimation Approach Applied to the Characterization of an Intumescent Fire Retardant Paints, *JP Journal of Heat and Mass Transfer.* **9**, 101-116 (2014b).
- Camino G., Costa L., Trossarelli L., Part IV evidence of ester formation in ammonium polyphosphate-pentaerythritol mixtures, *Poly. Deg. And Sta.*, **8**, 13(1984)
- Camino G., Costa L., Trossarelli L., Part V mechanism of formation of gaseous products in the thermal degradation of ammonium polyphosphate, *Poly. Deg. And Sta.*, **12**, 203(1985)
- Camino G., Costa L., Trossarelli L., Study of the mechanism of intumescent in fire retardant polymers: part I thermal degradation of ammonium polyphosphate pentaerythritol mixture, *Poly. Deg. And Sta.*, **6**, 2243(1984)
- Camino G., Costa L., Trossarelli L., Study of the mechanism of intumescent in fire retardant polymers: part III effect of urea on the ammonium polyphosphate pentaerythritol system, *Poly. Deg. And Sta.*, **7**, 221(1984)

Bibliografia

- Camino G., Costa L., Trossarelli L., Study of the mechanism of intumescent in fire retardant polymers: part VI mechanism of ester formation in ammonium polyphosphate pentaerythritol mixture, *Poly. Deg. And Sta.*, **12**, 213(1985)
- Camino G., Costa L., Performance and mechanism of fire retardants in polymers a review, *Poly. deg. and stab.*, **20**, 271 (1988).
- Camino G., Costa L., and Martinasso G., Intumescent fire retardants systems, *Poly. deg. and stab.*, **23**, 359 (1989).
- Camino G., Costa L., Martinasso G., and Gobetto R., Thermal degradation of pentaerythritol diphosphate, model compound for fire retardant intumescent systems: part II intumescent step, *Poly. deg. and stab.*, **28**, 17 (1990).
- Camino G., Costa L., Martinasso G., and Gobetto R., Thermal degradation of pentaerythritol diphosphate, model compound for fire retardant intumescent systems: part I – overall thermal degradation, *Poly. deg. and stab.*, **27**, 285 (1990).
- Camino G., Costa L., Luda di Cortemiglia M.P., Overview of fire retardant mechanism, *Poly. deg. and stab.*, **33**, 131 (1991).
- Chaboki A, Kneer M J, Schneider M E, Koo J H, Experimental and Numerical Results for Thermophysical Properties and Thermal Response of a Fire-Retardant Polymer, ASME, HTD V. 170, Experimental/Numerical, *Heat Transfer in Combustion and Phase Change*, 1-9 (1991).
- Circolare 91/61, 1961 Norme di sicurezza per la protezione contro il fuoco dei fabbricati a struttura in acciaio destinati ad uso civile
- Di Blasi C., The state of the art of transport models for charring solid degradation, *Poly. Int.*, **49**, 1133 (2000).
- Di Blasi C., Branca C., Mathematical model for the nonsteady decomposition of intumescent coatings, *Alche J.* **47**, 2359(2001).
- D. M. 9 Marzo 2007, 2007 Prestazioni di resistenza al fuoco delle costruzioni nelle attività soggette al controllo del corpo nazionale dei vigili del fuoco
- D. M. 16 Febbraio 2007, 2007 Classificazione di resistenza al fuoco di prodotti ed elementi costruttivi di opere da costruzione
- D. M. 9 Maggio 2007, 2007 Direttive per l'attuazione dell'approccio ingegneristico alla sicurezza antincendio
- D. M. 7 Agosto 2012, 2012 Disposizioni relative alle modalità di presentazione delle istanze concernenti i procedimenti di prevenzione incendi ed alla documentazione da allegare "ai sensi dell'articolo 2, comma 7 del DPR 1 agosto 2011, n° 151"

