

6 Profili in parete sottile

6.1 Introduzione

Una percentuale non trascurabile in peso della produzione di componenti strutturali di acciaio riguarda i profili in parete sottile, ossia profili in classe 4 (profili snelli) secondo il criterio di classificazione presentato al capitolo 4. In aggiunta ai più diffusi prodotti laminati a caldo che ricadono in questa classe, prevalentemente a causa dell'elevata snellezza dell'anima, i profili in parete sottile sono generalmente ottenuti con processi di lavorazione a freddo da lamiere di modesto spessore (profili *cold-formed*) e vengono diffusamente impiegati per alcuni tipici componenti strutturali oppure per sistemi portanti completi. Con riferimento alle più comuni strutture in carpenteria pesante, componenti come arcarecci e travi di attacco dei tamponamenti (tipicamente profilati sagomati a freddo con sezione a C, a Z oppure a Ω) sono spesso in classe 4, così come le lamiere grecate dei solai e di rivestimento dei pannelli coibentanti. Si hanno poi campi di utilizzo particolari nei quali la soluzione in *cold-formed* risulta decisamente più competitiva rispetto a quelle più tradizionali. Tipici sono i casi delle scaffalature metalliche per lo stoccaggio delle merci oppure dei sistemi modulari per edilizia residenziale o per soluzioni abitative di emergenza.

La tabella 6.1, derivata dalle precedenti tabelle 4.1a – 4.1c, riassume le condizioni che deve soddisfare almeno una delle componenti della sezione trasversale affinché il profilo ricada in classe 4. Come meglio dettagliato di seguito, il termine ψ rappresenta il rapporto tra la massima tensione a compressione e quella all'altro lembo dell'elemento in esame, il parametro ε dipende dalla tensione di snervamento del materiale f_y ($\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$, con f_y espresso in N/mm²) mentre il coefficiente k_σ è legato alla distribuzione delle tensioni normali e ai vincoli laterali dell'elemento.

Il riferimento normativo considerato di seguito è costituito dal *corpus* degli Eurocodici in quanto le Norme Tecniche per le Costruzioni non trattano l'argomento, mentre la Circolare 617 propone una sintesi delle regole di verifica dell'EC3, non completa e con alcuni imprecisioni formali.

Come già introdotto al precedente capitolo, la corrente impostazione dell'EC3 riporta, nella sua parte generale (UNI EN 1993-1-1), le principali formule di verifica per i profili in classe 4. La determinazione delle caratteristiche efficaci del profilo viene però basata sulle regole riportate nelle parti 1-3 e 1-5 e, in dettaglio, deve quindi essere fatto rimando a:

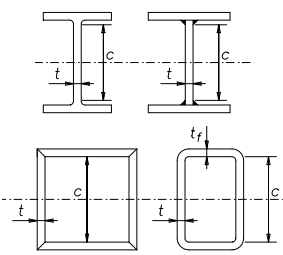
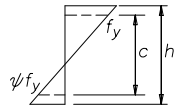
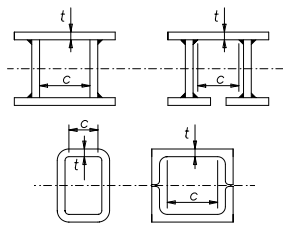
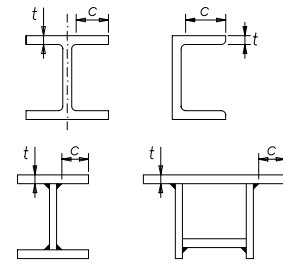
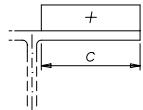
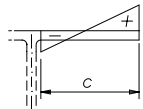
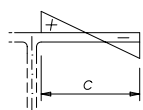
- **UNI EN 1993-1-3** “*Design of steel structures - Part 1-3: General rules - Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*”. Le indicazioni di questa normativa riguardano solo i profili sagomati a freddo, indipendentemente dalla loro classe di appartenenza, e quanto riportato di seguito è aggiornato con l'edizione del 18/1/2007, che raccomanda valori dei coefficienti di sicurezza sui materiali unitari (ossia $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,00$) per le verifiche di resistenza e stabilità.

Ad oggi (giugno 2011) non essendo ancora formalmente approvate le Appendici Nazionali Italiane, benché rese comunque pubbliche (www.cslp.it) per l'applica-

zione degli Eurocodici e ritenendo comunque che l'uso di tali valori unitari non sia ragionevole, si è assunto $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,05$, in analogia alle formule di verifica da usare per i profili laminati a caldo, tra l'altro coincidenti con quelle riportate in NTC e con i valori adottati nella versione resa disponibile delle Appendici Nazionali;

- **UNI EN 1993-1-5** "Design of Steel Structures: Plated structural elements". Le indicazioni di questa normativa riguardano la penalizzazione di componenti in classe 4 appartenenti a profili laminati a caldo, sagomati a freddo oppure in composizione saldata da lamiere e risultano di specifico interesse le regole per quantificare la penalizzazione della sezione per instabilità locale. Quanto riportato di seguito è aggiornato con l'edizione del 18/1/2007.

Tabella 6.1 Valori limite per componenti in classe 4.

Componenti della sezione	Distribuzione delle tensioni normali	$c/t >$
		$\frac{42\varepsilon}{0,67 + 0,33\psi}$
	$\psi \leq -1$	$62 \varepsilon (1 - \psi) \sqrt{-\psi}$
		14ε
		$21 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}$
		$21 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}$

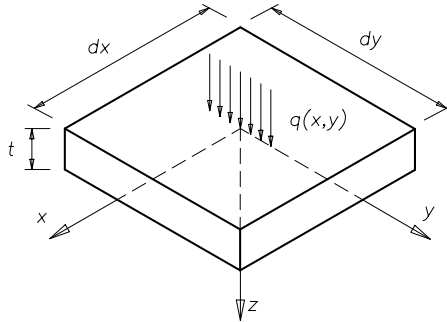


Figura 6.1 Elemento infinitesimo di piastra.

6.2 Richiami teorici

L'approccio normativo per la verifica di profili in classe 4 può essere in parte legato alla teoria degli elementi bidimensionali, denominati *piastre* quando il carico applicato è ortogonale al piano medio e *lastre* quando sono invece caricate nel piano medio. Ogni componente sottile della sezione trasversale dell'elemento (ali, anime o irrigidimenti di bordo) può essere vista come un elemento piano di lunghezza illimitata vincolata alle estremità laterali dalle componenti contigue. Il riferimento teorico iniziale è costituito dalle piastre alle quali sono poi aggiunti i carichi nel piano medio dell'elemento piano. In dettaglio, la teoria lineare delle piastre è basata sull'ipotesi di legame costitutivo del materiale di tipo elastico lineare e di elementi privi di imperfezioni, perfettamente omogenei e isotropi. In aggiunta, con riferimento all'elemento piastra piano e sottile, si assume che siano soddisfatte le seguenti condizioni (ipotesi di Navier -1820):

- spostamenti trasversali piccoli rispetto allo spessore dell'elemento;
- tensioni e deformazioni trasversali nulle nel piano medio;
- ortogonalità tra generico segmento normale al piano medio ed il piano medio stesso anche nella configurazione deformata;
- spessore t dell'elemento piccolo rispetto alle dimensioni trasversali e costante nell'elemento.

Con riferimento all'elemento infinitesimo (figura 6.1) di dimensioni nel piano medio dx e dy e soggetto ad un carico $q(x,y)$ normale al piano medio stesso, sfruttando le equazioni di congruenza, di legame e di equilibrio è possibile pervenire alla relazione che governa la risposta delle piastre, data da:

$$\frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial y^4} = \frac{q(x, y)}{D} \quad (6.1a)$$

in cui $w(x, y)$ è la funzione che descrive il campo di spostamenti normale al piano medio e D rappresenta la rigidità flessionale dell'elemento piano, definita come $D = \frac{E \cdot t^3}{12(1 - \nu^2)}$,

con E modulo di elasticità del materiale e ν coefficiente di Poisson.

Il problema dell'instabilità elastica delle lastre, affrontato da *De Saint Venant* (1883), prevede l'aggiunta al secondo membro dell'equazione 6.1a) dei contributi relativi alle azioni contenute nel piano medio N_{xx} , N_{yy} , N_{xy} (figura 6.2a).

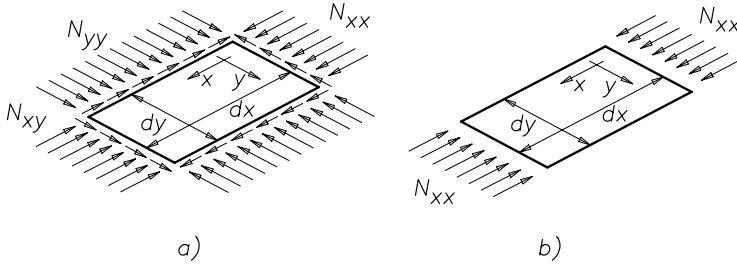


Figura 6.2 Condizione di carico generica (a) e di compressione uniforme secondo l'asse x (b).

Queste possono essere indicate in forma generica con il termine N_{jk} , che rappresenta la forza per unità di lunghezza in direzione j (x oppure y) lungo il lato di dimensioni infinite ds (dx oppure dy). Tali termini possono essere espressi in funzione delle rispettive tensioni normali (σ_{ji} , ossia σ_{xx} e σ_{yy}) oppure tangenziali (σ_{jk} , ossia τ_{xy} e τ_{yx}) mediante la seguente relazione:

$$N_{jk} = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_{jk} ds \tag{6.2}$$

Considerando l'elemento infinitesimo di piastra ed estendendone la condizione di carico, alla lastra, l'equazione 6.1a) che ne governa la risposta si arricchisce allora al secondo membro delle componenti di carico contenute nel piano medio e diventa:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial y^4} = \\ = \frac{1}{D} \left(q(x, y) - N_{xx} \frac{\partial^2 w(x, y)}{\partial x^2} - N_{yy} \frac{\partial^2 w(x, y)}{\partial y^2} - 2N_{xy} \frac{\partial^2 w(x, y)}{\partial x \partial y} \right) \end{aligned} \tag{6.1b}$$

L'equazione di *De Saint Venant* riferita alla generica condizione di carico (eq. 6.1b), nel caso di elemento rettangolare con lati di dimensione finite a e b , di spessore t , appoggiato su tutti i bordi e uniformemente compresso secondo la direzione x (figura 6.2b), si riduce alla forma:

$$\frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w(x, y)}{\partial y^4} = -\frac{1}{D} \left(N_{xx} \frac{\partial^2 w(x, y)}{\partial x^2} \right) \tag{6.1c}$$

essendo $N_{yy} = N_{xy} = N_{yx} = 0$ e $N_{xx} = \int_{-\frac{t}{2}}^{\frac{t}{2}} \sigma_{xx} ds = \sigma_{xx} t$

Si approssima il campo di spostamenti $w(x, y)$ con una funzione biarmonica del tipo:

$$w(x, y) = A \operatorname{sen} \left(\frac{m \pi x}{a} \right) \operatorname{sen} \left(\frac{n \pi y}{b} \right) \tag{6.3}$$

con A che rappresenta la costante di integrazione e i termini m e n che sono numeri interi.

