LA VERIFICA AL FUOCO DEI TELAI MONOPIANO: APPLICAZIONE DEL METODO DI MERCHANT - RANKINE

Ponticelli L.
Corpo Nazionale dei Vigili del Fuoco – Area VII della Direzione Centrale per la Prevenzione e la Sicurezza Tecnica – Piazza Scilla, 2 00179 Roma (Capannelle)

SOMMARIO

Il presente lavoro ha come obiettivo la definizione di un metodo analitico semplificato, conservativo e sufficientemente in accordo con le evidenze sperimentali, per la verifica della resistenza di telai monopiano a singola campata in materiale metallico in condizioni di incendio.
La scelta di riferirsi a questo particolare schema strutturale è dettata dalla sua semplicità e dalla possibilità di applicazione ad una tipologia costruttiva particolarmente utilizzata in Italia quale quella dei capannoni industriali.
Alla base del procedimento di verifica proposto vi è l'estensione del metodo di Merchant-Rankine per la stima del carico di collasso (F_c) dei telai monopiano ai casi di strutture metalliche sottoposte ad un cimento termico.
Il metodo ha il pregio di essere molto intuitivo e conduce a formulazioni che ben si sposano con i metodi di verifica semplificati attualmente definiti dalle normative vigenti ed applicabili alle singole membrature metalliche (come il metodo della temperatura critica).
Aspetti di non secondaria importanza sono quello della particolare adattabilità del procedimento ai metodi di verifica tipici dell'ingegneria della sicurezza antincendio introdotti nel recente Decreto del Ministero dell'Interno 9 maggio 2007 e della semplice fruizione anche ai fini didattici.

1 INTRODUZIONE

Il metodo di Merchant–Rankine consente di stimare il carico di collasso (F_c) di una struttura a partire dal calcolo del carico critico elastico (F_{cr}) e del carico limite plastico (F_{pl}). Il primo viene calcolato effettuando un'analisi elastica lineare sulla struttura deformata, mentre il secondo si determina effettuando un'analisi strutturale rigido plastica.
La condizione di collasso di Merchant–Rankine per la stima del carico di collasso è la seguente:

$$\frac{1}{F_c} = \frac{1}{F_{cr}} + \frac{1}{F_{pl}} \tag{1}$$

Una semplice verifica del criterio (1) può essere effettuata considerando l'asta rigida di figura 1 sottoposta ad un carico assiale "F" caratterizzato da un'eccentricità "e" [1]. L'asta è costituita da due tratti rettilinei rigidi collegati da un vincolo rotazionale di rigidezza "k". Tale vincolo è in grado di sopportare il momento massimo M_{pl}.

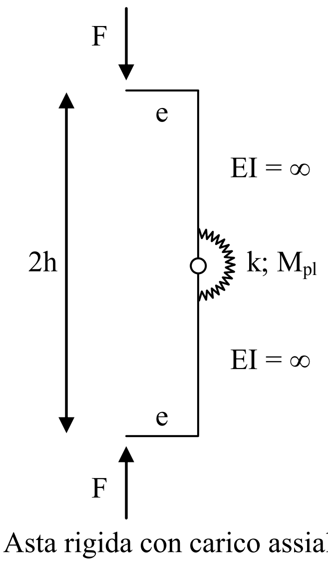

Figura 1 – Asta rigida con carico assiale eccentrico

Il carico critico elastico dell'asta (F_{cr}) si ottiene scrivendo l'equazione di equilibrio alla rotazione (2) in mezzeria, valutata sulla configurazione deformata caricata da una forza assiale (figura 2):

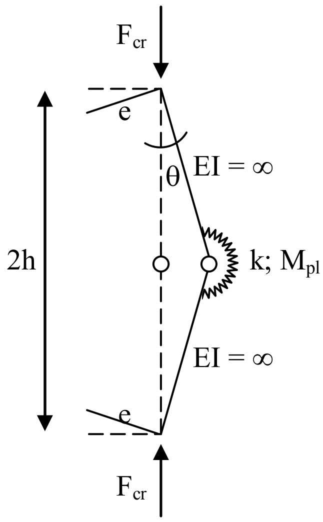

Figura 2 – La configurazione deformata dell'asta rigida caricata assialmente per il calcolo del carico critico

$$F_{cr} \cdot h \cdot \theta = 2 \cdot k \cdot \theta \qquad \Rightarrow \qquad F_{cr} = \frac{2k}{h} \qquad (2)$$

In ossequio all'analisi rigido plastica, il carico assiale che induce il momento di piena plasticizzazione nella sezione di mezzeria dell'asta indeformata (F_{pl}) si deduce dalla relazione (3):

$$F_{pl} \cdot e = M_{pl} \qquad \Rightarrow \qquad F_{pl} = \frac{M_{pl}}{e} \qquad (3)$$

La condizione di collasso dell'asta si verifica quando il momento nella sua mezzeria valutato sulla configurazione deformata eguaglia il momento di piena plasticizzazione. Il momento in mezzeria è espresso indifferentemente dalla (4) o dalla (5) in cui θ* è il valore dell'angolo al collasso:

$$F_c\left(e + h \cdot \theta^*\right) = M_{pl} \qquad (4)$$

$$F_c\left(e + h \cdot \theta^*\right) = 2 \cdot k \cdot \theta^* \qquad (5)$$

Eguagliando il secondo membro della (4) e della (5) si ottiene il valore dell'angolo al collasso (θ*)

$$\theta^* = \frac{M_{pl}}{2k} \qquad (6)$$

Sostituendo il valore di θ* nella (4) o nella (5) si ottiene la condizione di collasso (7) che, come si vede, è equivalente alla (1):

$$F_c\left(e + h\frac{M_{pl}}{2k}\right) = M_{pl}; F_c = \frac{M_{pl}}{e + h\frac{M_{pl}}{2k}}; F_c = \frac{1}{\frac{e}{M_{pl}} + \frac{h}{2k}} \qquad \text{quindi:}$$

$$F_c = \frac{1}{\frac{1}{F_{pl}} + \frac{1}{F_{cr}}} \qquad (7)$$

Si noti che la (4) rappresenta la relazione di compatibilità del carico applicato con la resistenza della struttura, mentre la (5) è la condizione di equilibrio elastico della struttura deformata. Nel piano (θ,F) la (4) è rappresentata da una relazione decrescente a partire dal valore F_{pl} e tendente asintoticamente a 0, mentre la (5) è una funzione strettamente crescente da 0 al valore asintotico F_{cr}.

Il punto di collasso è rappresentato dall'intersezione delle due curve (figura 3):

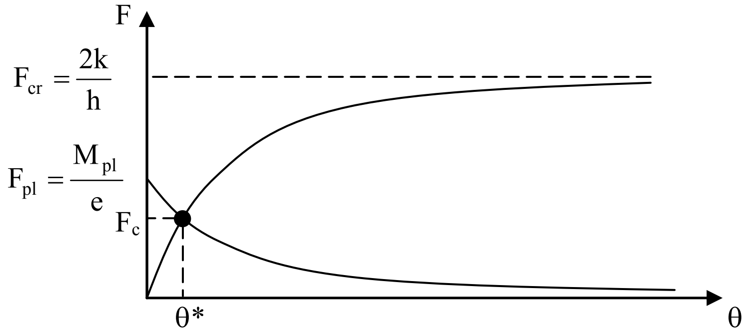

Figura 3 – La determinazione del punto di collasso dell'asta rigida caricata assialmente

Ad ulteriore chiarimento del significato del criterio di collasso introdotto dalla (1), si consideri il comportamento del telaio di figura 4 sottoposto a differenti analisi strutturali [2]. Nel diagramma di figura 5 è rappresentata la relazione tra un parametro di carico (ad esempio la componente F della forza sul traverso) ed un parametro di spostamento (ad esempio la componente orizzontale δP dello spostamento dell'estremo di destra del traverso). Le considerazioni fatte nel seguito valgono a prescindere dai parametri scelti per l'analisi.

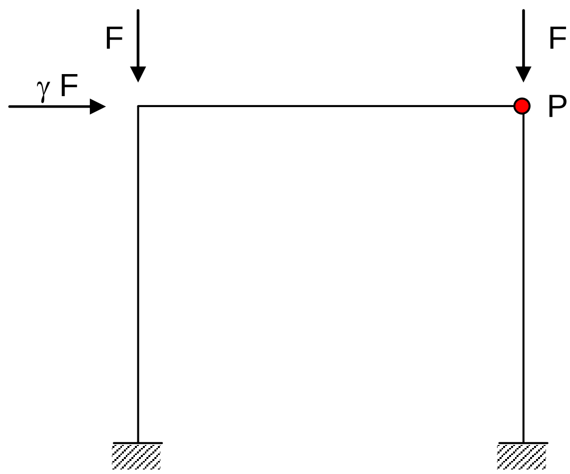

Figura 4 –Telaio monopiano a singola campata

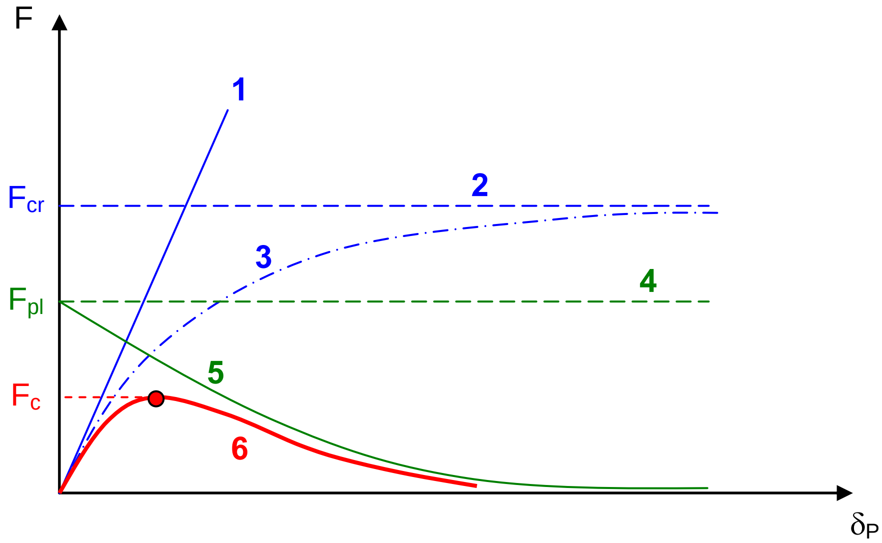

Figura 5 – Diagramma qualitativo spostamento-forza in funzione dell'analisi condotta sul telaio

La **curva 1** evidenzia il legame lineare forza – spostamento nel caso di analisi elastica lineare.

La **curva 2** mostra il carico critico del telaio. Essa è frutto di un'analisi elastica del secondo ordine (ossia condotta sulla struttura deformata) in cui vengono studiate le condizioni di biforcazione dell'equilibrio in assenza di azioni trasversali.

La **curva 3** è frutto di un'analisi elastica lineare completa del secondo ordine: il materiale è assunto a comportamento indefinitamente elastico lineare e le analisi sono condotte sulla struttura deformata (ad esempio includendo gli effetti ($P - \Delta$). Tale curva tende asintoticamente alla curva 2, rappresentativa del carico critico del telaio: infatti, raggiunto il valore di F_{cr} per i carichi assiali, la struttura è in condizioni di equilibrio instabile e qualsiasi perturbazione dello stesso (ad esempio dovuta ad azioni trasversali) conduce a spostamenti indefiniti.