- D. M. 4 Maggio 1998, 1998 Disposizioni relative alle modalità di presentazione ed al contenuto delle domande per l'avvio dei procedimenti di prevenzione incendi, nonché all'uniformità dei connessi servizi resi dai comandi provinciali dei vigili del fuoco
- Duquesnea S., Magnet S., Jama C., Delobel R., Thermoplastic resins for thin film intumescent coatings e towards a better understanding of their effect on intumescence efficiency, *Poly. Deg. And Stab.* **88**, 63(2005)
- Duquesnea S., Magnet S., Jama C., Delobel R., Intumescent paints: fire protective coatings for metallic substrates, *Surface and Coating Technology*, 180-181. 302(2004).
- Duquesnea S., Le bras M., Bourbigot S., Delobel R., Camino G., Eling B., Lindsay C., Roels T., Vezin H., Mechanism of fire retardancy of polyurethanes using ammonium polyphosphate, *Journal of Applied Polymers Science*, **82**, 3262(2001).
- Dulikravich, G.S. and Martin, T.J., Inverse Shape and Boundary Condition Problems and Optimization in Heat Conduction, *Chapter 10 in Advances in Numerical Heat Transfer*, **1** 381-426, Minkowycz, W. J. And Sparrow, E. M. (eds.), *Taylor and Francis*, (1996).
- Elliot A, Temple A, Maluk C, Bisby L, Novel Testing to Study the Performance of Intumescent Coatings under Non-Standard Heating Regimes, *Fire Safety Science-Proceedings of the Eleventh International Symposium* (2014).
- UNI ENV 13381-4, 2002 Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members - Part 4: Applied protection to steel members
- Gillet M., L. Autrique and L. Perez, Mathematical model for intumescent coatings growth: application to fire retardant systems evaluation, *Journal of Physics D: Applied Physics*, **40**, 883-899 (2007).
- Gillman H D, Nannelli P, Development of a special purpose spacecraft interior coating, National Aeronautics and Space Administration, Houston (1979).
- Goode M.J., Fire Protection in structural steel in high-rise buildings NIST Technical report, *NIST gcr 04-872* (2004)
- Gomez-Mares M., Tugnoli A., Landucci G., Barontini F., Cozzani V., Behaviour of intumescent epoxy resins in fireproofing applications, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, **97**, 99-108 (2012)
- Griffin G. J., Bicknell D. A., Brown J. T, Studies on the effect of atmospheric oxygen content on the thermal resistance of intumescent fire retardant coatings, *Journal of Fire Sciences*, **23**, (2005).
- Griffin G J, The modelling of heat transfer across intumescent polymer coatings , *Journal of Fire Sciences*, **28**, (2010).

- Gu J., Zhang G., Dong S., Zhang Q., Kong J., Study on preparation and fire-retardant mechanism analysis of intumescent flame-retardant coatings, *Surface e Coatings Technology*, **201**, 7835-7841 (2007)
- Han Z., A. Fina, G. Malucelli and G. Camin, Testing fire protective properties of intumescent coatings by in-line temperature measurements on a cone calorimeter, *Progress in Organic Coatings*, **69**, 475–480 (2010).
- Hansen P.C., The truncated SVD as a method for regularization, *Numerical Analysis Project Manuscript NA-86-36*, (1986).
- Hansen P.C., Truncated singular value decomposition solutions to discrete illposed problems with ill-determined numerical rank, *SIAM Journal on Scientific Computing*, **11** 503–518 (1990).
- Hansen P.C., Rank-deficient and discrete ill-posed problems, *SIAM*, Philadelphia, (1998).
- Henderson J. B., Wiecek T. E., A mathematical model to predict the thermal response of decomposing, expanding polymer composites, *Journal of Composite Materials.*; **21**:373-393 (1986)
- Horacek H., Pieh S., The importance of intumescent systems for fire protection of plastic materials, *Polym. Int.*, **49**, 1106 (2000)
- Horrocks A. R., Development in flame retardants for heat and fire resistant textiles the role of char formation and intumescence, *Poly. Degrad. And Stab.*, **54**, 143 (1996).
- Hore P. S., Krutz G. W., and Schoenhals R. J., Application of the Finite Element Method to the Inverse Heat Conduction Problem, *ASME Paper NO. 77- WA/TM-4*, (1977).
- Huang C.H., Ozisik M.N., and Sawaf B., Conjugate Gradient Method for Determining Unknown Contact Conductance During Metal Casting, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **35** 1779-1789 (1992).
- Huang C-H. and Tsai Y-L., A transient 3-D inverse problem in imaging the time-dependent local heat transfer coefficient for plate fin, *Applied Thermal Engineering* **25** 2478-2495 (2005).
- Incoprera F.P., De Witt D.P., Fundamentals of Heat and Mass Transfer, *John Wiley & Sons*, Inc New York (2002).
- ISO 5660-1, Reaction to fire tests-Heat release, smoke reduction and mass loss rate - Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method) (2002).
- IUPAC Gold Book, Compendium of chemical terminology, (2014)
- Kandola B., Akonda M. H., Horrocks A. R., Use of high performancesfibres and intumescent as char promoters in glass reinforced polyester composites, *Poly. Deg. And Stab.* **88**, 123 (2005)