Sostituendo l'espressione del campo di spostamenti, opportunamente derivata nell'equazione che governa la risposta della lastra compressa secondo una direzione (eq. 6.1c), si ottiene:

$$\left[\left(\frac{m \pi}{a} \right)^4 + 2 \left(\frac{m \pi}{a} \right)^2 \left(\frac{n \pi}{b} \right)^2 + \left(\frac{n \pi}{b} \right)^4 \right] w(x, y) = \frac{N_{xx}}{D} \left(\frac{m \pi}{a} \right)^2 w(x, y) \quad (6.4a)$$

Semplificando i termini comuni e raccogliendoli a fattor comune, si ha:

$$\left[\left(\frac{m \pi}{a} \right)^2 + \left(\frac{n \pi}{b} \right)^2 \right]^2 = \frac{N_{xx}}{D} \left(\frac{m \pi}{a} \right)^2 \quad (6.4b)$$

È quindi possibile esplicitare il valore di carico assiale per unità di lunghezza (N_{xx}) che soddisfa sempre l'equazione 6.1c), e che è dato da:

$$N_{xx} = \frac{Da^2}{m^2 \pi^2} \left[\left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 + \left(\frac{n\pi}{b} \right)^2 \right]^2 = \sigma_{xx} t \quad (6.4c)$$

Oltre alla soluzione banale, ottenibile per $m = n = 0$, come nel caso della trattazione euleriana dell'asta compressa, ha interesse, dal punto di vista ingegneristico, il valore più piccolo di N_{xx} , indicato di seguito come N_{cr} , carico critico elastico della lastra compressa per unità di lunghezza. Questo si ottiene dall'equazione 6.3 ponendo $n = 1$ e annullando la derivata prima di N_{cr} rispetto a m , ossia viene ricavato dalla relazione:

$$\frac{\partial N_{xx}}{\partial m} = \frac{\partial N_{cr}}{\partial m} = 2D \frac{\pi}{b^2} \left(m \frac{b}{a} + \frac{1}{m} \frac{a}{b} \right) \left(\frac{b}{a} - \frac{1}{m^2} \frac{a}{b} \right) = 0 \quad (6.4d)$$

La condizione di minimo è individuata quando:

$$m = \frac{a}{b} \quad (6.4e)$$

Sostituendo il termine m ottenuto ed il valore unitario per n ($n = 1$) nell'equazione 6.4c), nel caso di lastra uniformemente compressa lungo una sola direzione principale, il termine N_{cr} vale:

$$N_{cr} = 4 \frac{D \pi^2}{b^2} = 4 \frac{\pi^2 E t^3}{12 (1-\nu^2) b^2} \quad (6.5a)$$

Dal punto di vista pratico viene spesso fatto riferimento alla tensione critica elastica, σ_{cr} , che è data dalla relazione:

$$\sigma_{cr} = \frac{N_{cr}}{t} = 4 \frac{D \pi^2}{b^2 t} = 4 \frac{\pi^2 E}{12 (1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (6.5b)$$

Estendendo questa trattazione al caso di lastra compressa in modo non uniforme e con condizioni di vincolo laterale diverse da quella appena considerata, la tensione critica elastica è usualmente espressa come:

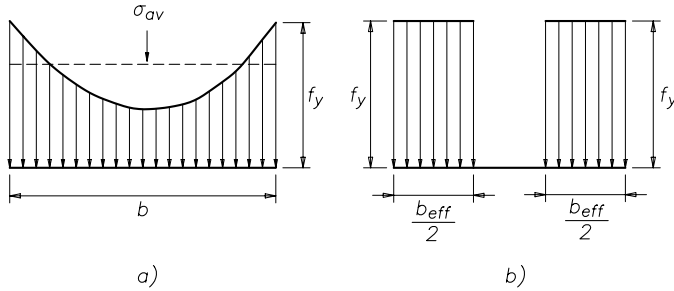


Figura 6.3 Tensioni di compressione a collasso nella lastra industriale (a) e modello di calcolo (b).

$$\sigma_{cr} = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12 (1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (6.6)$$

dove il coefficiente di imbozzamento k_{σ} (analogo a quello già introdotto al capitolo 5 a proposito delle verifiche a taglio sulle membrature semplici), dipende dalle condizioni di vincolo e dalla distribuzione di tensione.

Una progettazione diretta basata sulla tensione critica elastica (eq. 6.6) porta a un dimensionamento non sempre corretto e a favore di sicurezza in quanto è ignorata la presenza delle imperfezioni strutturali, che influenzano sempre la risposta dell'elemento. Si ipotizza inoltre un legame costitutivo del materiale ben diverso da quello reale (approssimabile, in via semplificata, come elastico-perfettamente plastico). In aggiunta, viene anche trascurata l'esistenza del campo di resistenza post-critico (ossia, non vengono tenute in conto le eventuali ridistribuzioni delle tensioni all'interno della sezione causate dal superamento del limite elastico del materiale).

Il problema della predizione della risposta di elementi industriali venne inizialmente affrontato da *Von Kármán* (1910) che, per la valutazione del carico di collasso (o egualmente della tensione ultima media σ_{av}) della lastra industriale, introdusse il concetto di *larghezza equivalente* o *larghezza efficace* (b_{eff}). L'elemento piano di larghezza b e spessore t soggetto a compressione uniforme secondo una direzione principale raggiunge la crisi con una distribuzione di tensioni non uniforme, qualitativamente simile a quella riportata nella figura 6.3, caratterizzata da valori massimi (σ_{max}) in corrispondenza delle sezioni di vincolo laterale e minimi nelle zone di maggiore distanza da queste, approssimabile con una distribuzione costante di tensione di valore pari a σ_{av} .

La larghezza efficace b_{eff} è la larghezza dell'elemento equivalente caratterizzato dal medesimo coefficiente di imbozzamento del piatto in esame e che raggiunge la crisi per un valore di tensione pari a σ_{max} . Assumendo la tensione di snervamento (f_y) come massimo valore di tensione raggiungibile ($\sigma_{max} = f_y$) il termine b_{eff} viene ricavato imponendo l'eguaglianza tra le risultanti delle tensioni medie agenti su tutta la larghezza della lastra industriale e quella delle tensioni massime nella sezione penalizzata, ossia dalla relazione:

$$\sigma_{av} \cdot b = 2 \cdot \left(\sigma_{max} \cdot \frac{b_{eff}}{2} \right) = f_y \cdot b_{eff} \quad (6.7)$$

Le regole di dimensionamento sviluppate per i profili in parete sottile fanno riferimento al concetto di larghezza efficace b_{eff} piuttosto che a quello di tensione media σ_{av} e ciò è dovuto alla maggiore praticità del primo approccio rispetto al secondo. Nel caso di elemento compresso, la riduzione della parte resistente di sezione trasversale implica che le componenti della sezione trasversale del profilo, opportunamente penalizzate, siano interessate da un valore di tensione normale uguale in ogni fibra del profilo. Riferendosi invece alla riduzione della tensione, ogni componente della sezione risulterebbe soggetta ad un diverso valore di tensione media equivalente, σ_{av} , e ciò renderebbe decisamente meno immediata e decisamente più complessa la fase di verifica.

Con riferimento all'elemento fittizio di larghezza b_{eff} , che simula la lastra industriale in condizione di crisi, si ha:

$$\sigma_{cr}(b_{\text{eff}}) = f_y = k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12 (1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_{\text{eff}}} \right)^2 \quad (6.8)$$

Riferendosi alla tensione critica elastica, $\sigma_{cr}(b)$, della lastra ideale di larghezza b , tensione la cui determinazione è immediata (eq. 6.6), la larghezza efficace b_{eff} può essere espressa come:

$$b_{\text{eff}} = b \sqrt{\frac{\sigma_{cr}(b)}{f_y}} = b \sqrt{k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12 (1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_{\text{eff}}} \right)^2 \left(\frac{1}{f_y} \right)} \quad (6.9)$$

Sostituendo l'espressione della larghezza efficace nell'eq. 6.7) è possibile esprimere la tensione media σ_{av} come:

$$\sigma_{av} = \sqrt{\sigma_{cr}(b) f_y} \quad (6.10)$$

L'approccio di verifica riportato nella normativa europea, così come in quella americana, prevede la definizione della snellezza relativa del piatto $\bar{\lambda}_p$ attraverso l'espressione:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b}{b_{\text{eff}}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}(b)}} = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12 (1-\nu^2)}{\pi^2 E k_\sigma} f_y} = 1,052 \cdot \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E k_\sigma}} \quad (6.11a)$$

Sostituendo i valori numerici di E ($= 210000 \text{ N/mm}^2$) e ν ($= 0,3$) previsti dalla UNI EN 1993-1-1 per il materiale acciaio ed introducendo il parametro ε ($= \sqrt{\frac{235}{f_y}}$) già visto a proposito della classificazione delle sezioni trasversali, la 6.11a) può essere approssimata come:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad (6.11b)$$

Utilizzando l'approccio elastico, il valore limite della tensione σ_L è rappresentato dalla tensione critica elastica, che, rapportata a quella di snervamento (f_y), viene espressa, a partire dall'equazione 6.11a), dalla relazione:

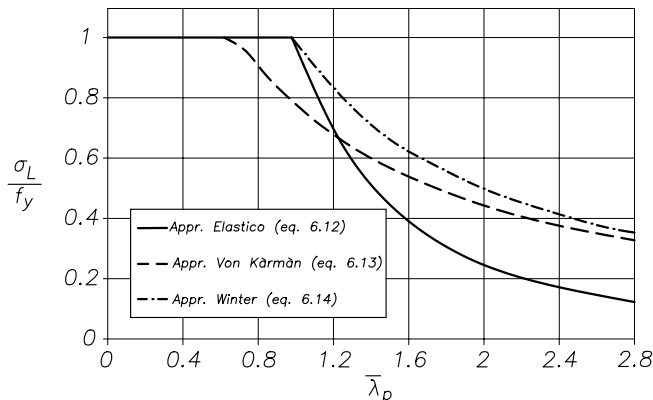


Figura 6.4 Relazione tra la tensione limite adimensionalizzata e la snellezza del piatto.

$$\frac{\sigma_L}{f_y} = \frac{\sigma_{cr}(b)}{f_y} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p^2} \quad (6.12)$$

Riferendosi alla formulazione di *Von Kàrmàn*, la tensione limite è rappresentata dalla tensione media che provoca il collasso della lastra industriale ed è espressa, a partire dalle equazioni 6.10) e 6.11a), dalla relazione:

$$\frac{\sigma_L}{f_y} = \frac{\sigma_{av}}{f_y} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \quad (6.13)$$

L'approccio proposto da *Von Kàrmàn*, pur essendo più raffinato, è basato sull'ipotesi di lastra priva di imperfezioni, difetti che modificano sensibilmente la risposta strutturale, soprattutto in campo post-critico. È stata poi proposta da *Winter* (1947), sulla base di studi condotti alla *Cornell University* (U.S.A.), una espressione, ricavata su base sperimentale, per la valutazione della larghezza efficace o ugualmente del rapporto $\frac{\sigma_L(b)}{f_y}$ considerando

l'effetto della presenza delle imperfezioni:

$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{\sigma_L(b)}{f_y} = \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p} \right) \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \leq 1 \quad (6.14)$$

Sulla base dell'eq. 6.14), quando $\bar{\lambda}_p \leq 0,673$ non si ha penalizzazione della sezione trasversale per effetto dell'instabilità locale e pertanto la componente in esame risulta interamente reagente. Per piatti uniformemente compressi, nel sistema di riferimento $\bar{\lambda}_p - \frac{\sigma_L}{f_y}$, gli approcci lineari, e non lineari di *Von Kàrmàn* (σ_{av}) e di *Winter* (σ_L), danno le curve di stabilità riportate nella figura 6.4.

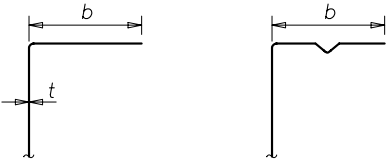
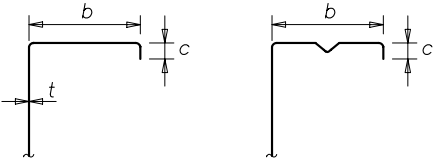
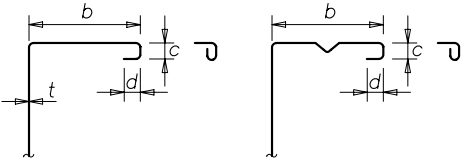
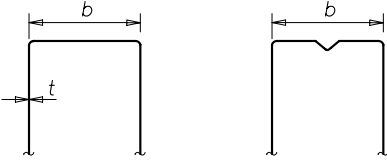
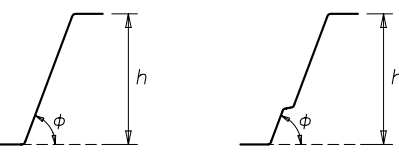
Per alcune particolari forme della sezione trasversale, si può manifestare anche l'instabilità distorsionale (figura 4.1), sulla cui teoria di seguito non si entra nel dettaglio,

rimandando per questo aspetto alla letteratura specifica. Si segnala soltanto che negli ultimi decenni, notevoli sforzi nel mondo della ricerca scientifica sono stati dedicati a questa forma di instabilità che, unitamente a quella locale, può condizionare sensibilmente la risposta di profilati in classe 4, specialmente se dotati di irrigidimenti d'estremità.