La **curva 4** deriva da un'analisi rigido plastica del telaio: assunta la struttura indeformabile con materiale rigido plastico, si calcola il carico che induce la formazione di un numero di cerniere plastiche tale da provocare un meccanismo (F_{pl}). Le caratteristiche della sollecitazione dovute ai carichi agenti vengono calcolate sulla configurazione iniziale.

La **curva 5** mostra il comportamento del legame $F - \delta$ in un'analisi rigido plastica effettuata sulla struttura deformata (cioè sul meccanismo). Si noti che il suddetto legame risulta decrescente.

La **curva 6** si ricava da un'analisi elastoplastica non lineare del secondo ordine: è l'analisi più completa e dettagliata che si può effettuare e denota il comportamento "reale" della struttura. Per bassi valori del carico l'andamento segue la curva elastica lineare; al manifestarsi delle prime non linearità (dovute al materiale od agli effetti del secondo ordine) essa tende a discostarsi dalla curva 1 fino al raggiungimento del carico di collasso (F_c). Superata la soglia di collasso il telaio mostra un comportamento instabile caratterizzato dall'avvicinamento asintotico alla curva 5.

Analizzando la relazione (1) si vede che il collasso di una struttura è influenzato sia dal suo comportamento instabile in campo elastico attraverso F_{cr}, che dal comportamento plastico attraverso F_{pl}.

Dall'applicazione della (1) discende un semplice criterio (peraltro utilizzato nell'Eurocodice 3 parte 1-1) per differenziare i cosiddetti telai "a nodi fissi" da quelli "a nodi spostabili". Per i primi, possono essere trascurati gli effetti del secondo ordine nelle analisi strutturali e quindi le caratteristiche della sollecitazione possono essere calcolate con buona approssimazione sulla struttura indeformata. Per i telai a nodi spostabili, invece, non è possibile prescindere da analisi del secondo ordine per il calcolo delle caratteristiche della sollecitazione agenti sulla struttura. A tale fine, la (1) può essere utilmente trasformata nelle (8a) e (8b):

$$F_c = \frac{F_{pl}}{1 + \dfrac{F_{pl}}{F_{cr}}} \qquad (8a) \qquad ; \qquad F_c = \frac{F_{cr}}{1 + \dfrac{F_{cr}}{F_{pl}}} \qquad (8b)$$

Per $F_{cr} >> F_{pl}$ (in genere è accettato $F_{pl} \leq 0{,}1\ F_{cr}$) dalla (8a) si deduce $F_c \cong F_{pl}$ e quindi il comportamento del telaio sarà ben analizzato da un'analisi rigido plastica (telaio a nodi fissi). Per $F_{cr} << F_{pl}$, invece, dalla (8b) si evince $F_c \cong F_{cr}$ e quindi per il comportamento del telaio sarà necessaria un'analisi elastica del secondo ordine (telaio a nodi spostabili).

Nel presente lavoro ci si propone di applicare la relazione di Merchant–Rankine ai telai monopiano a singola campata sottoposti ad incendio. Saranno determinate le espressioni del carico critico e del carico di collasso di telai monopiano caratterizzati da ritti uguali e caricati da forze solo nei nodi (due verticali uguali ed una orizzontale). Lo studio è parametrizzato rispetto alla possibile differenza tra luce della campata ed altezza delle colonne, nonché rispetto alla possibilità che il traverso sia realizzato con sezioni differenti rispetto alle colonne ed alla possibilità di azioni orizzontali di intensità differente rispetto a quelle agenti sui ritti.

2 IL CRITERIO DI COLLASSO A CALDO

Nell'ipotesi di riscaldamento uniforme dell'intera struttura, aspetto verosimile per tutte le strutture metalliche sottoposte ad incendio, è possibile esprimere il carico critico ed il carico ultimo del telaio in funzione della temperatura θ della struttura dipendendo, il primo, dalla temperatura attraverso il modulo di Young ed il secondo attraverso la tensione di snervamento.

Il carico di collasso a caldo è esprimibile dalla seguente relazione [4]:

$$\frac{1}{F_c(\theta_{cr})} = \frac{1}{F_{cr}(\theta_{cr})} + \frac{1}{F_{pl}(\theta_{cr})} \qquad (9)$$

La condizione di collasso si verifica quando l'azione di esercizio in condizione di incendio (F_{es}) eguaglia il valore a caldo del carico di collasso (F_c). Pertanto, sostituendo nella (9) F_{es} ad F_c e moltiplicando primo e secondo membro per F_{es}, si ricava la condizione di collasso a caldo da cui si deduce la temperatura critica del telaio monopiano (10):

$$1 = \frac{F_{es}}{F_{cr}(\theta_{cr})} + \frac{F_{es}}{F_{pl}(\theta_{cr})} \qquad (10)$$

Esprimendo con il simbolo μ_0 il rapporto l'azione in caso di incendio ed il corrispondente valore del carico ultimo a freddo (critico o plastico) e considerato che i valori a caldo dei carichi ultimi possono essere espressi come aliquota dei corrispondenti valori a freddo mediante i coefficienti di riduzione del modulo di Young, $k_E(\theta)$, e della tensione di snervamento, $k_y(\theta)$ mediante le relazioni (11b) e (12b) si ha:

$$\mu_{0,cr} = \frac{F_{es}}{F_{cr}(20)} \quad (11a); \qquad F_{cr}(\theta_{cr}) = k_E(\theta_{cr}) \cdot F_{cr}(20) \quad (11b) \qquad \Rightarrow \qquad \frac{F_{es}}{F_{cr}(\theta_{cr})} = \frac{\mu_{0,cr}}{k_E(\theta_{cr})} \quad (11c)$$

$$\mu_{0,pl} = \frac{F_{es}}{F_{pl}(20)} \quad (12a); \qquad F_{pl}(\theta_{cr}) = k_y(\theta_{cr}) \cdot F_{pl}(20) \quad (12b) \qquad \Rightarrow \qquad \frac{F_{es}}{F_{pl}(\theta_{cr})} = \frac{\mu_{0,pl}}{k_y(\theta_{cr})} \quad (12c)$$

Sostituendo la (11c) e la (12c) nella (10) si riscrive la condizione di collasso (13):

$$1 = \frac{\mu_{0,cr}}{k_E(\theta_{cr})} + \frac{\mu_{0,pl}}{k_y(\theta_{cr})} \qquad (13)$$

La relazione (13), si presta ad una suggestiva interpretazione:

posto $$\alpha(\theta_{cr}) = \frac{k_E(\theta_{cr})}{k_y(\theta_{cr})} \qquad (14)$$

sostituendo la (14) nella (13), la relazione di collasso si modifica nella (15):

$$1 = \frac{\mu_{0,cr}}{\alpha(\theta_{cr}) \cdot k_y(\theta_{cr})} + \frac{\mu_{0,pl}}{k_y(\theta_{cr})} \quad ; \quad 1 = \frac{\mu_{0,cr} + \alpha(\theta_{cr}) \cdot \mu_{0,pl}}{\alpha(\theta_{cr}) \cdot k_y(\theta_{cr})} \quad \text{ovvero:}$$

$$\frac{k_y(\theta_{cr})}{\dfrac{\mu_{0,cr}}{\alpha(\theta_{cr})} + \mu_{0,pl}} = 1 \qquad (15)$$

La funzione $\alpha(\theta)$ esprime il rapporto, a caldo, tra il coefficiente di riduzione del modulo di Young e l'analogo per la tensione di snervamento. Nel caso dell'acciaio [4], tale rapporto è compreso tra 0,565 e 1,125 come evidenziato nella figura 6.

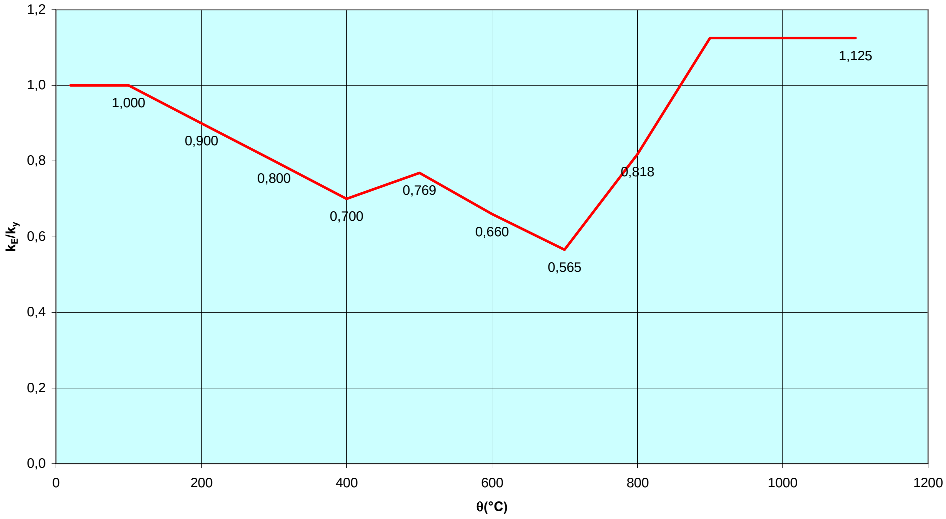

Figura 6 – Andamento con la temperatura del rapporto k_E/k_y per un acciaio da carpenteria secondo EC3

Dalla (15) si può osservare che:

per $\mu_{0,cr} << \mu_{0,pl}$ (ossia per $F_{cr} >> F_{pl}$) risulta $\dfrac{\mu_{0,cr}}{\alpha(\theta_{cr})} << \mu_{0,pl}$ e quindi la verifica del telaio può essere effettuata nei confronti della rottura per formazione di un meccanismo plastico: $\mu_{0,pl} = k_y(\theta_{cr})$ (16)

per $\mu_{0,cr} >> \mu_{0,pl}$ (ossia per $F_{cr} << F_{pl}$) risulta $\dfrac{\mu_{0,cr}}{\alpha(\theta_{cr})} >> \mu_{0,pl}$ e quindi la verifica del telaio può essere effettuata nei confronti della rottura per instabilità: $\mu_{0,cr} = k_E(\theta_{cr})$ (17)

Traendo spunto dalle considerazioni riportate nel paragrafo 1, alla prima categoria si può dare il nome di "telai tozzi", mentre alla seconda quella di "telai snelli". Utilizzando il criterio fornito dagli Eurocodici per l'identificazione dei telai a nodi spostabili e tenendo conto della presenza del coefficiente $\alpha(\theta)$ che, al più, raddoppia il valore di $\mu_{0,cr}$, si può dire che i "telai tozzi" sono quelli per cui $\mu_{0,cr} \leq 0{,}05\ \mu_{0,pl}$ e, analogamente, per quelli "snelli" deve risultare $\mu_{0,pl} \leq 0{,}05\ \mu_{0,cr}$.
La figura 7 mostra il nomogramma che consente di effettuare le verifiche a caldo dei telai monopiano. Tale nomogramma è costruito diagrammando la condizione di collasso (13) al variare della temperatura di collasso (θ_{cr}). Le intercette sugli assi coordinati si ottengono ponendo $\mu_{0,cr} = k_E(\theta_{cr})$ e $\mu_{0,pl} = k_y(\theta_{cr})$ e ricavando i corrispondenti valori da EC3 1-2 [4]:

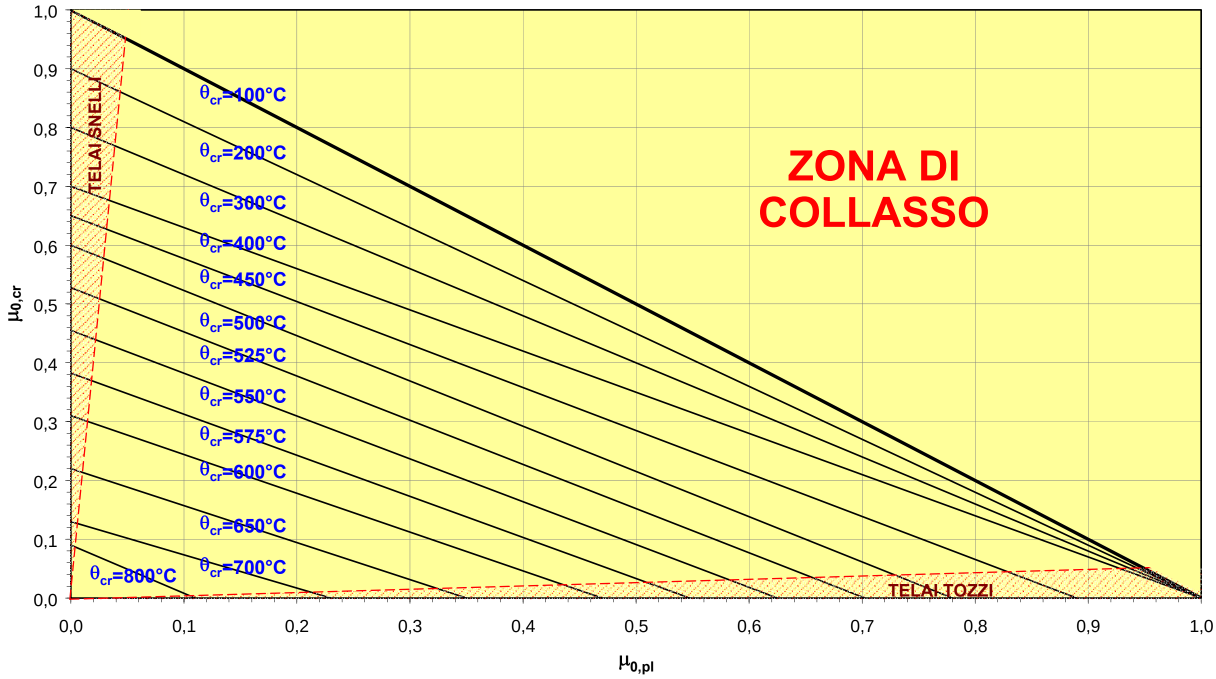

Figura 7 – Il nomogramma per le verifiche a caldo dei telai monopiano

3 IL CALCOLO DEL CARICO CRITICO ELASTICO DEI TELAI MONOPIANO A SINGOLA CAMPATA

Si rappresenta la determinazione del carico critico elastico dei telai monopiano *incastrati alla base*. Per i telai incernierati al piede si procede in stretta analogia. Si segue il metodo degli spostamenti applicato alla struttura deformata riportata in figura 8 introducendo due vincoli alla rotazione nei nodi 1 e 2 ed un vincolo alla traslazione in corrispondenza di un estremo del traverso e scrivendo le equazioni di equilibrio alla rotazione ed alla traslazione in detti punti. Si suppongono tutte le aste inestensibili e si assumono positive le rotazioni e le coppie antiorarie nonché gli spostamenti e le reazioni del carrello verso destra.

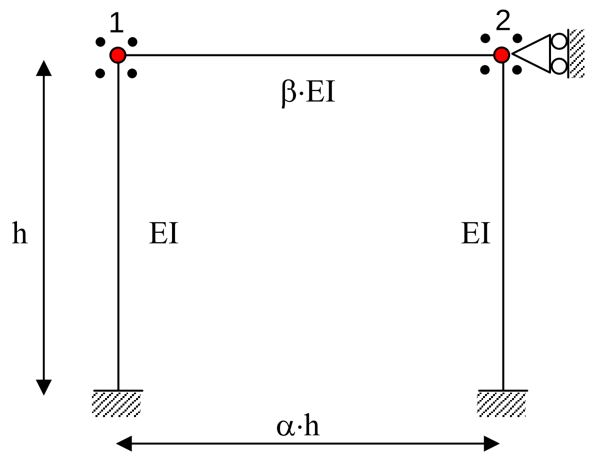

Figura 8 – Applicazione dei vincoli fittizi al telaio monopiano

Per l'equilibrio alla rotazione nel nodo 1 deve essere:

$$M_1^{\,1}+M_1^{\,2}+M_1^{\,\delta} = 0: \tag{18}$$

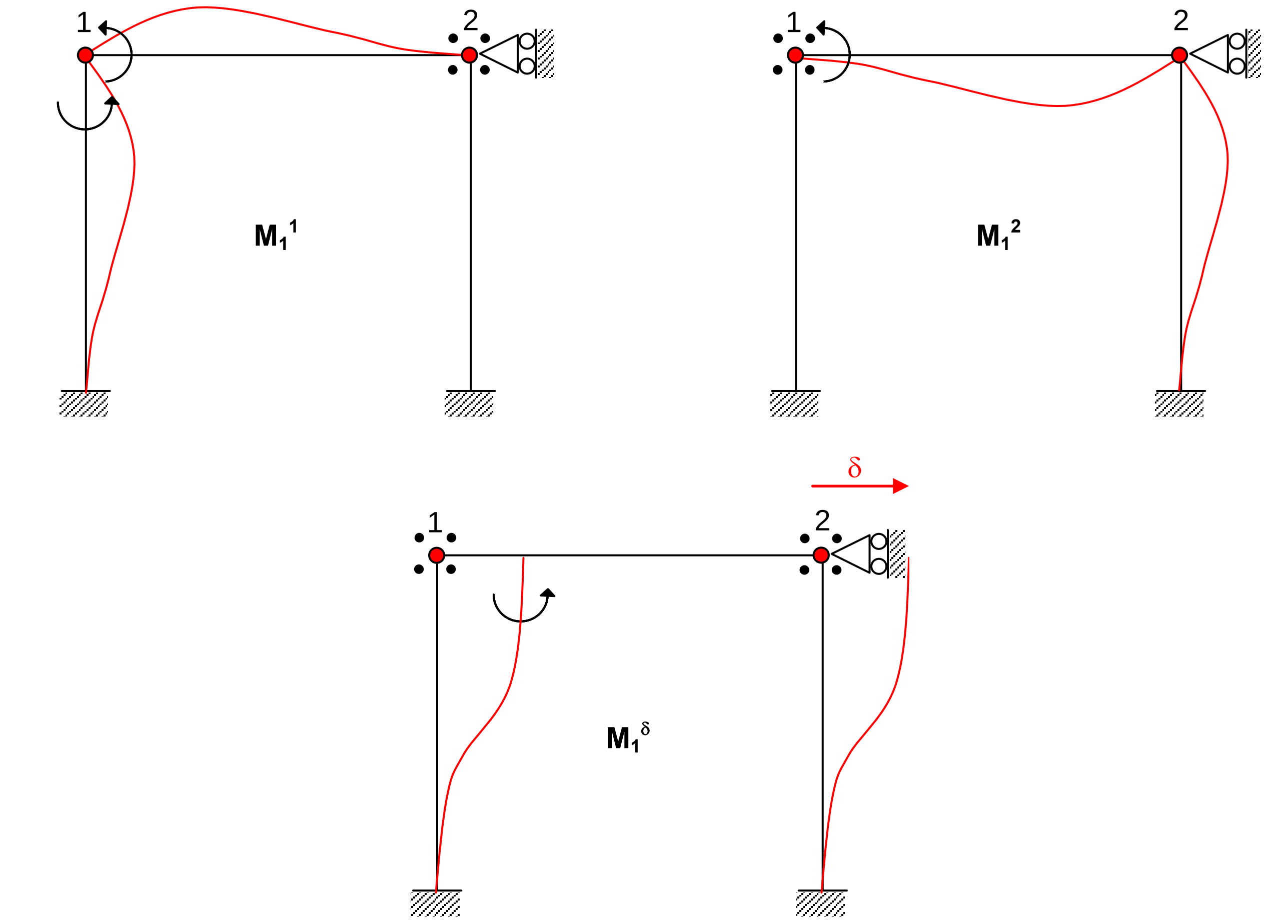

Figura 9 – Rappresentazione delle coppie di incastro perfetto

L'espressione delle coppie di incastro perfetto dedotte sulla struttura deformata sono le seguenti[1]:

$$M_1^1 = \frac{4EI}{h} \cdot \overline{A} \cdot \varphi_1 + \frac{4EI}{h} \cdot \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_1 \tag{20}$$

$$M_1^2 = \frac{2EI}{h} \cdot \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_2 \tag{21}$$

$$M_1^\delta = \frac{6EI}{h^2} \cdot \overline{C} \cdot \delta \tag{22}$$

Sostituendo le (20), (21) e (22) nella (18) si ricava l'equazione di equilibrio del nodo 1 (23):

$$\frac{4EI}{h} \cdot \overline{A} \cdot \varphi_1 + \frac{4EI}{h} \cdot \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_1 + \frac{2EI}{h} \cdot \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_2 + \frac{6EI}{h^2} \cdot \overline{C} \cdot \delta = 0 \tag{23}$$

Ovvero, semplificando e raggruppando:

$$\left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \varphi_1 + \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_2 + \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \delta = 0 \tag{24}$$

Procedendo in maniera analoga, per l'equilibrio del nodo 2 si scrive la condizione di equilibrio (25):

$$\frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_1 + \left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \varphi_2 + \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \delta = 0 \tag{25}$$

Per l'equilibrio alla traslazione del ritto deve risultare (26):

$$R_{12}^{1} + R_{12}^{2} + R_{12}^{\delta} = 0 \tag{26}$$

Quindi:

$$R_{12}^1 = \frac{4EI}{h^2} \cdot \overline{A}\left(1 + \frac{\overline{B}}{2}\right) \cdot \varphi_1 = \frac{6EI}{h^2} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_1 \tag{27}$$

$$R_{12}^2 = \frac{4EI}{h^2} \cdot \overline{A}\left(1 + \frac{\overline{B}}{2}\right) \cdot \varphi_2 = \frac{6EI}{h^2} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_2 \tag{28}$$

$$R_{12}^\delta = 2 \cdot \frac{12EI}{h^3} \cdot \overline{C} \cdot \delta - \frac{2 \cdot F}{h} \cdot \delta \tag{29}$$

Sostituendo le (27), (28) e (29) nella (26), si ricava la terza equazione di equilibrio (30):

$$\frac{6EI}{h^2} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_1 + \frac{6EI}{h^2} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_2 + \frac{24EI}{h^3} \cdot \overline{C} \cdot \delta - \frac{2 \cdot F}{h} \cdot \delta = 0 \tag{30}$$