- Kandola B., Horrocks S. H., Horrocks A. R., Evidence of interaction in flame retardant fiber intumescent combination by thermal analytical techniques, *Thermochimica acta*, 294, 113 (1997)
- Kneer M J, Koo J H, Miller M J, Schneider M E, A Cost-Effective Approach to Evaluate Insulative Materials for Low Heat Flux Applications, 31st Aerospace Sciences Meeting & Exhibit, AIAA-93-840, January 11-14, Reno, NV (1993).
- F Kreith., Principi di Trasmissione del calore , *Liguori editore*, Napoli,(1997).
- Lataille, J.I., Fire protection engineering in building design, *Elsevier Science* (2003)
- Lawson R.M., Fire engineering design of steel and composite buildings, *Journal of constructional steel research*, **57**, 1233-1347 (2001)
- Le bras M., Bugajny M., Lefebvre J., Bourbigot S., Use of polyurethanes as char forming agents in polypropylene intumescent formulations, *Polym. Int.*, **49**, 1115 (2000)
- Le bras M., Camino G., Bourbigot S., Delobel R., Fire retardancy of polymers: the use of intumescence, the royale society of chemistry, *Cambridge UK*, (1998)
- Leonard J. E., Bowditch P. A., Dowling V. P., Development of a Controlled-atmosphere Cone Calorimeter, *Fire and Materials*, **24** 143-150 (2000).
- Levenberg, K., A Method for the Solution of Certain Non-linear Problems in Least-Squares, *Quarterly of Applied Mathematics*, **2** 164-168 (1944).
- Li G Q, Lou G B, Zhang C,Wang L L, Wang Y C, Assess the fire resistance of intumescent coatings by equivalent constant thermal resistance, *Fire Technology*. **48** 529-546 (2012).
- Marquardt, D. W., An Algorithm for Least Squares Estimation of Nonlinear Parameters, *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, **11** 431-441 (1963).
- Maluk C, Bisby L, Terrasi G, Krajcovic M, Torero J L, Novel Fire Testing Metodology:Why, How and what now?, *Proceedings of the Mini Symposium on Perfomance based Fire Safety Engineering of Structures as part of 1 st International Conference on Performance Based land Life Cycle Structural Engineering*, 448-458 (2012).
- Mesquita L, Piloto P, Vaz M, Experimental study of intumescent fire protection coatings, *Fire Retardant Coatings II*, Berlin, Germany (2007).
- Mesquita L.M.R., Piloto P.A.G., Vaz M.A.P., Pinto T.M.G., Decomposition of intumescent coatings: comparison between a numerical method and experimental results, *Acta Polytechnica*, **49**, 60-65 (2009)
- Mesquita L, Piloto P, Vaz M, Efficiency evaluation of intumescent coatings used for fire protection:comparison between numerical method and experimental results, *Integrity Reliability and Failur.*, **Chapter XVIII** 537-538 (2009a).