6.3 Prescrizioni per i profili sagomati a freddo

La generica sezione trasversale rappresentativa del mondo dei profili sagomati a freddo è composta da elementi piani collegati tra loro con elementi curvilinei di raccordo. Un aspetto molto delicato ed importante associato alla fase progettuale è costituito dalla determinazione delle caratteristiche geometriche, resa non immediata appunto dalla presenza di componenti curvilinee di raccordo tra i lati.

Tabella 6.2 Limiti dimensionali per l'applicabilità di UNI EN 1993-1-3.

	<i>Elemento della sezione</i>	<i>Massimo valore</i>
1)		$b/t \leq 50$
2)		$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$
3)		$b/t \leq 90$ $c/t \leq 60$ $d/t \leq 50$
4)		$b/t \leq 500$
5)		$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

Di seguito ci si riferisce alle prescrizioni riportate in UNI EN 1993-1-3, applicabili a componenti che soddisfano le limitazioni dimensionali riportate nella tabella 6.2, dove sono presentati i massimi valori ammessi in termini di rapporto larghezza/spessore (b/t oppure h/t).

Nella medesima tabella si trovano indicazioni per gli irrigidimenti di bordo che possono essere a singola piega (caso 2) con irrigidimento di lunghezza c , oppure a doppia piega (caso 3) con irrigidimenti di lunghezza c e d . Per queste componenti devono, in aggiunta, essere soddisfatte le seguenti condizioni:

$$0,2 \leq \frac{c}{b} \leq 0,6 \quad (6.15a)$$

$$0,1 \leq \frac{d}{b} \leq 0,3 \quad (6.15b)$$

Le regole riportate nel seguito non sono però utilizzabili, ed è necessario determinare la resistenza della sezione attraverso mirata sperimentazione, nel caso in cui il raggio interno (r) delle zone di raccordo sia molto grande, ossia soddisfi la condizione:

$$r > 0,04 \cdot \frac{E \cdot t}{f_y} \quad (6.15c)$$

Nel caso di profili sagomati a freddo le normative di prodotto impongono anche un valore minimo del raggio di piega interno (al fine di evitare fessure già nel processo di lavorazione) in funzione dello spessore dell'elemento. Nella tabella 6.3 sono riportate le indicazioni previste nelle UNI EN 10162 "*Profilati di acciaio laminati a freddo – Condizioni tecniche di fornitura – Tolleranze dimensionali e sulla sezione trasversale*".

Le prescrizioni fornite dall'EC3 per i calcoli di progetto possono applicarsi soltanto a profili e lamiere aventi spessore t , al netto del rivestimento di zinco o di materiali organici, che soddisfano la relazione:

$$0,45 \text{ mm} \leq t \leq 15 \text{ mm} \quad (6.15d)$$

Particolare cura deve essere prestata alla determinazione delle caratteristiche geometriche, valutazione che può essere svolta considerando l'effettiva presenza dei raccordi circolari ovvero semplificando la forma della sezione trasversale con una geometria a spigoli vivi. Quest'ultimo approccio risulta molte volte più immediato ed una prima schematizzazione della sezione può essere fatta ipotizzandola formata da tratti rettilinei individuati dall'intersezione delle linee medie. In questo modo si rischia però di approssimare eccessivamente l'effetto irrigidente associato ai tratti curvilinei di raccordo e la normativa riporta particolari indicazioni correttive al riguardo. Per le sezioni trasversali con spigoli arrotondati, la determinazione delle caratteristiche geometriche lorde della sezione trasversale viene basato sulle larghezze ideali b_p degli elementi piani riferite alla linea media nello spessore. Queste sono misurate a partire dai punti medi degli elementi di raccordo, sottraendo il contributo g_r , (figura 6.5), espresso in funzione dell'angolo di piega ϕ come:

$$g_r = \left(r + \frac{t}{2} \right) \cdot \left[\tan\left(\frac{\phi}{2}\right) - \sin\left(\frac{\phi}{2}\right) \right] \quad (6.16a)$$

Nel caso di piega ad angolo retto ($\phi = 90^\circ$) si ha:

$$g_r = 0,293 \left(r + \frac{t}{2} \right) \quad (6.16b)$$

Tabella 6.3 Indicazioni normative sui valori minimi per i raggi di piega interni raccomandati.

Formatura a freddo di prodotti piani laminati a caldo di acciaio strutturale non legato

Classe dell'acciaio (UNI EN 10025-2)	Raggi interni di piega minimi per lo spessore nominale (t) in millimetri			
	$t \leq 4$ mm	$4 \text{ mm} \leq t \leq 6$ mm	$6 \text{ mm} \leq t \leq 8$ mm	$t > 8$ mm
S 235 JRC				
S 235 J0C	$1 t$	$1 t$	$1,5 t$	
S 235 J2C				
S 275 JRC				Da concordare al momento dell'ordine
S 275 J0C	$1 t$	$1 t$	$1,5 t$	
S 275 J2C				
S 355 J0C				
S 355 J2C	$1 t$	$1,5 t$	$1,5 t$	
S 355 K2C				

Profilatura di prodotti piani di acciai strutturali zincati per immersione a caldo in continuo

Classe dell'acciaio (UNI EN 10025-2)	Raggi interni di curvatura minimi per lo spessore nominale (t) in millimetri	
	$t \leq 3$ mm	$t > 3$ mm
S 250 GD+Z	$0,5 t$	
S 280 GD+Z	$1 t$	
S 320 GD+Z	$1,5 t$	Da concordare al momento dell'ordine
S 350 GD+Z	$1,5 t$	
S 220 GD+Z	$0,5 t$	

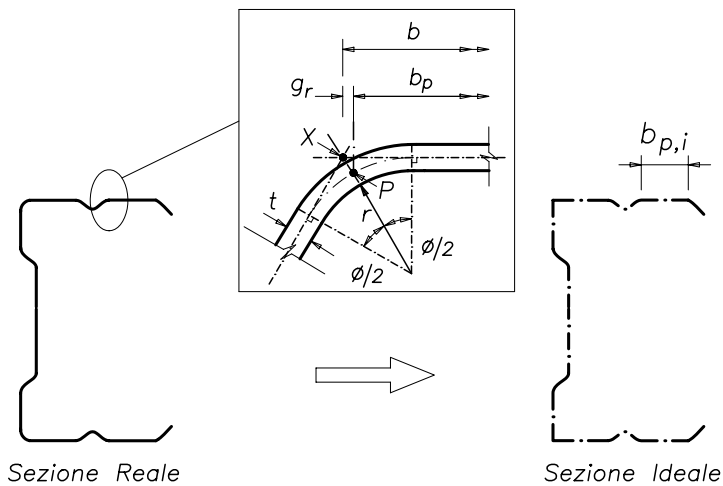


Figura 6.5 Influenza degli spigoli arrotondati.

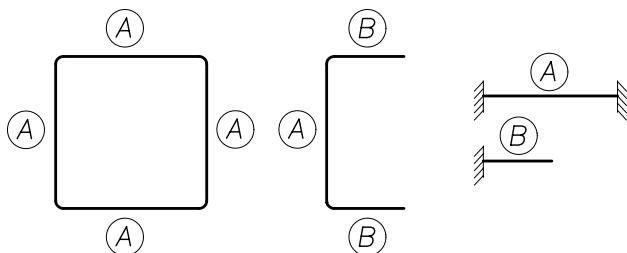


Figura 6.6 Elementi vincolati a due bordi (A) e a un solo bordo (B).

La lunghezza ideale di calcolo, b_p , per un elemento delimitato da due raccordi circolari (elementi di tipo A nella figura 6.6) risulta:

$$b_p = b - t - 2g_r \quad (6.17)$$

Nel caso invece di elemento con un bordo libero (elementi di tipo B in figura 6.6) la dimensione di calcolo è:

$$b_p = b - \frac{t}{2} - g_r \quad (6.18)$$

Per raccordi aventi raggio di curvatura interno $r \leq 5t$ e $r \leq 0,15 b_p$ può essere trascurata la loro influenza sulle proprietà della sezione e si può assumere la sezione trasversale come formata da elementi piani (di lunghezza $b_{p,i}$) a spigoli vivi, passando da una sezione reale ad una ideale di calcolo (figura 6.5). Quando il raggio di raccordo non rientra però nei limiti specificati, l'influenza dell'arrotondamento degli spigoli deve essere tenuta in conto. Ciò può essere eseguito con sufficiente accuratezza riducendo in modo forfettario le proprietà della sezione calcolate sulla sezione a spigoli vivi, usando le seguenti approssimazioni:

$$A_g = A_{g,sh}(1 - \delta) \quad (6.19a)$$

$$I_g = I_{g,sh}(1 - 2\delta) \quad (6.19b)$$

$$I_w = I_{w,sh}(1 - 4\delta) \quad (6.19c)$$

in cui A_g , I_g e I_w rappresentano rispettivamente area, momento di inerzia e costante di ingobbamento della sezione lorda a spigoli vivi (pedice *sh*) ed il termine δ è un fattore correttivo definito come:

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \cdot \frac{\phi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} \quad (6.20)$$

in cui m rappresenta il numero di elementi rettilinei di larghezza di calcolo $b_{p,i}$ mentre n quello dei raccordi circolari di raggio r_j e ϕ_j è il loro angolo di apertura espresso in gradi sessagesimali.

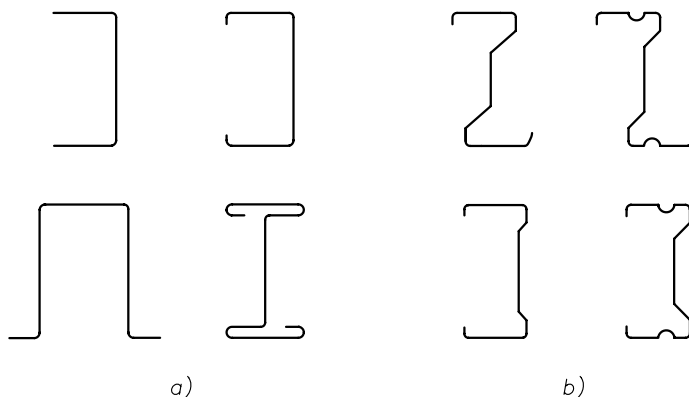


Figura 6.7 Sezioni sagomate a freddo con elementi piani non irrigiditi (a) e irrigiditi (b).

Gli effetti dell'instabilità locale e distorsionale devono essere tenuti in debito conto nella determinazione della resistenza delle membrature formate a freddo e nel precedente capitolo 5 (dedicato alle membrature singole) sono riportate le formule di verifica previste dalla normativa europea per i profili in classe 4. Al riguardo, si precisa che le indicazioni riportate in normativa per la determinazione della sezione efficace resistente si prestano ad una non univoca interpretazione e pertanto di seguito si presenta una delle possibili metodologie desumibili dalle prescrizioni normative. Data la complessità dell'approccio, l'attenzione viene prima volta a profili interessati dalla sola instabilità locale (tipicamente i profili a sezione chiusa) e successivamente a quelli interessati contemporaneamente dai fenomeni di instabilità locale e distorsionale (tipicamente i profili a sezione aperta dotati di irrigidimenti), sempre con riferimento a profili formati da elementi piani non irrigiditi al loro interno (figura 6.7a), privi quindi di elementi piani con irrigidimenti interni singoli o multipli (figura 6.7b).