Ovvero, semplificando e raggruppando:

$$\frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_1 + \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_2 + \left(\frac{12}{h^2} \cdot \overline{C} - \frac{F}{EI}\right) \cdot \delta = 0 \tag{31}$$

---

[1] Dal testo riportato in [5]:

$$\overline{A} = \frac{3 \cdot \psi(u)}{4 \cdot \psi(u)^2 - \varphi(u)^2} \tag{19a}$$

$$\overline{B} = \frac{\varphi(u)}{\psi(u)} \tag{19b}$$

$$\overline{C} = \frac{1}{2 \cdot \psi(u) - \varphi(u)} \tag{19c}$$

$$\psi(u) = \frac{3}{2u}\left(\frac{1}{2u} - \frac{1}{tg2u}\right) \tag{19d}$$

$$\varphi(u) = \frac{3}{u}\left(\frac{1}{sen2u} - \frac{1}{2u}\right) \tag{19e}$$

$$u = \frac{h}{2}\sqrt{\frac{F}{EI}} \tag{19f}$$

Le equazioni (24), (25) e (31) costituiscono un sistema omogeneo nelle incognite φ_1, φ_2 e δ. Esso ammette soluzione non banale (ossia equilibrio del sistema per spostamenti non nulli) se il determinante del sistema è pari a zero.
Dunque il sistema (32):

$$\begin{cases} \left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \varphi_1 + \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_2 + \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \delta = 0 \\ \frac{\beta}{\alpha} \cdot \varphi_1 + \left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \varphi_2 + \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \delta = 0 \\ \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_1 + \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \cdot \varphi_2 + \left(\frac{12}{h^2} \cdot \overline{C} - \frac{F}{EI}\right) \cdot \delta = 0 \end{cases} \quad \text{ammette soluzione non banale se:} \qquad (32)$$

$$\det \begin{vmatrix} \left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) & \frac{\beta}{\alpha} & \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \\ \frac{\beta}{\alpha} & \left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) & \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \\ \frac{3}{h} \cdot \overline{C} & \frac{3}{h} \cdot \overline{C} & \left(\frac{12}{h^2} \cdot \overline{C} - \frac{F}{EI}\right) \end{vmatrix} = 0 \qquad (33)$$

Per comodità di calcolo si pone:

$$A = \left(2\overline{A} + 2\frac{\beta}{\alpha}\right) \ (34); \qquad B = \frac{\beta}{\alpha} \ (35); \qquad C = \frac{3}{h} \cdot \overline{C} \ (36); \qquad D = \left(\frac{12}{h^2} \cdot \overline{C} - \frac{F}{EI}\right) \ (37)$$

e quindi:

$$\det \begin{vmatrix} A & B & C \\ B & A & C \\ C & C & D \end{vmatrix} = 0 \qquad (38)$$

Applicando la regola di Sarrus per il calcolo dei determinanti [3x3], la condizione di annullamento del determinante è la seguente:
$A^2D + 2BC^2 - 2AC2 - B^2D = 0$ Raggruppando:
$-2C^2(A - B) + D(A - B)(A + B) = 0$
$(A - B)[-2C^2 + D(A + B)] = 0$
Le soluzioni dell'equazione (38) sono:

$$A = B \qquad \text{ovvero:} \quad \overline{A} = -\frac{\beta}{2 \cdot \alpha} \qquad (39)$$

$$2C^2 = D(A + B) \qquad \text{ovvero:} \quad \frac{18}{h^2} \cdot \overline{C}^2 = \left(\frac{12}{h^2} \cdot \overline{C} - \frac{F}{EI}\right)\left(2\overline{A} + 3\frac{\beta}{\alpha}\right) \qquad (40)$$

Dalla relazione (19f) si ricava la (41):

$$\frac{F}{EI} = \frac{4u^2}{h^2} \quad \text{che consente di semplificare l'espressione (40) nella (42):} \qquad (41)$$

$$9 \cdot \overline{C}^2 = 12 \cdot \overline{A} \cdot \overline{C} + 18 \cdot \overline{C} \cdot \frac{\beta}{\alpha} - 4 \cdot \overline{A} \cdot u^2 - 6 \cdot u^2 \cdot \frac{\beta}{\alpha} \qquad (42)$$

Fissato il rapporto geometrico $\frac{\beta}{\alpha}$, le (39) e (42) rappresentano due equazioni nell'incognita F (presente nell'espressione (19f)): il più piccolo valore di F che soddisfa una delle due equazioni rappresenta il carico critico euleriano del telaio F_{cr}.
Dedotto il carico critico elastico del telaio, è interessante calcolare la lunghezza libera di inflessione equivalente di ciascuna colonna che, se isolata dal traverso, conduce al medesimo carico critico del telaio. Tale lunghezza libera di inflessione equivalente (L_{cr}) consente di valutare qualitativamente e quantitativamente l'influenza che il vincolo offerto dal traverso ha sul carico critico del telaio.

Si ricorda l'espressione del carico critico euleriano delle colonne caricate assialmente (43):

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} \tag{43}$$

Raffrontando le espressioni (41) e (43) e ponendo $N_{cr} = F_{cr}$, si ricava il rapporto $\frac{L_{cr}}{h}$:

$$\frac{L_{cr}}{h} = \frac{\pi}{2 \cdot u} \tag{44}$$

Si noti che l'espressione (39) rappresenta la condizione di equilibrio variato del telaio monopiano in assenza di traslazione del traverso (ossia del telaio a nodi fissi). Infatti, la condizione A = B è rappresentativa dell'annullamento del determinante del sistema [2x2] (38) ottenuto supponendo la presenza di un vincolo alla traslazione orizzontale in corrispondenza del traverso (ossia eliminandone la terza riga ovvero ponendo $\delta = 0$). Per tale motivo la condizione di equilibrio (39), valida per telai monopiano a nodi fissi, conduce ad un carico critico superiore rispetto alla condizione (42), valida per i telai a nodi spostabili.
Sostituendo le relazioni (19a) e (19b) nella (42), si esplicita nella (45) l'espressione del carico critico del telaio a nodi:

$$9 \cdot \left(\frac{1}{2\psi - \varphi} \right)^2 - 12 \cdot \frac{3\psi}{4\psi^2 - \varphi^2} \cdot \frac{1}{2\psi - \varphi} - 18 \cdot \frac{1}{2\psi - \varphi} \cdot \frac{\beta}{\alpha} + 4 \cdot \frac{3\psi}{4\psi^2 - \varphi^2} \cdot u^2 + 6 \cdot u^2 \cdot \frac{\beta}{\alpha} = 0 \tag{45}$$

Fissato il rapporto $\frac{\beta}{\alpha}$, si risolve per tentativi la (45) determinando il valore del parametro "u" che la soddisfa e quindi, mediante la (44), il rapporto $\frac{L_{cr}}{h}$ indicativo della lunghezza critica del telaio. Il procedimento è iterato al variare del rapporto $\frac{\beta}{\alpha}$. Nella figura 10 è rappresentata la variazione del rapporto $\frac{L_{cr}}{h}$ delle colonne al variare del rapporto geometrico $\frac{\beta}{\alpha}$ del telaio. Si noti che per $\frac{\beta}{\alpha}$ = 0 il traverso può essere assimilato ad un pendolo mentre per $\frac{\beta}{\alpha}$ tendente a $+\infty$ il traverso è schematizzabile mediante un'asta infinitamente rigida. Nel primo caso la lunghezza libera di inflessione del telaio è come quella di una mensola (L_{cr} = 2h); nel secondo caso è come quella di una colonna vincolata con un incastro al piede ed un morsetto in sommità (L_{cr} = h). Nei casi intermedi ovviamente risulta h < L_{cr} < 2h.

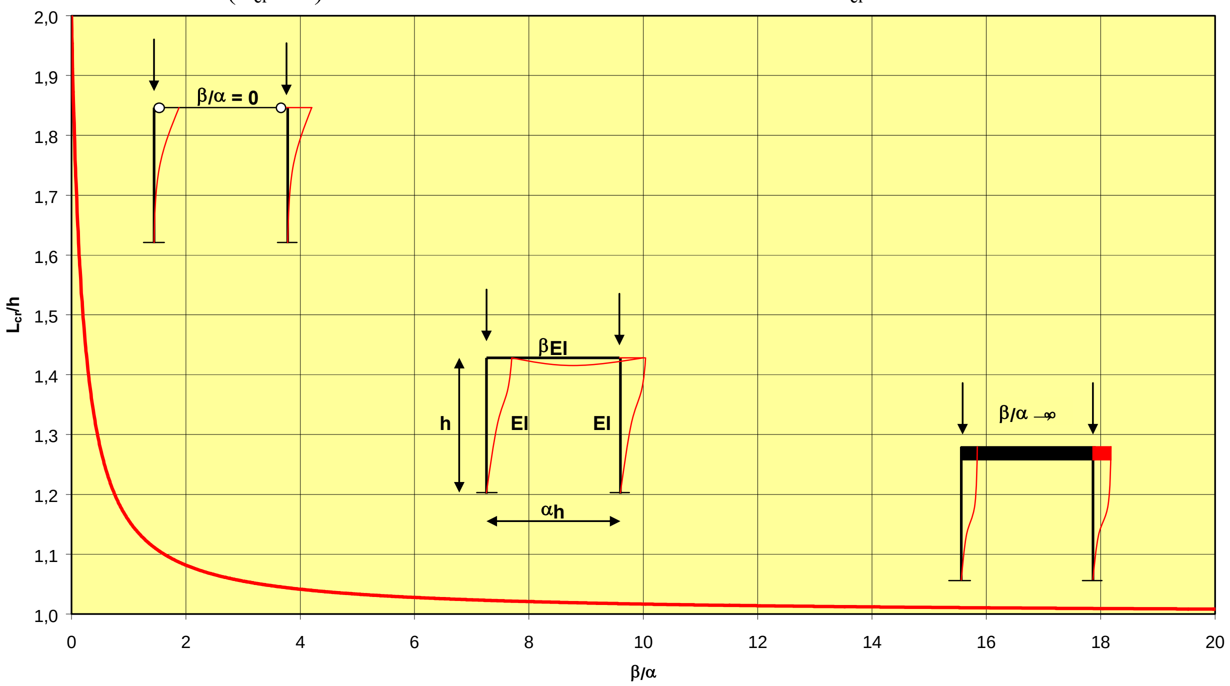

Figura 10 – Telaio monopiano a singola campata incastrato al piede ed a nodi spostabili: variazione della lunghezza libera di inflessione in funzione del rapporto geometrico β/α

In maniera analoga a quanto fatto per lo schema di telaio a nodi spostabili, si esplicita l'espressione (39) che conduce al calcolo del carico critico elastico del telaio a nodi fissi mediante la (19a):

$$\frac{3\psi}{4\psi^2 - \varphi^2} + \frac{\beta}{2 \cdot \alpha} = 0 \qquad (46)$$

Nella figura 11 è rappresentata la variazione del rapporto $\frac{L_{cr}}{h}$ delle colonne al variare del rapporto geometrico $\frac{\beta}{\alpha}$ del telaio. Si noti, al solito, che per $\frac{\beta}{\alpha} = 0$ il traverso può essere assimilato ad un pendolo mentre per $\frac{\beta}{\alpha}$ tendente a $+\infty$ il traverso è modellabile con un'asta infinitamente rigida.