Bibliografia

- Morozov V.A., Methods for Solving Incorrectly Posed Problems, *Springer-Verlag*, New York (1984).
- Omrane A, Wang Y C , Góransson U, Holmstedt G and Aldèn M, Intumescent coating surface temperature measurement in a cone calorimeter using laser-induced phosphorescence, *Fire Safety Journal*, 42 68–74 (2007).
- Orlande, H. R. B. and Özisik M.N, Inverse Problem of Estimating Interface Conductance Between Periodically Contacting Surfaces, *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 7 319-325 (1993).
- Orlande H.R.B., Fudym O., Mailliet D., Cotta R.M., Thermal Measurements and Inverse Techniques, *Taylor & Francis*, New York (2011).
- Özisik M.N and Orlande H.R.B, Inverse Heat Transfer, *Taylor and Francis*, New York, (2000).
- Pagliarini G. and S. Rainieri, Restoration of the building hourly space heating and cooling loads from the monthly energy consumption, *Energy and Buildings*, 49, 348-355, (2012).
- Parker J A, Fohlen G M, Sawko P M, Fish R H, Intumescent Coatings as Fire Retardants , National Aeronautics and Space Administration, Houston (1970).
- Perez L, Autrique L and M. Gillet, Implementation of a conjugate gradient algorithm for thermal diffusivity identification in a moving boundaries system, *Journal of Physics: Conference Series*, 135, 012082, (2008).
- Purkiss, J.A, Fire safety engineering design of structures, *Butterworth-Heinemann* (1996)
- Prabhanjan D.G., Raghavan G.S.V., Rennie T.J., Comparison of heat transfer rates between a straight tube heat exchanger and a helically coiled heat exchanger, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 29 185-191 (2002).
- Ramachandran, G., The economics of fire: protection, *London and New York* (2003)
- Rainieri S., Bozzoli F., Pagliarini G., Wiener filtering technique applied to thermographic data reduction intended for the estimation of plate fins performance, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 28 179–183 (2004).
- Rainieri S., Bozzoli F., Cattani L., Vocale P., Parameter estimation applied to the heat transfer characterization of Scraped Surface Heat Exchangers for food applications, *Journal of Food Engineering*, 125 147–156 (2014a).
- Rodier S, Autrique L, Perez L, Ramdani N, Serra J J, Fire protective coatings evaluation: tests and modelling based on a nonlinear partial differential equations system, *Imacs –World Congress*. Paper T6-R-00-0406 (2005).
- Rota R., Incendi, Enciclopedia degli Idrocarburi, *Treccani* ,5 449-467, Milano, (2005).
- Scibilia N., Progetto di Strutture in Acciaio, *Dario Flaccovio Editore*, Palermo (2010)