6.4 Sezioni interessate dalla sola instabilità locale

Nel caso in cui la sezione trasversale sia di classe 4 (sezione snella) e non si manifesti instabilità distorsionale, la determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci può essere svolta con una procedura basata sull'estensione diretta della formula di *Winter*. Deve essere fatto riferimento alle UNI EN 1993-1-5 e come primo passo viene richiesto, per ogni componente piana della sezione trasversale, la determinazione della sua snellezza relativa, $\bar{\lambda}_p$, data dall'equazione 6.11b, la cui definizione è ripresa di seguito per comodità:

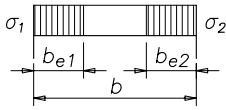
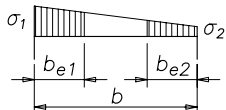
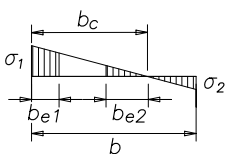
$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad (6.21)$$

Nel caso di profili laminati o saldati, la larghezza \bar{b} dell'elemento piano viene assunta al netto dei bulbi di raccordo ala-anima o dei cordoni di saldatura, in accordo a quanto presentato nelle tabelle 4.1. Con elementi sagomati a freddo, se possibile, è conveniente, come

già anticipato, ricondursi ad una sezione a spigoli vivi in cui la larghezza dell'elemento (b_p) tiene in conto l'effetto dei raccordi circolari.

Il coefficiente di imbozzamento (k_σ) viene ricavato sulla base delle indicazioni di tabella 6.4, a seconda della distribuzione delle tensioni agli estremi dell'elemento ed in particolare dal valore assunto dal termine ψ , che esprime il rapporto tra la massima tensione di compressione e quella all'altro estremo dell'elemento (negativa se le tensioni di estremità hanno segno opposto).

Tabella 6.4a Larghezza efficace di elementi piani vincolati su due bordi (da UNI EN 1993-1-5).

Distribuzione delle tensioni	Larghezza efficace b_{eff}					
	$\psi = 1$	$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b$ $b_{e1} = 0,5 \cdot b_{\text{eff}}$ $b_{e2} = 0,5 \cdot b_{\text{eff}}$				
	$1 > \psi \geq 0$	$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} b_{\text{eff}}$ $b_{e2} = b_{\text{eff}} - b_{e1}$				
	$\psi < 0$	$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_c = \frac{\rho \cdot b}{1 - \psi}$ $b_{e1} = 0,4 \cdot b_{\text{eff}}$ $b_{e2} = 0,6 \cdot b_{e1}$				
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Coefficiente di imbozzamento k_σ	4	$\frac{8,2}{1,05 + \psi}$	7,81	$7,81 - 6,29 \psi + 9,78 \psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

La larghezza efficace degli elementi compressi dipende dal valore del coefficiente ρ utilizzato per la definizione di b_{eff} tramite la relazione:

$$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_p \quad (6.22)$$

Nel caso di componente piana vincolata ai due estremi, il termine ρ è legato al valore della snellezza del piatto $\bar{\lambda}_p$ ed al coefficiente di distribuzione delle tensioni ψ e viene definito dalle seguenti relazioni:

$$\text{se } \bar{\lambda}_p \leq 0,673 \quad \rho = 1 \quad (6.23a)$$

$$\text{se } \bar{\lambda}_p > 0,673 \quad \rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad \text{dove } (3 + \psi) \geq 0 \quad (6.23b)$$

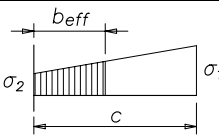
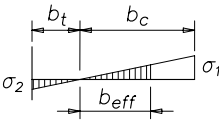
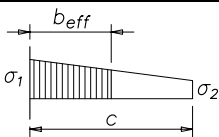
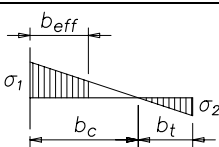
Nel caso di compressione uniforme ($\psi = 1$) l'equazione 6.16b) coincide con la formula proposta da *Winter* (eq. 6.14).

Nel caso di elemento vincolato ad un solo estremo, ρ dipende solo da $\bar{\lambda}_p$ ed è dato da:

se $\bar{\lambda}_p \leq 0,748$ $\rho = 1$ (6.24a)

se $\bar{\lambda}_p > 0,748$ $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$ (6.24b)

Tabella 6.4b Larghezza efficace di elementi piani vincolati su un bordo (da UNI EN 1993-1-5).

Distribuzione delle tensioni	Larghezza efficace b_{eff}			
	$1 > \psi \geq 0$ $b_{eff} = \rho \cdot c$			
	$\psi < 0$ $b_{eff} = \rho \cdot b_c = \frac{\rho \cdot c}{1 - \psi}$			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	0	-1	$-1 > \psi > -3$
Coefficiente di imbozzamento k_σ	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21 \psi + 0,07 \psi^2$
	$1 > \psi \geq 0$ $b_{eff} = \rho \cdot c$			
	$\psi < 0$ $b_{eff} = \rho \cdot b_c = \frac{\rho \cdot c}{1 - \psi}$			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$
Coefficiente di imbozzamento k_σ	0,43	$\frac{0,578}{\psi + 0,34}$	1,7	$1,7 - 5 \psi + 17,1 \psi^2$
				23,8

La distribuzione di tensione sulla sezione trasversale e quindi sulle componenti piane governa la penalizzazione della sezione stessa e le formule presentate in normativa per le verifiche di profili in classe 4 sono basate sulla determinazione dell'area efficace A_{eff} e dei moduli di resistenza efficaci della sezione $W_{eff,y}$ e $W_{eff,z}$ (con y e z che rappresentano gli assi principali della sezione). Queste grandezze geometriche possono essere determinate con riferimento alla situazione limite in cui è raggiunto il valore massimo di tensione ammesso per la classe di acciaio del profilo, dato dalla tensione di snervamento opportunamente ridotta (f_{yb}/γ_{M0} oppure f_{yb}/γ_{M1}).

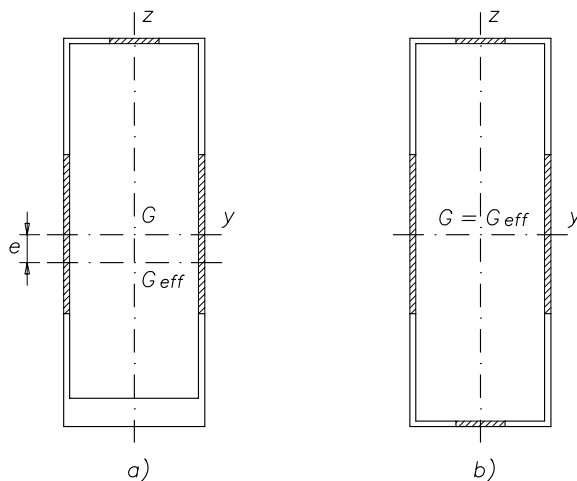


Figura 6.8 Eccentricità tra baricentro della sezione lorda e di quella efficace (a) e coincidenza tra baricentro della sezione lorda ed efficace (b).

In alternativa, è possibile fare riferimento allo stato tensionale generato dalle azioni interne effettivamente agenti e pertanto riferirsi alla distribuzione delle tensioni associate alla condizione di carico in esame. Indicando con $\sigma_{com,Ed}$ il massimo valore della tensione di compressione, quando $\sigma_{com,Ed} < f_{yb}/\gamma_{M0}$, il coefficiente ρ può essere determinato sulla base delle equazioni 6.23 e 6.24 sostituendo a $\bar{\lambda}_p$ la snellezza relativa ridotta $\bar{\lambda}_{p,red}$ definita come:

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{yb}/\gamma_{M0}}} \quad (6.25)$$

Questi approcci portano ad esiti delle verifiche di resistenza e stabilità tanto più diversi (ad esempio, in termini di indici di sfruttamento) quanto più è grande la differenza tra f_{yb}/γ_{M0} e $\sigma_{com,Ed}$, come evidenziato nell'applicazione A6.2, di seguito riportata.

La procedura per la penalizzazione della geometria nominale di una sezione si differenzia a seconda della distribuzione delle tensioni normali (associate a compressione, flessione oppure presso-flessione) presenti sulla sezione trasversale in esame. In dettaglio, è possibile distinguere i seguenti casi:

- *profilo semplicemente compresso*: per la fase di verifica (di resistenza e/o di stabilità) viene richiesta la determinazione dell'area efficace, A_{eff} . Nel caso in cui il baricentro della sezione efficace (G_{eff}) sia diverso da quello della sezione lorda (G) il profilo efficace è presso-inflesso (figura 6.8a). Devono quindi essere determinate le caratteristiche resistenti efficaci del profilo a flessione. Quando invece non si ha traslazione del baricentro (figura 6.8b) la verifica viene operata sulla base della sola area efficace;
- *profilo semplicemente inflesso*: per la fase di verifica viene richiesta la determinazione dei moduli efficaci per l'asse di flessione di interesse, unitamente alla posizione dell'asse neutro della sezione penalizzata;

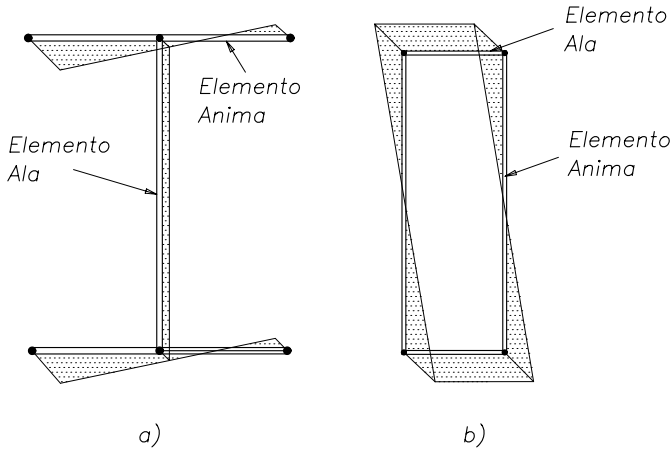


Figura 6.9 Esempi di ali e anime in profili inflessi.

– *profilo presso-inflesso*: si determinano l'area efficace ed il modulo resistente sulla base delle regole per le sollecitazioni semplici di compressione e di flessione.

Nel caso di profilo uniformemente compresso, la procedura di verifica viene svolta sulla base dei seguenti passaggi:

- valutazione della larghezza efficace di ogni elemento piano della sezione;
- determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci (area efficace e posizione del baricentro della sezione efficace).

Nel caso di profilo compresso con sezione trasversale doppiamente simmetrica il baricentro efficace coincide con quello lordo ($G = G_{\text{eff}}$). Nel caso di profilo compresso dotato di un solo asse di simmetria la sezione efficace è interessata da flessione semplice mentre, in assenza di assi di simmetria, si può avere flessione deviata.

Nel caso di elementi interessati da flessione semplice, può essere conveniente classificare le componenti della sezione trasversale (figura 6.9) a seconda della distribuzione degli sforzi normali, come:

- *anima*, ossia un elemento piano soggetto ad una variazione lineare degli sforzi;
- *ala*, ossia un elemento soggetto a una distribuzione uniforme e costante degli sforzi.