Nel primo caso la lunghezza libera di inflessione del telaio è come quella di una colonna incastrata al piede ed appoggiata in sommità ($L_{cr} \cong 0{,}7h$); nel secondo caso è come quella di una colonna con incastro al piede ed un doppio pendolo con piano di scorrimento verticale in testa ($L_{cr} = 0{,}5h$). Nei casi intermedi la lunghezza libera di inflessione del telaio è compresa tra 0,5h e 0,7h.

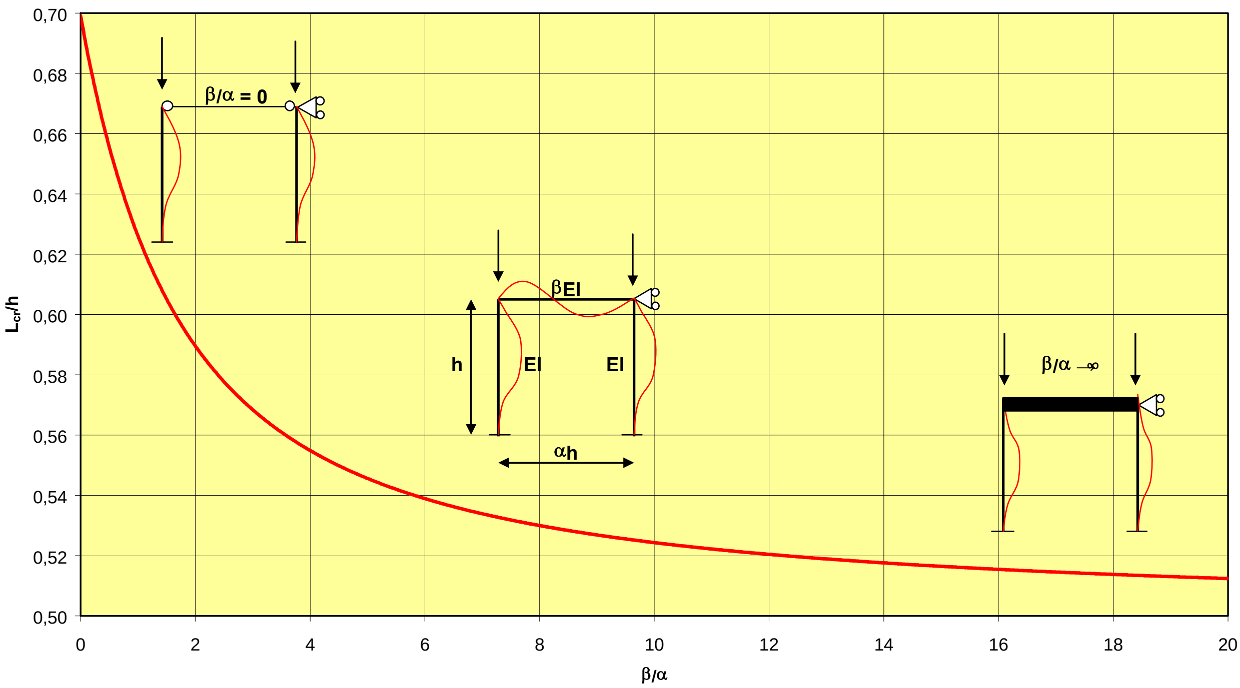

Figura 11 – Telaio monopiano a singola campata incastrato al piede ed a nodi fissi: variazione della lunghezza libera di inflessione in funzione del rapporto geometrico β/α

Procedendo in stretta analogia, si ricava la variazione del rapporto $\frac{L_{cr}}{h}$ per i telai monopiano incernierati alla base (figure 12 e 13 rispettivamente valide per i telai a nodi spostabili e fissi):

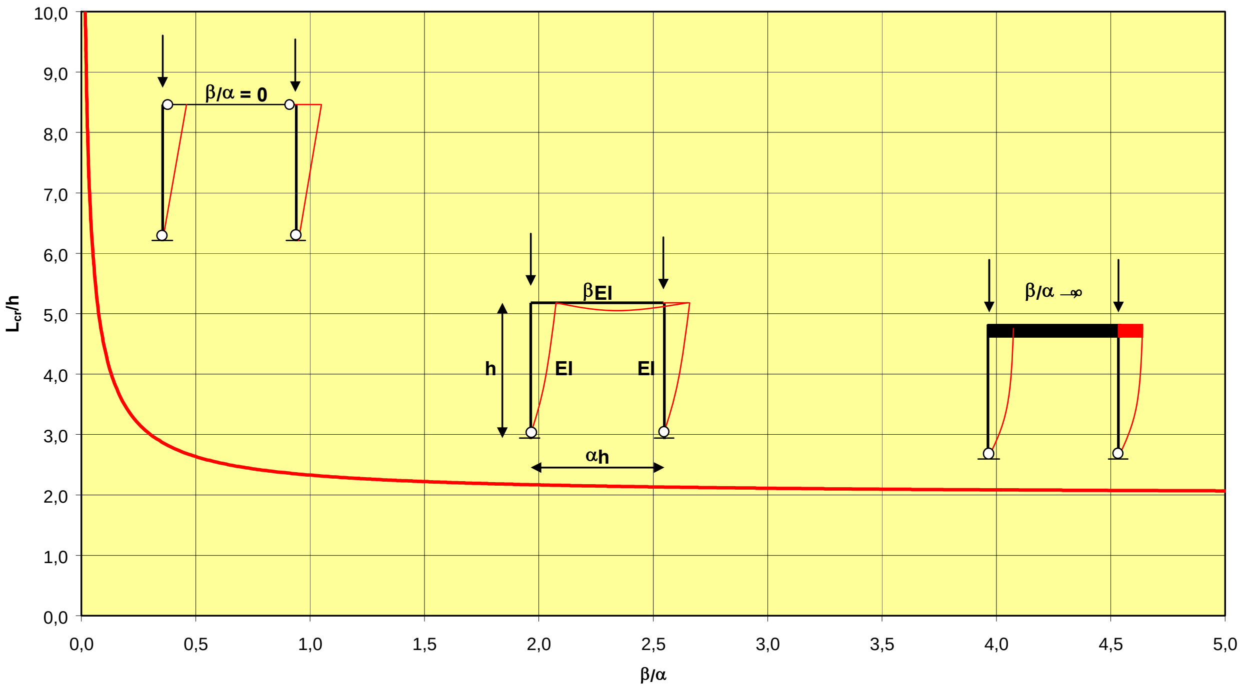

Figura 12 – Telaio monopiano a singola campata incernierato al piede ed a nodi spostabili: variazione della lunghezza libera di inflessione in funzione del rapporto geometrico β/α

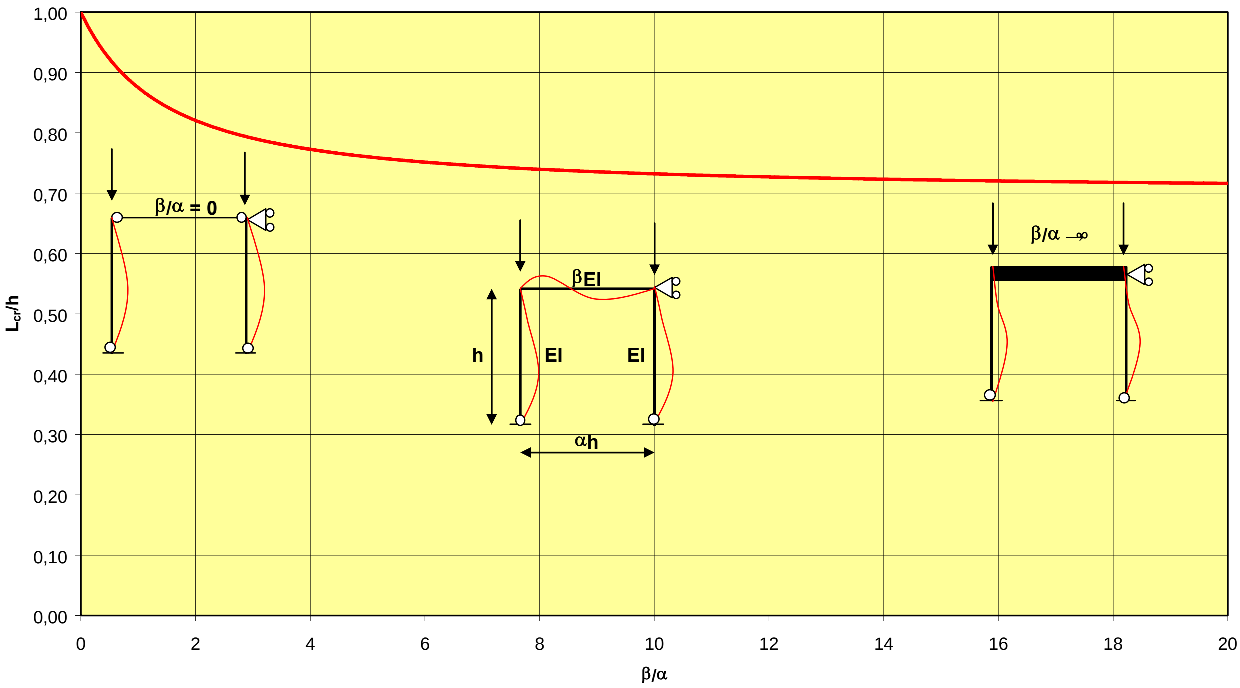

Figura 13 – Telaio monopiano a singola campata incernierato al piede ed a nodi fissi: variazione della lunghezza libera di inflessione in funzione del rapporto geometrico β/α

Nel caso del telaio incernierato a nodi spostabili (figura 12), si passa dallo schema di colonna rigida con lunghezza libera di inflessione infinita ($L_{cr} \rightarrow +\infty$) a quello di colonna incernierata con morsetto in testa ($L_{cr} \cong 2h$). Nel secondo caso (figura 13), si passa dalla colonna appoggiata agli estremi ($L_{cr} \cong h$) alla colonna con cerniera al piede e doppio pendolo a piano di scorrimento verticale in testa ($L_{cr} \cong 0{,}7h$).