- Shuklin S. G., Kodolov V. T., Klimenco E. N., Intumescent coatings and the processes take place in them, *Fibre Chemistry*, **36**, 200 (2004)
- Smith J. M., Chemical engineering kinetics, *McGRAW-HILL BOOK COMPANY*, (1981)
- Staggs J E J, Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation, *Fire Safety Journal*. **45** 228-237 (2010).
- Staggs J E J, Crewe R J Butler, R, A theoretical and experimental investigation of intumescent behaviour in protective coatings for structural steel, *Chemical Engineering Science*. **71** 239-251 (2012)
- Stolz, G., Numerical Solutions to an Inverse Problem of Heat Conduction for Simple Shapes, *ASME Journal of Heat Transfer*, **82** 20-26 (1960).
- Tikhonov A.N. and Arsenin V.Y., Solution of Ill-Posed Problems, *Winston & Sons*, Washington, DC, (1977).
- Telejko T., and Z. Malinowski, Application of an inverse solution to the thermal conductivity identification using the finite element method, *Journal of Materials Processing Technology*, **146**, 145-155, (2004).
- Tramm H. et al., U.S. PATENT No 2106938, *Assigned to Rurchemie Aktiengesellschaft*, feb. 1938.
- UE 305/2011, 2011 Regolamento delle condizioni armonizzate per la commercializzazione dei prodotti da costruzione
- UNI EN 13501-1, 2009 Classificazione al fuoco dei prodotti e degli elementi da costruzione- Parte 1: Classificazione in base ai risultati delle prove di reazione al fuoco
- UNI EN 13381-4, 2013 Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members - Part 4: Applied passive protection to steel members
- UNI EN 1363-1, 2001 Fire resistance tests General requirements
- UNI EN 1991-1-2, 2004 Eurocodice 1 - Azioni sulle strutture - Parte 1-2: Azioni in generale - Azioni sulle strutture esposte al fuoco
- UNI EN 1993-1-1, 2005 Eurocodice 3 - Progettazione delle strutture di acciaio - Parte 1-1: Regole generali e regole per gli edifici
- UNI EN 1993-1-2, 2005 Eurocodice 3 - Progettazione delle strutture di acciaio - Parte 1-2: Regole generali - Progettazione strutturale contro l'incendio
- Vandersall H. L., Intumescent coating systems, their development and chemistry, *J. Fire and Flammability*, **Vol. 2**, pp.97-140 (1971)
- Wang H. B., Heat transfer analysis of components of construction exposed to fire-a theoretical, numerical, and experimental approach, *PhD Thesis*, (1995).

Bibliografia

- Wang J. Q., Chow W. K., A brief review on fire retardants for polymeric foams, *Journal of Applied Polymer Science*, **97**, 366 (2005).
- Wang L, Dong Y, Zhang D, Zhang C, Experimental Study of Heat Transfer in Intumescent Coatings Exposed to Non-Standard Furnace Curves, *Fire Technology* (2015).
- Wang L L, Wang Y C, Yuan J F and Li G Q, Thermal conductivity of intumescent coating char after accelerated aging, *Fire and Materials*, **37** 440–456 (2012)
- Wang Y.C., Steel and composite structures behavior and design for fire safety, *Spon Press*, London and New York (2002).
- Wang Y. C., Goransson U., Holmstedt G., Omrane A., A model for prediction of temperatures in steel structures protected by intumescent coating, based on tests in the cone calorimeter, *Proceedings of the 8TH International Symposium On The Fire Safety Science*, China, pp 235-246(2005)
- Woodbury K.A, Inverse engineering handbook, *CRC Press*, 2003
- Xia Y., Jin F., Mao Z., Guan Y., Zheng A., Effects of ammonium polyphosphate to pentaerythritol ratio on composition and properties of carbonaceous foam deriving from intumescent flame retardant polypropylene, *Polymer Degradation and Stability*, **107**, 64-73 (2014)
- Xianghe D, Wang Y, Bailey C, A simple method to predict temperatures in steel joints with partial intumescent coating fire protection, *Fire Technology*, **46** 19-35 (2010).
- Zhang F, J. Zhang and Y. Wang, Modelling study on the combustion of intumescent fire-retardant polypropylene, *eXPRESS Polymer, Letters* 1, 157-165, (2007).
- Zhang Y, Wang Y C, Bailey C G, Taylor A P, Global modelling of fire protection performance of intumescent coating under different cone calorimeter heating conditions, *Fire Safety Journal*, **50** 51-62 (2012)
- Zhang Y, Wang Y C, Bailey C G, Taylor A P, Global modelling of fire protection performance of an intumescent coating under different furnace fire conditions, *Journal of Fire Sciences*, **31** 51-72 (2012*)
- Zabarar, N. and Ngugen, T. H., Control of the Freezing Interface Morphology in Solidification Processes in the Presence of Natural Convection, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, **38** 1555-1578 (1995).