La determinazione del modulo resistente efficace W_{eff} , ossia la quantificazione delle caratteristiche geometriche efficaci necessarie per la verifica della sezione inflessa, può essere sviluppata attraverso i seguenti passaggi:

- 1) identificazione delle componenti di tipo anima e di tipo ala (figura 6.9);
- 2) quantificazione, per ogni componente, della penalizzazione per l'instabilità locale sulla base della distribuzione degli sforzi nella sezione lorda, mediante il coefficiente ψ ;
- 3) determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci della sezione inflessa (nuova posizione dell'asse neutro e moduli di resistenza efficaci superiore e inferiore, denominati rispettivamente $W_{\text{eff,sup}}$ e $W_{\text{eff,inf}}$);
- 4) valutazione della nuova distribuzione di tensione normale in funzione delle caratteristiche resistenti efficaci della sezione;

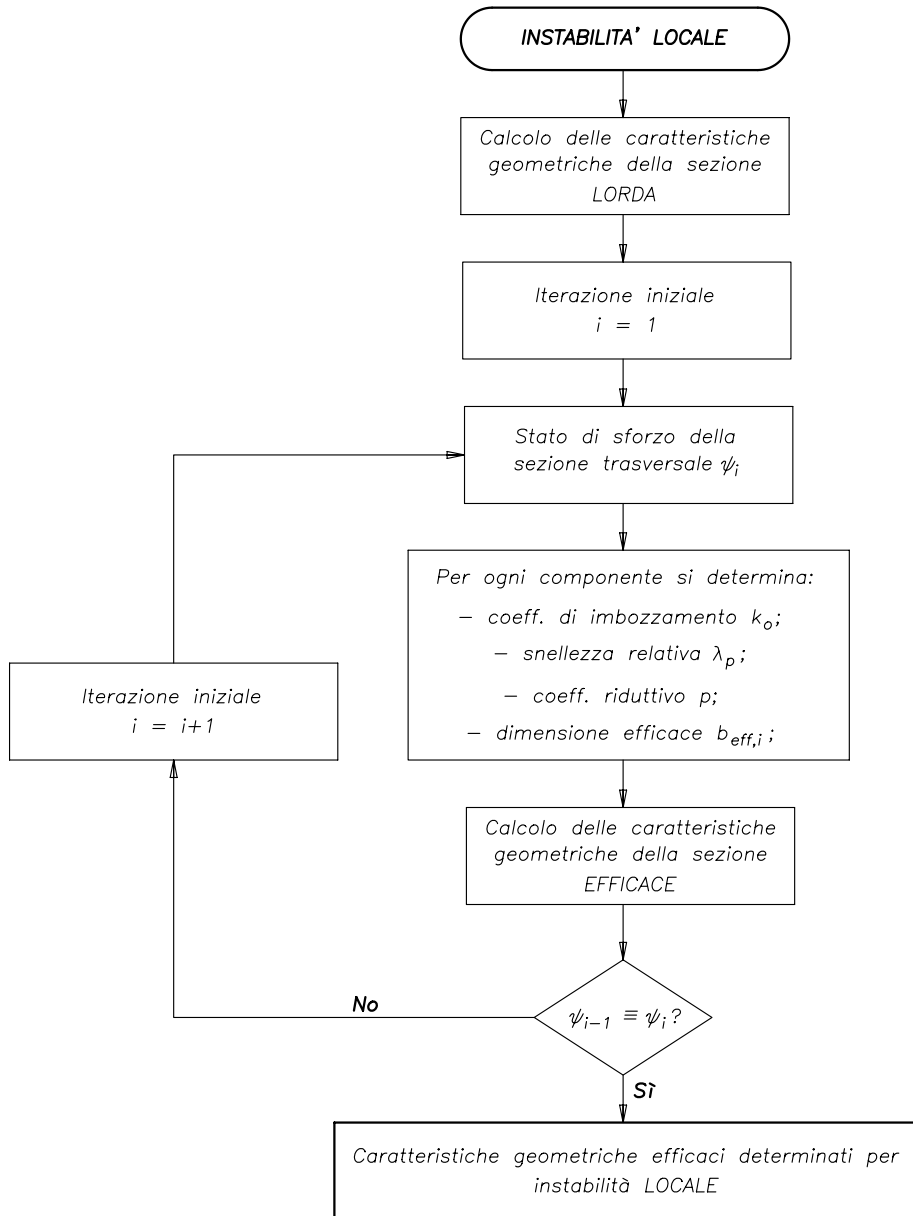


Figura 6.10 Dettaglio delle principali operazioni per l'instabilità locale.

- 5) valutazione degli effetti dell'instabilità locale e conseguente penalizzazione degli elementi piani sulla base della nuova distribuzione degli sforzi;
- 6) iterazione della procedura con ripetizione dei passaggi 3, 4 e 5 fino alla convergenza (usualmente si considera come parametro di convergenza il termine ψ).

Nella figura 6.10 viene presentato il diagramma di flusso per le operazioni da sviluppare nel caso di sezione compressa, inflessa o presso-inflessa, ed in particolare viene dettagliata la sequenza di operazioni necessarie per la penalizzazione del profilo per effetto dell'instabilità locale.

Applicazione A6.1 – Resistenza a compressione di un profilo in classe 4

Si determini la resistenza a compressione del profilato IPE 600 in acciaio S 275 (già oggetto dell'applicazione A4.3). I dati sono riportati in figura A6.1.1.

Dati del profilo IPE 600

Altezza	h	600 mm
Larghezza	b	220 mm
Spessore delle ali	t_f	19 mm
Spessore dell'anima	t_w	12 mm
Raggio di raccordo	r	24 mm
Area	A	156 mm ²

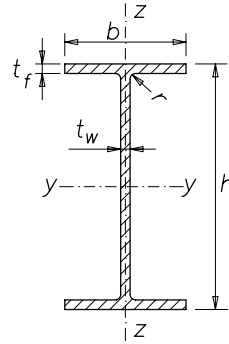


Figura A6.1.1

Procedura. Il profilo laminato a caldo, come tutti i profili in acciaio deve essere classificato in base alle indicazioni riportate in UNI EN 1993-1-1. In questo caso, risultando in classe 4, la penalizzazione della sezione deve essere svolta in accordo alle regole riportate in UNI EN 1993-1-5.

Per l'acciaio S 275 si ha $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \sqrt{\frac{235}{275}} = 0,924$

L'ala è in classe 1 in quanto:

$$\frac{c}{t} = \frac{h - t_w - 2 \cdot r}{2 \cdot t_f} = \frac{220 - 12 - (2 \cdot 24)}{2 \cdot 19} = \frac{160}{38} = 4,21 < 8,28 (= 9 \cdot \varepsilon)$$

L'anima compressa è in classe 4 in quanto:

$$\frac{c}{t} = \frac{h - (2 \cdot t_f) - (2 \cdot r)}{t_w} = \frac{600 - (2 \cdot 19) - (2 \cdot 24)}{12} = \frac{514}{12} = 42,83 > 38,64 (= 42 \cdot \varepsilon)$$

Il profilo è in classe 4 a causa dell'elevata snellezza dell'anima. Viene di seguito determinata l'area efficace da utilizzarsi nelle verifiche di resistenza a compressione.

$$\bar{\lambda}_p = \frac{h - (2 \cdot t_f) - (2 \cdot r)}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon} \cdot \frac{1}{\sqrt{k_\sigma}} = \frac{514}{12} \cdot \frac{1}{28,4 \cdot 0,924} \cdot \frac{1}{\sqrt{4}} = 0,816$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,816 - 0,055 \cdot (3 + 1)}{0,816^2} = 0,895$$

L'area persa, A_p , quindi:

$$A_p = (1 - \rho) \cdot [h - (2 \cdot t_f) - (2 \cdot r)] \cdot t_w = (1 - 0,895) \cdot 514 \cdot 12 = 647,7 \text{ mm}^2$$

L'area efficace, A_{eff} , vale pertanto:

$$A_{\text{eff}} = A - A_p = 15600 - 647,7 = 14952,3 \text{ mm}^2$$

La capacità portante del profilo per sola azione assiale, N_{eff} , valutato sulla base dell'area efficace (eq. 5.9b) è data da:

$$N_{\text{eff}} = A_{\text{eff}} \cdot f_y / \gamma_{M0} = (149,523 \cdot 10^2) \cdot 275 / 1,05 = 3916,08 \cdot 10^3 \text{ N}$$

Applicazione A6.2 – Verifica di un profilo tubolare uniformemente compresso

Si verifichi un profilato metallico in acciaio S 235 tubolare uniformemente compresso, realizzato con processo di sagomatura a freddo, soggetto ad un'azione $N_{Ed} = 105,2 \text{ kN}$. La lunghezza del profilo è pari a 1000 mm e la trave è vincolata agli estremi con due cerniere sferiche. I dati sono riportati in figura A6.2.1.

Dati del profilo tubolare

Altezza	h	152 mm
Larghezza	b	52 mm
Spessore	t	2 mm
Raggio di raccordo	r	2 mm

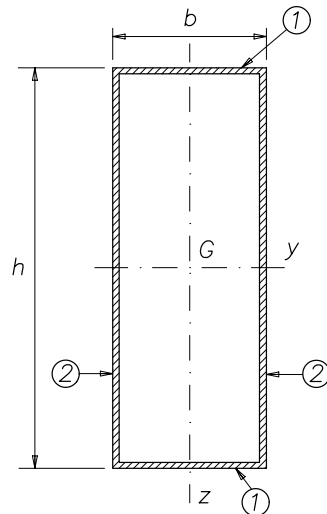


Figura A.6.2.1

Procedura. La verifica è sviluppata con riferimento a due diversi procedimenti per determinare l'area efficace. Nel primo ci si riferisce alla tensione di snervamento, opportunamente ridotta, mentre nel secondo la penalizzazione viene operata riferendosi all'effettivo stato tensionale agente, ricavata dall'azione sollecitante N_{Ed} . In entrambi i casi, la verifica viene sviluppata attraverso i seguenti passaggi:

- classificazione del profilo;
- verifica dimensionale;
- determinazione delle caratteristiche geometriche lorde;
- determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci;
- verifica a stabilità.

Classificazione del profilo

Si procede a classificare il profilo tubolare secondo le prescrizioni riportate nell'EC3 parte 1-1. Nel caso di elementi compressi sono previste le seguenti limitazioni:

$$\frac{c}{t} = \frac{b - 2 \cdot t - 2 \cdot r}{t} = \frac{52 - 2 \cdot 2 - 2 \cdot 2}{2} = \frac{44}{2} = 22 < 33 \quad (= 33 \cdot \varepsilon)$$

L'elemento 1 è in classe 1

$$\frac{c}{t} = \frac{h - 2 \cdot t - 2 \cdot r}{t} = \frac{152 - 2 \cdot 2 - 2 \cdot 2}{2} = \frac{144}{2} = 72 > 42 \quad (= 42 \cdot \varepsilon)$$

L'elemento 2 è in classe 4

Verifica dimensionale

Le prescrizioni dell'UNI EN 1993 parte 1-3 possono essere utilizzate in quanto le dimensioni del profilo, rispettano i valori limite della tabella 6.2, essendo:

$$h/t = 152/2 = 76 \leq 500$$

$$b/t = 52/2 = 26 \leq 500$$

Il raggio di piega interno (2 mm) è contenuto tra il valore minimo ammesso, che è pari allo spessore t (2 mm), ed il valore massimo pari a $35,7 t$ ($= 71,4$ mm) e pertanto soddisfa le prescrizioni normative.

Caratteristiche geometriche lorde

La sezione viene approssimata a *spigoli vivi*, il raggio medio e la proiezione della distanza tra la linea media e il centro del raccordo valgono rispettivamente (figura 6.5):

$$r_m = r + t/2 = 3 \text{ mm}$$

$$g_r = r_m [\tan(\phi/2) - \sin(\phi/2)] = 0,879 \text{ mm}$$

Le dimensioni di calcolo della sezione in esame a spigoli vivi sono:

$$h_p = h - t - 2g_r = 148,24 \text{ mm}$$

$$b_p = b - t - 2g_r = 48,24 \text{ mm}$$

Le caratteristiche geometriche di interesse della sezione lorda sono:

Area	A_g	785,92 mm ²
Momento di inerzia secondo l'asse y	I_y	2145942 mm ⁴
Momento di inerzia secondo l'asse z	I_z	382389 mm ⁴

Caratteristiche geometriche efficaci sulla base della tensione di snervamento

Nel caso di compressione centrata le tensioni di compressione sono ovunque uguali, ossia, si ha $\psi = \sigma_2/\sigma_1 = 1$. Si procede quindi alla penalizzazione del profilo (figura A6.2.2).