4 IL CALCOLO DEL CARICO DI COLLASSO PLASTICO DEI TELAI MONOPIANO CON CARICHI CONCENTRATI IN MEZZERIA ED ALL'ALTEZZA DEL TRAVERSO

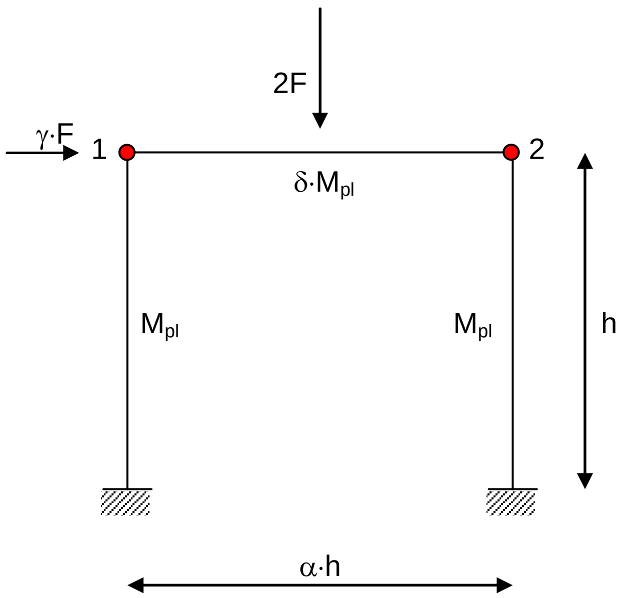

Figura 14 – Telaio monopiano a singola campata incastrato: schema di calcolo del moltiplicatore di collasso

Per la determinazione del carico di collasso plastico del telaio monopiano riportato in figura 14 si applica il teorema cinematico del calcolo a rottura [6], in base al quale:
"Il moltiplicatore di collasso è il più piccolo fra quelli cinematicamente ammissibili" dove il moltiplicatore dei carichi cinematicamente ammissibile è quello compatibile con un possibile meccanismo di collasso. Nel caso di crescita proporzionale di tutti i carichi applicati, all'espressione "moltiplicatore dei carichi" può essere sostituito il termine "carico".
Una volta individuati i possibili meccanismi di collasso plastico della struttura, si applica il principio dei lavori virtuali per la determinazione di un possibile carico di collasso e quindi, in base al teorema cinematico, si determina quello di collasso pari al minimo tra quelli cinematicamente ammissibili.
Per il portale in esame i meccanismi di collasso possibili sono i seguenti quattro (figura 15) [6]:

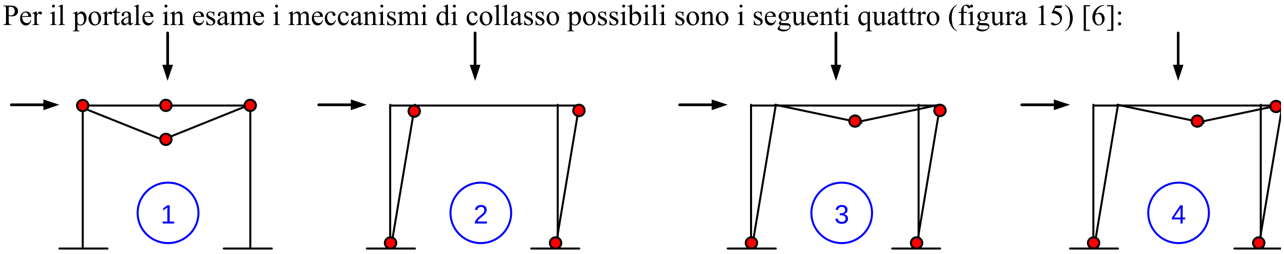

Figura 15 – I possibili meccanismi di collasso del telaio in esame

Detto φ l'angolo di rotazione generico e con riferimento alla figura ad inizio paragrafo, si desumono i carichi di collasso per ciascun meccanismo:

Meccanismo 1:

$$2F \cdot \frac{\alpha h}{2} \cdot \varphi - 4 \cdot \delta M_{pl} \cdot \varphi = 0 \quad (47) \quad \text{da cui} \quad F_{c,1} = \frac{4 \cdot \delta}{\alpha} \cdot \frac{M_{pl}}{h} \quad (48)$$

Meccanismo 2:

$$\gamma F \cdot h \cdot \varphi - 4 \cdot M_{pl} \cdot \varphi = 0 \quad (49) \quad \text{da cui} \quad F_{c,2} = \frac{4}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h} \quad (50)$$

Meccanismo 3:

$$\gamma F \cdot h \cdot \varphi - 3 \cdot M_{pl} \cdot \varphi - \delta M_{pl} \cdot \varphi = 0 \quad (51) \quad \text{da cui} \quad F_{c,3} = \frac{3\delta + 1}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h} \quad (52)$$

Meccanismo 4:

$\gamma F \cdot h \cdot \varphi - 2 \cdot M_{pl} \cdot \varphi - 2\delta M_{pl} \cdot \varphi = 0$ (53) da cui $F_{c,4} = \frac{2(\delta+1)}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h}$ (54)

Il carico di collasso del telaio è:

$$F_c = \min\left\{\frac{4\cdot\delta}{\alpha}\cdot\frac{M_{pl}}{h}; \frac{4}{\gamma}\cdot\frac{M_{pl}}{h}; \frac{3\delta+1}{\gamma}\cdot\frac{M_{pl}}{h}; \frac{2(\delta+1)}{\gamma}\cdot\frac{M_{pl}}{h}\right\} \qquad (55)$$

5 IL CALCOLO DEL CARICO DI COLLASSO PLASTICO DEI TELAI MONOPIANO CON CARICHI CONCENTRATI SUI RITTI ED ALL'ALTEZZA DEL TRAVERSO

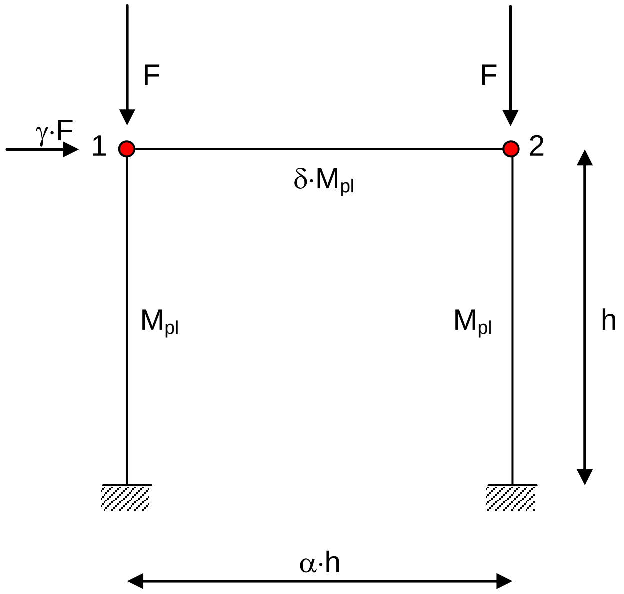

Figura 16 – Telaio monopiano a singola campata incastrato: schema di calcolo del moltiplicatore di collasso

Per il portale rappresentato in figura 16 i meccanismi di collasso possibili sono i seguenti (figura 17) [6]:

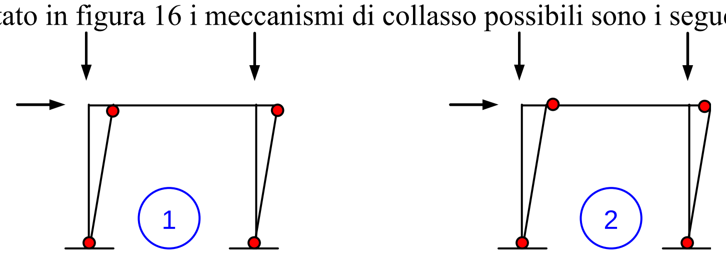

Figura 17 – I possibili meccanismi di collasso del telaio in esame

Detto φ l'angolo di rotazione generico e con riferimento alla figura ad inizio paragrafo, si desume il carico di collasso per i meccanismi individuati applicando il principio dei lavori virtuali:

Meccanismo 1:

$\gamma F \cdot h \cdot \varphi - 4 \cdot M_{pl} \cdot \varphi = 0$ (56) da cui $F_{c,1} = \frac{4}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h}$ (57)

Meccanismo 2:

$\gamma F \cdot h \cdot \varphi - 2 \cdot M_{pl} \cdot \varphi - 2 \cdot \delta M_{pl} \cdot \varphi = 0$ (58) da cui $F_{c,2} = \frac{2(\delta+1)}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h}$ (59)

Il carico di collasso del telaio è:

$$F_c = \min\left\{\frac{4}{\gamma}\cdot\frac{M_{pl}}{h}; \frac{2(\delta+1)}{\gamma}\cdot\frac{M_{pl}}{h}\right\} \qquad (60)$$

6 ESEMPIO APPLICATIVO [3]

In figura 18 è rappresentato lo schema di un telaio monopiano a singola campata *incastrato alla base* esposto all'incendio standard (curva ISO 834) sui quattro lati. Si effettua il calcolo della temperatura critica del telaio utilizzando l'estensione del metodo di Merchant-Rankine discusso nei paragrafi precedenti. A beneficio di un confronto, è effettuato anche il calcolo della temperatura critica di un analogo telaio incernierato alla base.

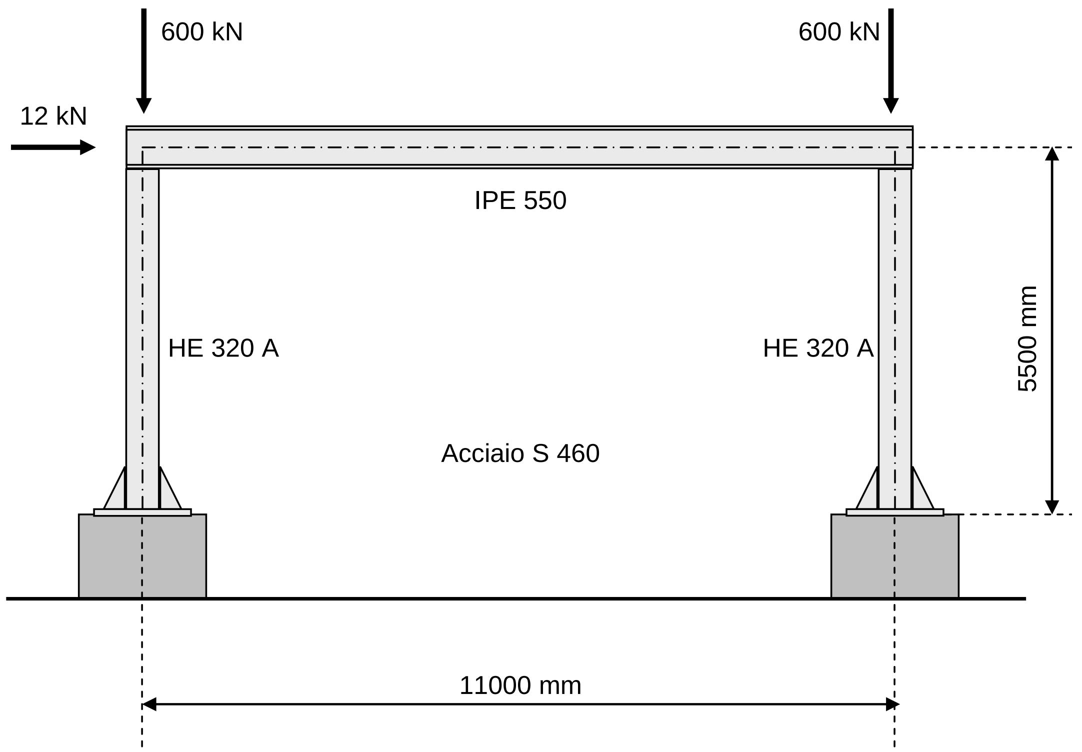

Figura 18 – Il telaio sottoposto a verifica mediante il metodo di Merchant-Rankine

Con riferimento alla figura 19 si riportano nella tabella 1 le caratteristiche geometriche dei profilati scelti:

Tabella 1. Caratteristiche geometriche dei profilati.

Profilato	H	B	t_w	t_f	r	A	H_{int}	d	I_y	$W_{el.y}$	$W_{pl.y}$	i_y
	mm	mm	mm	mm	mm	cm^2	mm	mm	cm^4	cm^3	cm^3	cm
IPE 550	550	210	11,1	17,2	24	134,4	515,6	467,6	67120	2441	2787	22,35
HE 320 A	310	300	9,0	15,5	27	124,40	279	225	22930,0	1479,0	1628	13,58

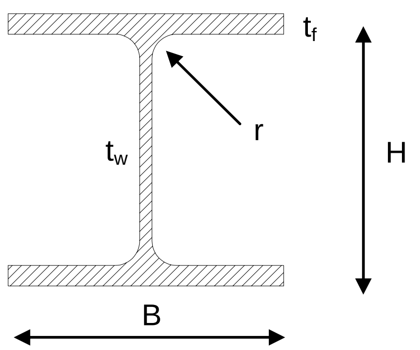

Figura 19 – Indicazione della caratteristiche geometriche delle sezioni

Per la verifica del telaio si seguono le seguenti quattro fasi:

Fase 1 Calcolo del coefficiente di utilizzazione nei confronti del carico critico del telaio al tempo zero. Tale fase consiste nel calcolo del carico di collasso del telaio effettuato secondo le indicazioni fornite dall'Eurocodice 3 parte 1-2 [4] per le colonne compresse. Per la determinazione della lunghezza libera di inflessione si utilizzano le espressioni ricavate nel paragrafo 3.

Fase 2 Calcolo del coefficiente di utilizzazione nei confronti del carico di rottura del telaio. Si tratta di determinare il moltiplicatore di collasso plastico della struttura secondo le indicazioni fornite nel paragrafo 5.

Fase 3 Calcolo della temperatura critica del telaio utilizzando il nomogramma ricavato nel paragrafo 2, espressione grafica del criterio di collasso a caldo di Merchant-Rankine.

Fase 4 Determinazione del tempo di resistenza al fuoco mediante l'utilizzo delle curve di riscaldamento dei profilati più esposti all'incendio. Si lascia al lettore l'esplicitazione di tale fase.

Fase 1: Calcolo del coefficiente di utilizzazione nei confronti del carico critico del telaio al tempo di esposizione iniziale.

Per il calcolo del carico critico del telaio ad inizio incendio (ossia "al tempo zero") è necessario preventivamente effettuare la classificazione della sezione costituente le colonne [4].

Si premette il calcolo del coefficiente "ε" necessario per la classificazione dei profilati:

$$\varepsilon = 0{,}85\sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0{,}85\sqrt{\frac{235}{460}} = 0{,}607$$

Classificazione delle ali delle colonne

$$c = \frac{B}{2} - r = \frac{300}{2} - 27 = 123\,\text{mm}$$

$$\frac{c}{t_f} = \frac{123}{15{,}5} = 7{,}93 < 14\varepsilon \Rightarrow \text{classe 3}$$

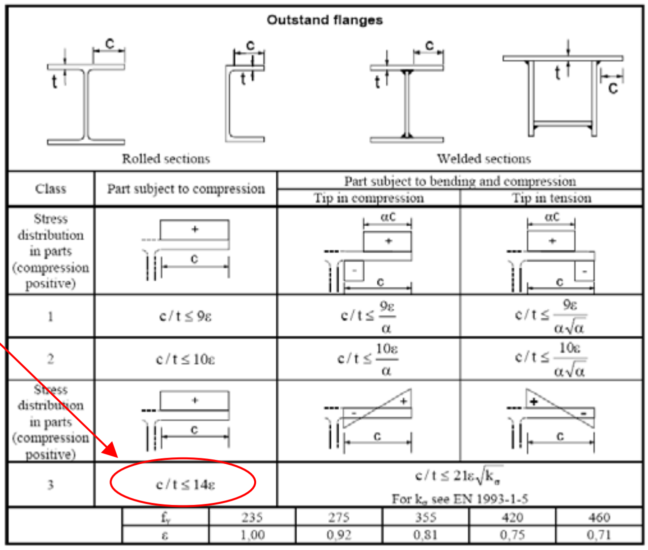

Figura 20 – Classificazione delle ali

Classificazione dell'anima delle colonne

$$c = H - 2(t_f + r) = 310 - 2(15{,}5 + 27) = 225 \text{ mm}$$

$$\frac{c}{t_w} = \frac{225}{9{,}0} = 25{,}0 < 42\varepsilon \Rightarrow \text{classe 3}$$

La sezione delle colonne è pertanto di classe 3.

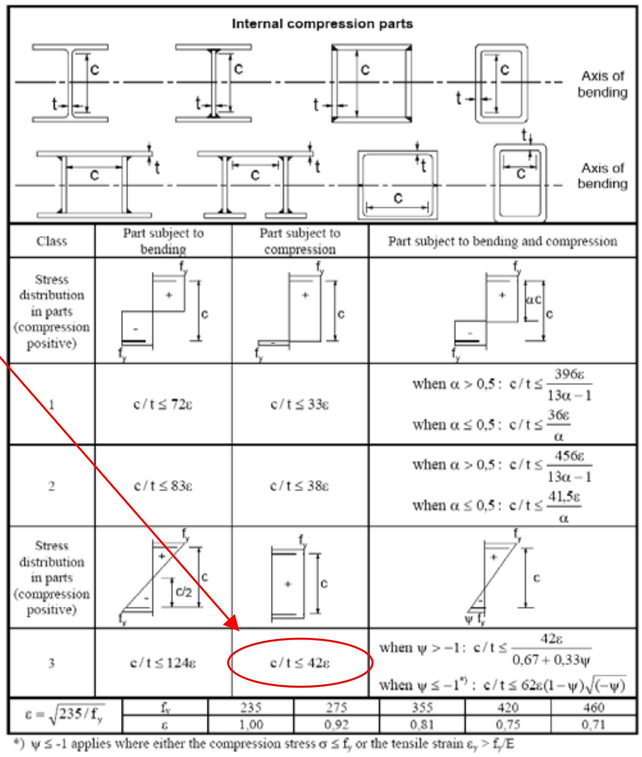

Figura 21 – Classificazione dell'anima

La resistenza a compressione della colonna alla temperatura θ, per una sezione di classe 3, è fornita dalla relazione (61):

$$N_{b,fi,\theta,R,d} = \chi_{fi} \cdot A \cdot \frac{k_{y,\theta} \cdot f_y}{\gamma_{m,fi}} \quad \text{con:} \tag{61}$$

A = area della sezione;

$\gamma_{m,fi}$ = coefficiente parziale di sicurezza pari a 1,0 (in condizione di incendio).

Ad inizio incendio i coefficienti di riduzione a caldo della tensione di snervamento e del modulo di Young, dedotti dalle relazioni (11b) e (12b), risultano unitari:

$$k_{y,\theta} = \frac{f_{y,\theta}}{f_y} = 1{,}0; \qquad k_{E,\theta} = \frac{E_\theta}{E} = 1{,}0 \tag{62}$$

Si calcola il carico critico euleriano delle colonne, per la cui determinazione è necessario conoscere la lunghezza libera di inflessione:

Il rapporto $\alpha = L/H$ tra luce del telaio ed altezza vale: $\alpha = 11000/5500 = 2{,}00$

Il rapporto $\beta = I_t/I_r$ tra inerzia del traverso ed inerzia del ritto risulta: $\beta = 67120/22930 = 2{,}93$

Il rapporto $\beta/\alpha = 2{,}93/2{,}00 = 1{,}46$ (63)

Dal grafico riportato in figura 7 si vede che a tale rapporto geometrico corrisponde una lunghezza libera di inflessione equivalente delle colonne pari a 1,15h, ossia:

$L_{cr} = 1{,}15 \text{ x } 5500 = 6325$ mm (64)

Il carico critico euleriano del telaio si calcola facendo riferimento all'espressione (43):

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 229300000}{6325^2} = 11879{,}6 \text{ kN} \tag{65}$$

La snellezza adimensionalizzata è dedotta dalla relazione (66):

$$\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_0 = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{12440 \cdot 460}{11879600}} = 0{,}694 \tag{66}$$

Gli ulteriori parametri per il calcolo dello sforzo normale di collasso delle colonne sono [4]:

$$\alpha_\theta = 0{,}65\sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0{,}65\sqrt{\frac{235}{460}} = 0{,}465 \qquad (67)$$

$$\eta_\theta = \alpha_\theta \cdot \bar{\lambda}_0 = 0{,}465 \cdot 0{,}694 = 0{,}323 \qquad (68)$$

$$\Phi_0 = 0{,}5[1+\eta_\theta+\bar{\lambda}^2]=0{,}5(1+0{,}323+0{,}694^2) = 0{,}902 \qquad (69)$$

Il coefficiente di riduzione della resistenza plastica delle colonne è ricavato attraverso la (70):

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\Phi_0 + \sqrt{\Phi_0^{\,2} - \bar{\lambda}_0^2}} = \frac{1}{0{,}902 + \sqrt{0{,}902^2 - 0{,}694^2}} = 0{,}676 \qquad (70)$$

Lo sforzo normale resistente risulta dalla (71):

$$N_{b,fi,0,R,d} = \chi_{fi} \cdot A \cdot \frac{k_{y,\theta} \cdot f_y}{\gamma_{m,fi}} = 0{,}676 \cdot 12440 \cdot \frac{1{,}0 \cdot 460}{1{,}0} = 3868\,\text{kN} \qquad (71)$$

Il coefficiente di utilizzazione a tempo zero nei confronti del carico critico del telaio risulta definito dalla relazione (11a). Esso vale:

$$\mu_{0,cr} = \frac{N_{fi,d}}{N_{b,fi,0,R,d}} = \frac{600}{3868} = 0{,}16 \qquad (72)$$

Fase 2: Calcolo del coefficiente di utilizzazione nei confronti del carico di rottura del telaio.

Per il calcolo del carico di rottura del telaio si utilizza la relazione (57) essendo $\delta > 1$ (vd. figura 16):

$$F_c = \frac{4}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h}$$

Essendo le sezioni delle colonne di classe 3, non è possibile attingere il momento di piena plasticizzazione e pertanto il momento resistente delle stesse risulta essere:

$$M_{res} = W_{el,y} \text{ x } f_y = 1479000 \text{ x } 460 = 680 \text{ kNm} \qquad (73)$$

Il coefficiente γ, descritto nella figura 16 e pari al rapporto tra la forza applicata al traverso e quella sul ritto, vale (74):

$$\gamma = 12/600 = 0{,}02 \qquad (74)$$

Il carico di rottura vale pertanto (75):

$$F_c = \frac{4}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h} = \frac{4}{0{,}02} \cdot \frac{680000}{5500} = 24727\text{kN} \qquad (75)$$

Il coefficiente di utilizzazione a tempo zero nei confronti del carico di rottura del telaio risulta essere (76):

$$\mu_{0,pl} = \frac{N_{fi,d}}{F_c} = \frac{600}{24727} = 0{,}02 \qquad (76)$$

Fase 3: Calcolo della temperatura critica del telaio

Per il calcolo della temperatura critica del telaio si suppone che la stessa sia distribuita uniformemente nelle membrature (ad esempio, nel caso di presenza di profilati tra loro differenti tra traverso e colonne o variamente protetti o esposti, ci si può cautelativamente riferire all'analisi termica condotta sull'elemento strutturale con il maggiore fattore di sezione).

Utilizzando il nomogramma riportato in figura 7 si deduce la temperatura di collasso del portale pari a circa **675 °C** (vd. figura 22).