Lati denominati 2 nella figura A.6.2.1

Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità è pari $k_\sigma = 4,0$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{h_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 1,304 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 1,304 > 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,637$$

$$h_{\text{eff}} = \rho h_p = 94,49 \text{ mm}$$

$$h_{e1} = h_{e2} = \frac{h_{\text{eff}}}{2} = 47,25 \text{ mm}$$

Lati denominati 1 nella figura A.6.2.1

Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità è pari $k_\sigma = 4,0$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 0,424 \text{ con } \bar{\lambda}_p = 0,424 < 0,673$$

$$\rho = 1,0$$

$$b_{\text{eff}} = \rho b_p = 48,24 \text{ mm}$$

L'attenzione viene di seguito posta sull'area efficace A_{eff} , unica caratteristica geometrica di interesse per la verifica dell'elemento compresso in esame.

$$A_{\text{eff}} = 2 \cdot (h_{\text{eff}} + b_{\text{eff}}) \cdot t = 2 \cdot (94,49 + 48,24) \cdot 2 = 570,97 \text{ mm}^2$$

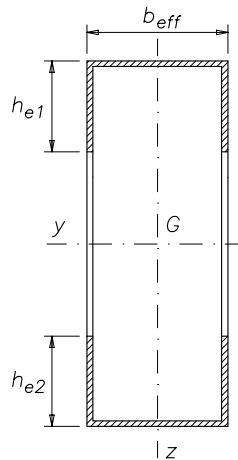


Figura A.6.2.2

Verifica a stabilità. La lunghezza libera di inflessione lungo i due assi risulta uguale ($L_{0y} = L_{0z} = 1000 \text{ mm}$).

Valutazione del fattore riduttivo (tab. 5.6b) secondo l'asse forte del profilo χ_y :

$$N_{cr,y} = \pi^2 \frac{EI_y}{L_{0,y}^2} = \pi^2 \frac{210000 \cdot 2145942}{1000^2} = 4447716 \text{ N}$$

$$\bar{\lambda}_y = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}} \cdot f_{yb}}{N_{cr,y}}} = \sqrt{\frac{570,92 \cdot 235}{4447716}} = 0,174$$

$$\phi_y = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha(\bar{\lambda}_y - 0,2) + \bar{\lambda}_y^2 \right] = 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (0,174 - 0,2) + 0,174^2 \right] = 0,509$$

$$\chi_y = \frac{1}{\phi_y + \sqrt{\phi_y^2 - \bar{\lambda}_y^2}} = \frac{1}{0,509 + \sqrt{0,509^2 - 0,174^2}} = 1,013 > 1,0 \rightarrow \chi_y = 1,0$$

Valutazione del fattore riduttivo (tab. 5.6b) secondo l'asse debole del profilo χ_z :

$$N_{cr,z} = \pi^2 \frac{EI_z}{L_{0,z}^2} = \pi^2 \frac{210000 \cdot 382389}{1000^2} = 792546 \text{ N}$$

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}} \cdot f_{yb}}{N_{cr,z}}} = \sqrt{\frac{570,92 \cdot 235}{792546}} = 0,411$$

$$\phi_z = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha(\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2 \right] = 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (0,411 - 0,2) + 0,411^2 \right] = 0,636$$

$$\chi_z = \frac{1}{\phi_z + \sqrt{\phi_z^2 - \bar{\lambda}_z^2}} = \frac{1}{0,636 + \sqrt{0,636^2 - 0,411^2}} = 0,893$$

Dopo aver calcolato le grandezze efficaci necessarie, è possibile valutare la resistenza ultima a compressione tenendo conto del fenomeno dell'instabilità.

$$N_{b,z,Rd} = \frac{\chi_z \cdot A_{\text{eff}} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M1}} = \frac{0,893 \cdot 570,97 \cdot 235}{1,05} = 114,2 \text{ kN}$$

$$N_{b,y,Rd} = \frac{\chi_y \cdot A_{\text{eff}} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M1}} = \frac{1,0 \cdot 570,97 \cdot 235}{1,05} = 127,8 \text{ kN}$$

Sulla base dell'equazione 5.33b) si ha:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} = \frac{N_{Ed}}{N_{b,z,Rd}} = \frac{105,2}{114,2} = 0,921$$

La verifica risulta soddisfatta

Caratteristiche geometriche efficaci sulla base della tensione agente

Viene di seguito presentata la procedura legata alla determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci legate all'effettivo stato tensionale.

$$\sigma_{com,Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_g} = \frac{105200}{789,94} = 133,856 \text{ N/mm}^2$$

$$\sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{yb} / \gamma_{M0}}} = \sqrt{\frac{133,856}{235 / 1,05}} = 0,773$$

Lati denominati 2 nella figura A.6.2.1

Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità è pari $k_\sigma = 4$:

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{yb} / \gamma_{M0}}} = 1,304 \cdot 0,773 = 1,008$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_{p,red} - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_{p,red}^2} = 0,775$$

$$h_{eff} = \rho h_p = 114,93 \text{ mm}$$

$$h_{e1} = h_{e2} = 57,46 \text{ mm}$$

Lati denominati 1 nella figura A.6.2.1

Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità è pari $k_\sigma = 4,0$:

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{yb} / \gamma_{M0}}} = 0,424 \cdot 0,773 = 0,328$$

$$\rho = 1,0 \quad ; \quad b_{eff} = \rho b_p = 48,24 \text{ mm}$$

$$A_{eff} = 2 \cdot (h_{eff} + b_{eff}) \cdot t = 2 \cdot (114,93 + 48,24) \cdot 2 = 652,68 \text{ mm}^2$$

Per la verifica a stabilità si considera la flessione secondo l'asse debole.

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{A_{eff} \cdot f_{yb}}{N_{cr,z}}} = \sqrt{\frac{652,68 \cdot 235}{792546}} = 0,440$$

$$\phi_z = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2 \right] = 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (0,440 - 0,2) + 0,440^2 \right] = 0,656$$

$$\chi_z = \frac{1}{\phi_z + \sqrt{\phi_z^2 - \bar{\lambda}_z^2}} = \frac{1}{0,656 + \sqrt{0,656^2 - 0,440^2}} = 0,875$$

$$N_{b,z,Rd} = \frac{\chi_z \cdot A_{eff} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M1}} = \frac{0,875 \cdot 652,68 \cdot 235}{1,05} = 127,85 \text{ kN}$$

Sulla base dell'equazione 5.33b) si ha:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} = \frac{N_{Ed}}{N_{b,z,Rd}} = \frac{105,2}{127,84} = 0,823$$

La verifica risulta soddisfatta

Applicazione A6.3 – Resistenza ultima a flessione di un profilo chiuso

Si determini la capacità portante di un profilo tubolare inflesso, sagomato rispetto all’asse forte, in acciaio S 235 e con lunghezza libera di inflessione di 2000 mm, tratto in cui la distribuzione dell’azione flettente è costante rispetto all’asse y.

Dati del profilo tubolare

Altezza	<i>h</i>	202 mm
Larghezza	<i>b</i>	52 mm
Spessore	<i>t</i>	1,0 mm
Raggio di raccordo	<i>r</i>	1,5 mm

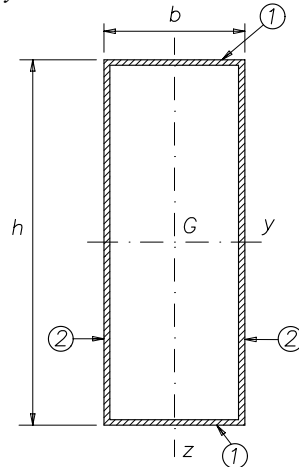


Figura A.6.3.1

Procedura. L’applicazione viene svolta attraverso i seguenti passaggi:

- Classificazione del profilo;
- Verifica dimensionale;
- Determinazione delle caratteristiche geometriche lorde;
- Determinazione delle caratteristiche efficaci a flessione;
- Valutazione della capacità portante a flessione tenendo conto dello svergolamento.

Classificazione del profilo

Nel caso di profilo inflesso rispetto all’asse y sono previste le seguenti limitazioni:

$$\frac{c}{t} = \frac{b - 2 \cdot t - 2 \cdot r}{t} = \frac{52 - 2 \cdot 1 - 2 \cdot 1,5}{1} = \frac{47}{1} = 47 > 42 (= 42 \cdot \varepsilon)$$

L’elemento 1 (ala) nella figura A6.3.1 è in classe 4

$$\frac{c}{t} = \frac{h - 2 \cdot t - 2 \cdot r}{t} = \frac{202 - 2 \cdot 1 - 2 \cdot 1,5}{1} = \frac{197}{1} = 197 > 124 (= 124 \cdot \varepsilon)$$

L’elemento 2 (anima) nella figura A6.3.1 è in classe 4

Verifica dimensionale

Le prescrizioni dell’EC3 possono essere utilizzate in quanto le dimensioni del profilo rispettano i valori limite della tabella 6.2. In dettaglio si ha:

$$h/t = 202/1 = 202 \leq 500$$

$$b/t = 52/1 = 52 \leq 500$$

Il raggio di piega interno (1,5 mm) è contenuto tra il valore minimo ammesso, che è pari allo spessore t (1,0 mm), ed il valore massimo pari a $35,7 t$ (= 35,7 mm) e pertanto soddisfa le prescrizioni normative.

Caratteristiche geometriche lorde

Per tener conto della presenza di spigoli arrotondati, si considera la sezione a *spigoli vivi* seguendo la procedura fornita dalla norma:

$$r_m = r + t/2 = 2 \text{ mm}$$

$$g_r = r_m [\tan(\phi/2) - \sin(\phi/2)] = 0,586 \text{ mm}$$

Le dimensioni della sezione in esame sono:

$$h_p = h - t - 2g_r = 199,83 \text{ mm}$$

$$b_p = b - t - 2g_r = 49,83 \text{ mm}$$

Per il calcolo delle proprietà geometriche si è fatto riferimento ad una geometria a spigoli vivi. Di seguito sono presentati i valori di maggior interesse che saranno utilizzati successivamente in alcuni passaggi:

Area	A_g	499,31 mm ²
Momento di inerzia secondo l'asse y	I_y	2324764 mm ⁴
Modulo resistente rispetto all'asse y	$W_{y,\text{inf}} = W_{y,\text{sup}}$	23268 mm ³
Momento di inerzia secondo l'asse z	I_z	268694 mm ⁴
Modulo resistente rispetto all'asse z	$W_{z,\text{dx}} = W_{z,\text{sx}}$	10785 mm ³
Costante torsionale	I_t	794299 mm ⁴
Costante d'ingobbamento	I_w	0 mm ⁶

Caratteristiche geometriche efficaci. Essendo la procedura di penalizzazione per effetto dell'instabilità locale di tipo iterativo, di seguito viene aggiunto anche il numero di iterazione, come pedice alle grandezze di interesse.