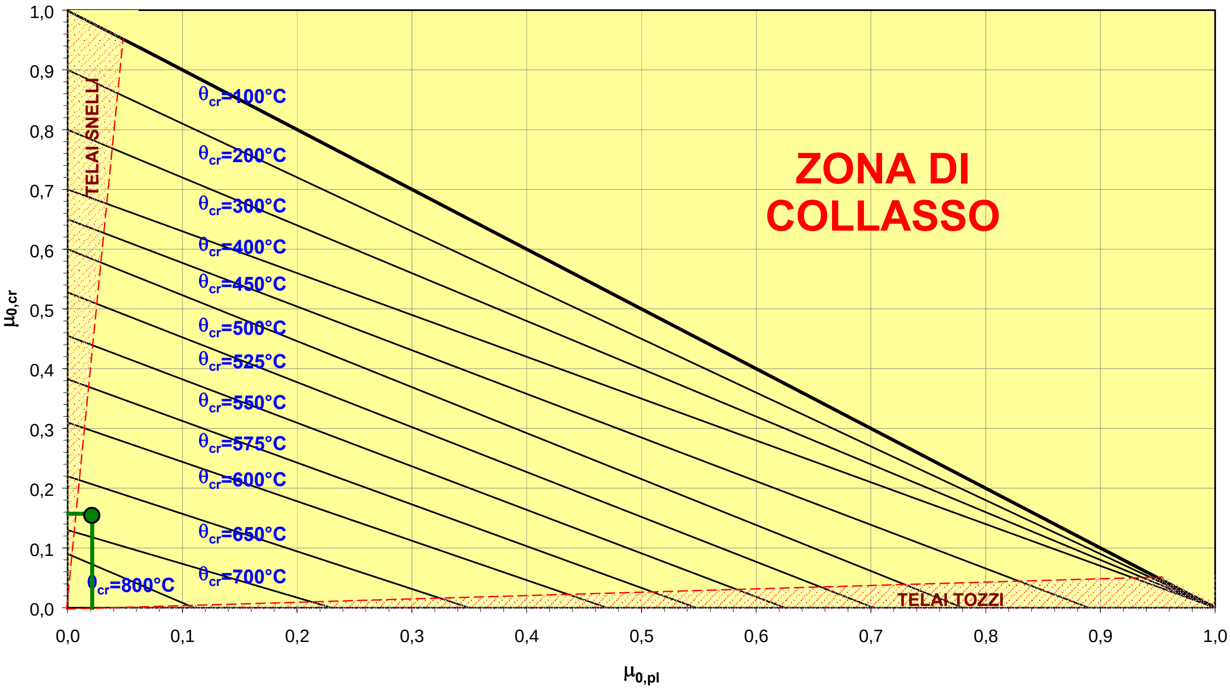

Figura 22 – Applicazione del nomogramma per il calcolo della temperatura critica del telaio incastrato alla base

Nel caso di *portale incernierato alla base*, la lunghezza libera di inflessione equivalente delle colonne del telaio si ricava dal diagramma riportato in figura 12 ponendo il rapporto β/α pari a 1,46 (63):

$L_{cr} = 2{,}2h = 2{,}2 \times 5500 = 12100$ mm (77)

Il carico critico euleriano del telaio risulta (vd. espressione (43)):

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 229300000}{12100^2} = 3246\text{kN} \tag{78}$$

La snellezza adimensionalizzata delle colonne:

$$\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_0 = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{12440 \cdot 460}{3246000}} = 1{,}328 \tag{79}$$

I parametri per il calcolo dello sforzo normale resistente valgono:

$$\alpha_\theta = 0{,}65\sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0{,}65\sqrt{\frac{235}{460}} = 0{,}465 \tag{80}$$

$$\eta_\theta = \alpha_\theta \cdot \bar{\lambda}_0 = 0{,}465 \cdot 1{,}328 = 0{,}617 \tag{81}$$

$$\Phi_0 = 0{,}5[1+\eta_\theta+\bar{\lambda}^2] = 0{,}5(1+0{,}617+1{,}328^2) = 1{,}690 \tag{82}$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\Phi_0 + \sqrt{\Phi_0^2 - \bar{\lambda}_0^2}} = \frac{1}{1{,}690 + \sqrt{1{,}690^2 - 1{,}328^2}} = 0{,}365 \tag{83}$$

e quindi:

$$N_{b,fi,0,R,d} = \chi_{fi} \cdot A \cdot \frac{k_{y,\theta} \cdot f_y}{\gamma_{m,fi}} = 0{,}365 \cdot 12440 \cdot \frac{1{,}0 \cdot 460}{1{,}0} = 2089\text{kN} \tag{84}$$

Il coefficiente di utilizzazione a tempo zero nei confronti del carico critico del telaio risulta:

$$\mu_{0,cr} = \frac{N_{fi,d}}{N_{b,fi,0,R,d}} = \frac{600}{2089} = 0{,}29 \tag{85}$$

Il carico di rottura vale:

$$F_c = \frac{2}{\gamma} \cdot \frac{M_{pl}}{h} = \frac{2}{0{,}02} \cdot \frac{680000}{5500} = 12363\text{kN} \tag{86}$$

Il coefficiente di utilizzazione a tempo zero nei confronti del carico di rottura del telaio risulta:

$$\mu_{0,pl} = \frac{N_{fi,d}}{F_c} = \frac{600}{12363} = 0{,}05 \qquad (87)$$

Utilizzando il nomogramma riportato in figura 23 si deduce la temperatura di collasso del portale pari a circa **590°C**.

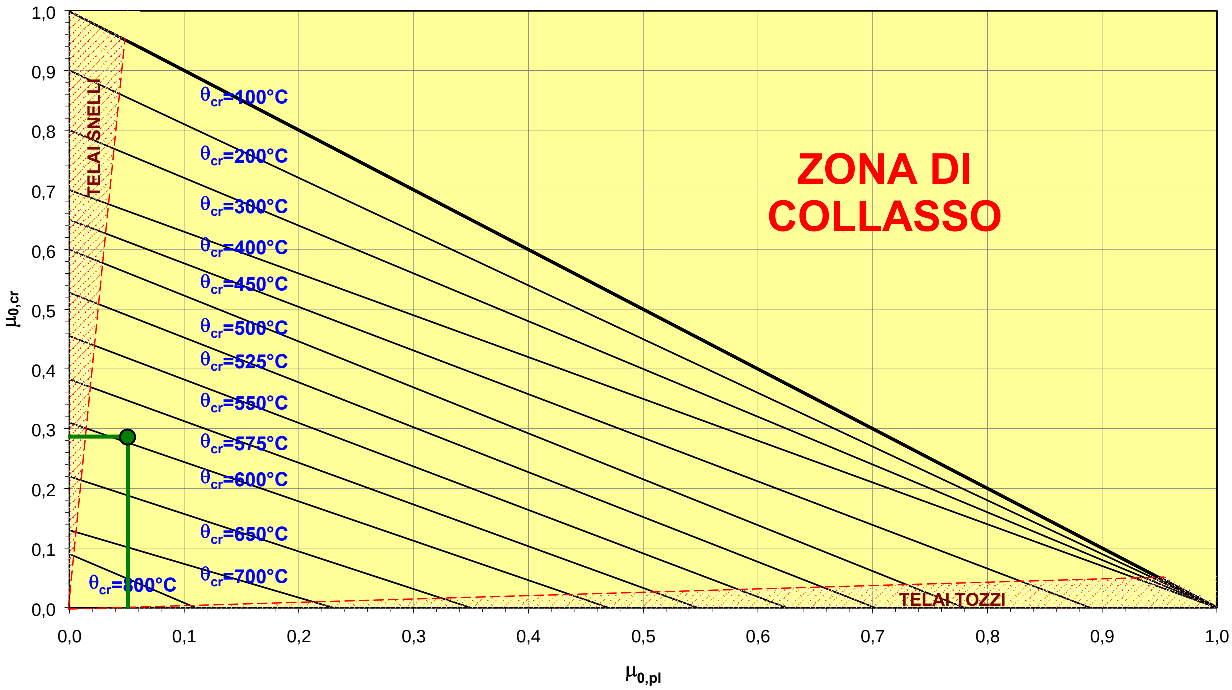

Figura 23 – Applicazione del nomogramma per il calcolo della temperatura critica del telaio incernierato alla base

7 CONCLUSIONI

Il calcolo delle temperature critiche riportato nel presente lavoro conduce a risultati in stretto accordo con lo studio di cui al riferimento bibliografico [3].
Aspetto di carattere generale riscontrato mediante gli esempi applicativi sviluppati è la minore resistenza al fuoco degli schemi meno vincolati rispetto alle corrispondenti strutture rese maggiormente iperstatiche.
L'utilizzo della relazione di Merchant-Rankine adattata alla condizione di incendio per la valutazione della resistenza al fuoco, inoltre, tiene conto dell'effetto benefico di entrambi i contributi forniti dalla resistenza sia elastica che plastica delle strutture. Infatti, dall'analisi del diagramma riportato in figura 20 per lo studio del portale incernierato, nel caso si trascuri uno dei due contributi alla resistenza, si perviene alla determinazione di temperature critiche superiori rispetto a quella determinata per il portale incernierato pari a 590 °C. Trascurando ad esempio il contributo della resistenza plastica (ossia ponendo $\mu_{0,pl} = 0$), la temperatura critica di collasso per sola instabilità elastica ($\theta_{cr,el}$) risulterebbe pari a 615 °C mentre, trascurando la resistenza elastica (ossia ponendo $\mu_{0,cr} = 0$), la temperatura critica per rottura plastica ($\theta_{cr,pl}$) sarebbe di 850 °C. Entrambe le temperature critiche determinate eccederebbero i 590°C desunti da un'analisi completa del portale. Analoghe considerazioni possono essere sviluppate per il portale incastrato.
Un'ulteriore considerazione merita l'inquadramento generale del metodo di Merchant-Rankine adattato: ad esso può essere ricondotto, come caso particolare relativo a singole membrature, il metodo della temperatura critica riportato nella parte fuoco degli Eurocodice 3 [4] e nella norma UNI 9503:2007.
Sviluppi futuri del metodo proposto consistono nell'analisi numerica di casi di studio e nella sperimentazione condotta su modelli e su strutture in vera grandezza aventi lo scopo di verificarne ulteriormente l'attendibilità e di estenderne i risultati ai casi di collasso dei traversi per instabilità flessotorsionale.

8 RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

[1] Ballio-Mazzolani “Strutture in acciaio” - Hoepli

[1] Maquoi–Jaspart “Merchant-Rankine approach for the design of steel and composite sway building frames – Department of the University of Liege, Belgium

[3] Benedetti “Comportamento in caso di incendio di elementi strutturali di carpenteria metallica” CISM

[4] CEN UNI EN 1993-1-2 (luglio 2005) “Eurocodice 3 Progettazione delle strutture di acciaio – Parte 1-2 Regole generali - Progettazione strutturale contro l’incendio”

[5] V. Franciosi “Scienza delle costruzioni – Vol. 5 Stabilità dell’equilibrio” ed. Liguori Napoli

[6] V. Franciosi “Scienza delle costruzioni – Vol. 4 Calcolo a rottura” ed. Liguori Napoli