Iterazione 1

Lati denominati 2 nella figura A.6.3.1

Essendo $\sigma_2/\sigma_1 = W_{y,\text{eff},\text{sup},1}/W_{y,\text{eff},\text{inf},1}$ (in quanto riferito alla sezione lorde) si ha $\psi = -1$ e quindi $k_\sigma = 23,9$:

$$\bar{\lambda}_{p,1} = \frac{h_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 1,438 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_{p,1} = 1,438 > 0,673$$

$$\rho_1 = \frac{\bar{\lambda}_{p,1} - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_{p,1}^2} = 0,642$$

$$h_{\text{eff},1} = \rho_1 \frac{h_p}{1 - \psi} = 64,16 \text{ mm}$$

$$h_{e1,1} = 0,4 \cdot h_{\text{eff},1} = 25,66 \text{ mm}$$

$$h_{e2,1} = 0,6 \cdot b_{\text{eff},1} = 38,48 \text{ mm}$$

Lati denominati 1 nella figura A.6.3.1

Essendo $k_\sigma = 4,0$ si ha:

$$\bar{\lambda}_{p,1} = \frac{b_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 0,877 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 0,885 > 0,673$$

$$\rho_1 = \frac{\bar{\lambda}_{p,1} - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_{p,1}^2} = 0,854$$

$$b_{\text{eff},1} = \rho_1 b_{p,1} = 42,57 \text{ mm} \quad ; \quad b_{e1,1} = b_{e2,1} = \frac{b_{\text{eff},1}}{2} = 21,29 \text{ mm}$$

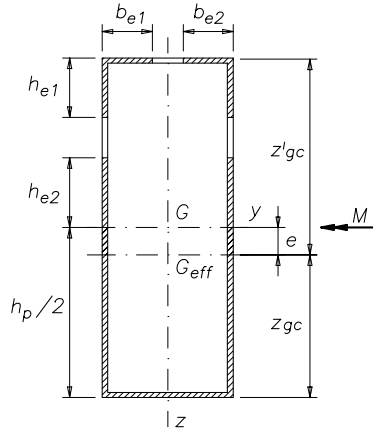


Figura A.6.3.2

Le caratteristiche geometriche di interesse per la sezione penalizzata, a seguito di questa prima iterazione, sono:

Area efficace	$A_{\text{eff},1}$	420,51 mm ²
Posizione baricentro G_{eff}	$z_{gc,1}$	88,60 mm
	$z'_{gc,1}$	111,23 mm
Momento di inerzia secondo l'asse y	$I_{y,1}$	1963432 mm ⁴
Modulo resistente rispetto all'asse y	$W_{y,\text{eff},\text{sup},1}$	22161 mm ³
	$W_{y,\text{eff},\text{inf},1}$	17652 mm ³

Iterazione 2 e successive

La nuova posizione del baricentro della sezione penalizzata impone una nuova distribuzione di tensioni sull'anima, si procede quindi a iterare solo sull'anima in quanto l'ala superiore risulta uniformemente compressa sempre al valore di tensione di snervamento (valgono pertanto i risultati presentati all'iterazione precedente). Di seguito vengono riportati (tabella A3.1) i dati fondamentali associati alla iterazione 2 e successive. Per ragioni di completezza sono riportati anche i risultati dell'iterazione 1, appena svolta e descritta.

Con riferimento ai valori numerici, si fissa come parametro di convergenza il rapporto delle tensioni e la procedura iterativa viene arrestata alla iterazione n. 6.

Tabella A3.1	Iterazione (i)					
	i = 1	i = 2	i = 3	i = 4	i = 5	i = 6
$\psi_i = \frac{W_{y,eff,sup,i}}{W_{y,eff,inf,i}}$	-1,000	-0,796	-0,755	-0,747	-0,745	-0,745
$k_{\sigma,i}$	23,900	19,021	18,135	17,964	17,930	17,924
$\bar{\lambda}_{p,i}$	1,439	1,613	1,652	1,660	1,662	1,662
ρ_i	0,642	0,573	0,560	0,557	0,557	0,557
$h_{eff,i}$ [mm]	64,1	63,8	63,8	63,8	63,8	63,8
$h_{e1,i}$ [mm]	38,5	38,3	38,3	38,3	38,3	38,3
$h_{e2,i}$ [mm]	25,6	25,5	25,5	25,5	25,5	25,5
$A_{eff,i}$ [mm ²]	420,45	397,10	391,85	390,79	390,58	390,54
$z_{gc,i}$ [mm]	111,24	113,86	114,39	114,50	114,52	114,52
$z'_{gc,i}$ [mm]	88,59	85,97	85,44	85,33	85,31	85,31
$I_{y,eff}$ [mm ⁴]	1963119	1913412	1905015	1903436	1903130	1903071
$W_{y,eff,sup,i}$ [mm ³]	17647	16805	16653	16624	16619	16618
$W_{y,eff,inf,i}$ [mm ³]	22160	22257	22297	22306	22308	22308

Valutazione della capacità portante $M_{b,Rd}$

Essendo il profilo inflesso, la capacità portante potrebbe essere condizionata dal fenomeno dell'instabilità laterale.

Il momento critico per instabilità laterale di una sezione inflessa, calcolato in accordo a quanto presentato al par. 5.4.1.4 (eq. 5.69) ed assumendo il coefficiente C_1 , legato alla distribuzione di momento flettente, unitario ($C_1 = 1,0$), in quanto il momento flettente è costante su tutta la trave, si ha:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{L_{cr}^2} \cdot \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L_{cr}^2 GI_t}{\pi^2 EI_z}} = C_1 \frac{\pi EI_z}{L_{cr}} \cdot \sqrt{\frac{GI_t}{EI_z}} = 95,49 \text{ kNm}$$

$$\lambda_{LT} = \sqrt{\frac{W_{y,eff} \cdot f_{yb}}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{16618 \cdot 235}{95,49 \cdot 10^6}} = 0,202$$

$$\phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] = 0,5 \cdot \left[1 + 0,49 \cdot (0,202 - 0,2) + 0,202^2 \right] = 0,521$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_L^2}} = \frac{1}{0,521 + \sqrt{0,521^2 - 0,202^2}} = 0,999$$

Essendo $\chi_{LT} < 1$ la capacità portante flessionale è data:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot W_{y,eff} \cdot f_{yb} / \gamma_{M1} = 0,999 \cdot 16618 \cdot 235 / 1,05 = 3,71 \text{ kNm}$$

6.5 Sezioni interessate da instabilità locale e distorsionale

Nel caso di profili compressi, inflessi o presso-inflessi aventi sezione trasversale interessata anche dall'instabilità distorsionale, tipicamente i profili aperti con irrigidimenti, la determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci risulta decisamente più articolata e complessa. Anche in questo caso viene di seguito proposta una delle possibili procedure, desunta dalle regole dell'EC3 per la trattazione dei casi di elementi compressi e inflessi.

Nel caso compressione uniforme, la procedura per la determinazione delle larghezze efficaci a seguito dei fenomeni di instabilità locale (valutazione della larghezza efficace di ogni elemento piano della sezione trasversale) viene integrata sulla base dei seguenti passaggi:

- identificazione delle zone interessate da instabilità distorsionale e determinazione, eventualmente anche per via iterativa, dello spessore equivalente ridotto di tali zone;
- determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci (area efficace e posizione del baricentro della sezione efficace) della sezione penalizzata per instabilità locale e distorsionale.

Come per i profili interessati da sola instabilità locale, quando il baricentro della sezione efficace non coincide con quello della sezione lorda si ha flessione e pertanto la procedura iterativa deve essere estesa anche all'intera sezione, in accordo a quanto presentato relativamente all'instabilità locale. In dettaglio, la determinazione del modulo resistente efficace superiore ($W_{eff,sup}$) e inferiore ($W_{eff,inf}$), può essere sviluppata attraverso i seguenti passaggi:

- 1) identificazione nella sezione dei vari tipi di elementi piani (anime, ali e irrigidimenti);
- 2) valutazione degli effetti dell'instabilità locale e conseguente penalizzazione delle componenti sulla base della distribuzione degli sforzi nella sezione lorda, mediante il coefficiente ψ ;
- 3) identificazione delle zone interessate da instabilità distorsionale e determinazione per ciascuno di questi, eventualmente anche per via iterativa, dello spessore equivalente ridotto;

<i>Tipo di elemento</i>	<i>Modello</i>	<i>Tipo di elemento</i>	<i>Modello</i>

Figura 6.11 Componente e modello di calcolo.

- 4) determinazione delle caratteristiche geometriche efficaci della sezione inflessa e, in particolare, della nuova posizione dell'asse neutro e dei moduli di resistenza efficaci ($W_{\text{eff,sup}}$ e $W_{\text{eff,inf}}$);
- 5) valutazione della nuova distribuzione di sforzo in funzione delle caratteristiche resistenti efficaci della sezione attraverso il parametro ψ ;
- 6) ripetizione dei passaggi 4) e 5) fino alla convergenza (usualmente si considera come parametro di controllo della convergenza del procedimento il termine ψ).

La quantificazione degli effetti legati all'instabilità distorsionale, dovuta alla presenza di irrigidimenti di bordo, viene basata su un modello di calcolo nel quale l'elemento di interesse ha un vincolo parziale di continuità, con rigidità elastica dipendente dalle condizioni al contorno e dalla rigidità flessionale degli elementi piani adiacenti (figura 6.11). In dettaglio, è prevista un'ulteriore penalizzazione, oltre a quella dovuta all'instabilità locale, solo della zona di irrigidimento.

È possibile quantificare il fattore distorsionale di riduzione della zona di irrigidimento attraverso il termine χ_d , definito in funzione di $\bar{\lambda}_d$ come:

$$\text{se } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \chi_d = 1 \quad (6.26a)$$

$$\text{se } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \chi_d = 1,47 - 0,723 \bar{\lambda}_d \quad (6.26b)$$

$$\text{se } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \chi_d = \frac{0,66}{\lambda_d} \quad (6.26c)$$

in cui $\bar{\lambda}_d$ rappresenta la snellezza relativa del piatto per instabilità distorsionale definita come:

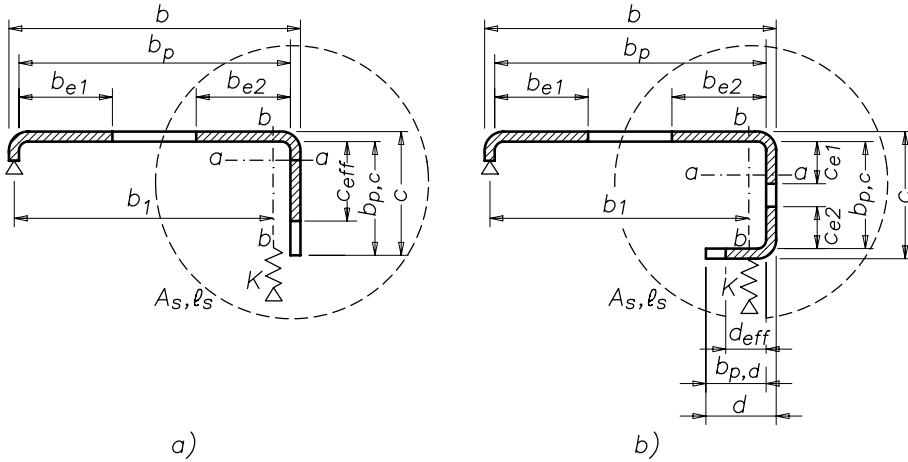


Figura 6.12 Irrigidimento di bordo semplice e doppio.

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr,s}} \tag{6.27}$$

dove $\sigma_{cr,s}$ rappresenta la tensione critica Euleriana della zona di irrigidimento, ipotizzato vincolato da un letto continuo di molle.

Ulteriori indicazioni operative sono direttamente fornite, per l'elemento piano con irrigidimento di bordo, quando soddisfa le seguenti condizioni:

- l'angolo formato tra l'irrigidimento e l'elemento piano è compreso tra 45° e 135°;
- per un irrigidimento a piega singola (figura 6.12a) si ha $b_p/t \leq 60$;
- per un irrigidimento a piega doppia (figura 6.12b) si ha $b_p/t \leq 90$.

Con riferimento al caso di irrigidimento singolo, la rigidezza elastica K per unità di lunghezza può essere determinata attraverso l'applicazione di una forza unitaria u per unità di lunghezza; essa è data da:

$$K = u / \delta \tag{6.28}$$

in cui δ è lo spostamento dell'irrigidimento causato dall'applicazione della forza unitaria u .

Nella figura 6.13 viene presentato il modello reale (dedotto dalle indicazioni presenti nella figura 6.11) e la schematizzazione semplificata da usare nei calcoli pratici (modello equivalente).

Nel caso di irrigidimenti di bordo, definita u la forza applicata, lo spostamento δ può essere stimato direttamente attraverso l'espressione:

$$\delta = \frac{u \cdot b_p}{C_g} \cdot b_p + \frac{u \cdot b_p^3}{3} \cdot \frac{12(1 - \nu^2)}{E \cdot t^3} \tag{6.29}$$

Con profilati irrigiditi aventi sezione trasversale a C o a Z viene fornito direttamente il valore della rigidezza k attraverso l'espressione:

$$K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0,5 \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot h_w \cdot k_f} \tag{6.30}$$

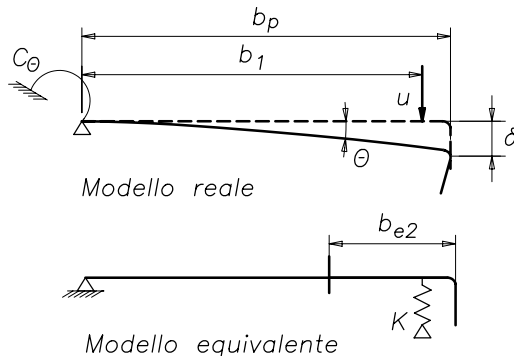


Figura 6.13 Schematizzazione dell'elemento irrigidente e modello equivalente di calcolo.

in cui b_1 e b_2 , riferite alle ali del profilo a C, sono le distanze tra il vincolo e il baricentro degli irrigidimenti, h_w è l'altezza della componente al quale è vincolato l'elemento irrigidito e k_f vale 0 oppure 1 a seconda che il profilo sia inflesso oppure semplicemente compresso.

La tensione critica elastica dell'irrigidimento, $\sigma_{cr,s}$, si ricava attraverso la relazione:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{K \cdot E \cdot I_{a,a}}}{A_s} \quad (6.31)$$

in cui $I_{a,a}$ rappresenta il momento di inerzia efficace dell'irrigidimento valutato rispetto all'asse baricentrale $a-a$ (figura 6.12).

Riferendosi al valore della tensione di snervamento opportunamente ridotto, il procedimento può essere sviluppato attraverso le seguenti 3 fasi:

FASE 1: *valutazione della sezione trasversale efficace iniziale dell'irrigidimento utilizzando le larghezze efficaci (instabilità locale) determinate nell'ipotesi che l'irrigidimento fornisca un vincolo perfetto (con riferimento all'eq. 6.30 si assume $K = \infty$).*

Si considera $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$ ed i valori iniziali delle larghezze efficaci b_{e1} e b_{e2} sono valutati con la procedura per gli elementi piani non irrigiditi vincolati ad entrambi gli estremi. I valori iniziali delle larghezze efficaci dell'irrigidimento di estremità c_{eff} e d_{eff} si calcolano come:

$$c_{eff} = \rho b_{p,c} \quad (6.32)$$

con ρ ottenuto in modo analogo al caso degli elementi piani non irrigiditi vincolati ad un estremo per irrigidimento a piega singola (figura 6.12a) e a due estremi per irrigidimenti a piega doppia (figura 6.12b), con l'eccezione di k_σ , il coefficiente di instabilità valutato come:

$$\text{se } b_{p,c}/b_p \leq 0,35 \quad k_\sigma = 0,5 \quad (6.33a)$$

$$\text{se } 0,35 < b_{p,c}/b_p \leq 0,6 \quad k_\sigma = 0,5 + 0,83 \cdot 3 \sqrt{\left(\frac{b_{p,c}}{b_p} - 0,35\right)^2} \quad (6.33b)$$

$$d_{\text{eff}} = \rho b_{p,c} \quad (6.34)$$

con ρ ottenuto in modo analogo al caso degli elementi piani non irrigiditi vincolati ad un estremo.

FASE 2: *definizione del coefficiente di riduzione per l'instabilità distorsionale considerando gli effetti del vincolo elastico di continuità presente.*

L'area della sezione trasversale efficace di un irrigidimento di bordo A_s viene determinata come:

a) per un irrigidimento di bordo a piega singola (figura 6.12a)

$$A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{\text{eff}}) \quad (6.35a)$$

b) per un irrigidimento di bordo a piega doppia (figura 6.12b)

$$A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{e1} + c_{e2} + d_{\text{eff}}) \quad (6.35b)$$

Il coefficiente di riduzione χ_d per valutare la resistenza all'instabilità distorsionale di un irrigidimento di bordo è valutato sulla base delle equazioni 6.26 in funzione della snellezza relativa del piatto definita dall'eq. 6.27.

L'area efficace ridotta dell'irrigidimento, $A_{s,\text{red}}$, che contempla gli effetti dell'instabilità distorsionale dovrebbe essere assunta pari a:

$$A_{s,\text{red}} = \chi_d \cdot A_s \cdot \left[\frac{f_{yb} / \gamma_{M0}}{\sigma_{\text{com,Ed}}} \right], \text{ ma} \quad (6.36)$$

$$A_{s,\text{red}} \leq A_s$$

Nella determinazione delle proprietà della sezione efficace, l'area ridotta $A_{s,\text{red}}$ dovrebbe rappresentarsi utilizzando lo spessore ridotto per tutti gli elementi inclusi in A_s .

$$t_{\text{red}} = t \cdot \frac{A_{s,\text{red}}}{A_s} \quad (6.37)$$

FASE 3 (facoltativa): *iterazione del procedimento per meglio approssimare il valore del coefficiente di riduzione per l'instabilità dell'irrigidimento.*

È possibile sviluppare una procedura iterativa sulla base della sezione appena determinata per meglio approssimare la geometria efficace della sezione. In dettaglio, sulla base del termine χ_d (denominato $\chi_{d,n}$ in cui il pedice n individua il numero dell'iterazione) si ipotizza una nuova distribuzione di tensione e si procede alla conseguente penalizzazione (in accordo a quanto illustrato per la FASE 2) ottenendo un nuovo valore di χ_d (denominato $\chi_{d,n+1}$): la procedura iterativa termina quando $\chi_{d,n} \cong \chi_{d,n+1}$.

Nella figura 6.14 viene riportato il diagramma di flusso delle operazioni da sviluppare per la determinazione dello spessore equivalente dell'irrigidimento.

Applicazione A6.4 – Determinazione della resistenza ultima a compressione

Si faccia riferimento al profilo a C irrigidito nella figura A6.4.1 soggetto ad una forza di compressione centrata sull'asse baricentrico della sezione lorda e si determini la capacità portante a compressione. Il profilo è realizzato in acciaio S 355 ed ha lunghezza libera di inflessione di 1500 mm secondo entrambe le direzioni principali della sezione.

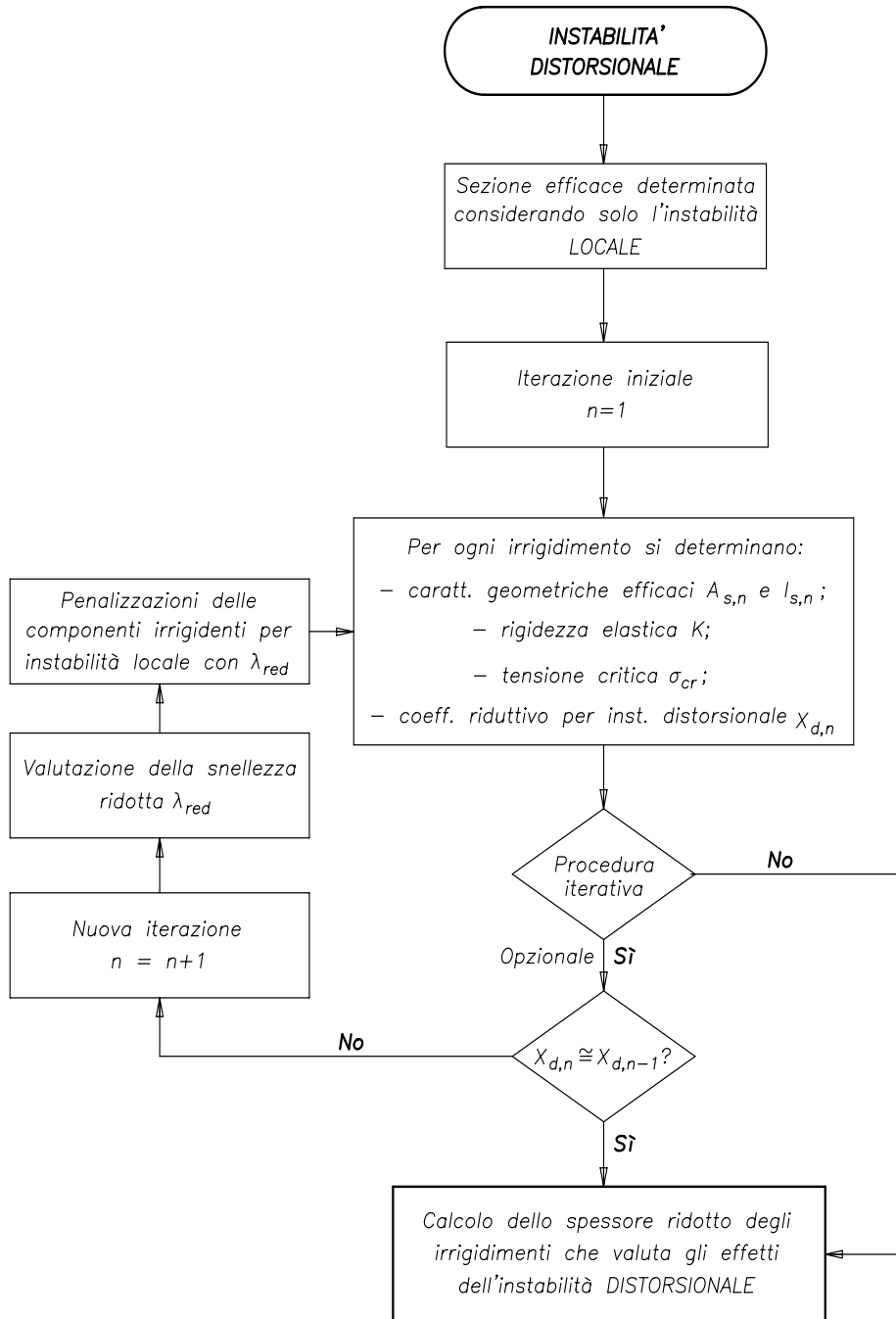


Figura 6.14 Sequenza di operazioni per determinare lo spessore equivalente.

Dati del profilo

Elemento 1	h	102 mm
Elemento 2	b	120 mm
Elemento 3	c	26 mm
Spessore	t	2,0 mm
Raggio di raccordo	r	10 mm

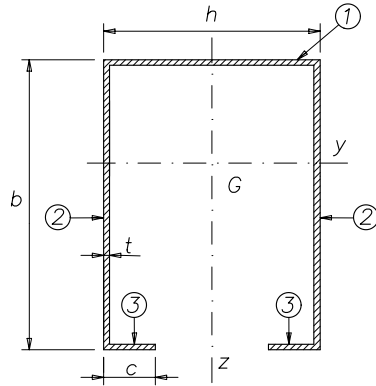


Figura A.6.4.1

Procedura. La capacità portante del profilo viene determinata attraverso le seguenti fasi:

- classificazione del profilo;
- verifica dimensionale;
- determinazione delle caratteristiche geometriche lorde;
- determinazione delle caratteristiche efficaci a compressione;
- determinazione delle caratteristiche efficaci a flessione;
- valutazione della capacità portante.

Classificazione del profilo

Nel caso di profilo compresso sono previste le seguenti limitazioni:

$$\frac{b-t-r}{t} = \frac{120-2-10}{2} = \frac{108}{2} = 54 > 11,4 (= 14 \cdot \varepsilon)$$

L'elemento 2 è in classe 4

$$\frac{h-2 \cdot t-2 \cdot r}{t} = \frac{102-2 \cdot 2-2 \cdot 10}{2} = \frac{78}{2} = 39 > 34 (= 42 \cdot \varepsilon)$$

L'elemento 1 è in classe 4

Nel caso di profilo inflesso rispetto all'asse y sono previste le seguenti limitazioni:

$$\frac{b-t-r}{t} = \frac{120-2-10}{2} = \frac{108}{2} = 54 > 34 (= 21 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma})$$

L'elemento 2 (anima) è in classe 4

$$\frac{h-2 \cdot t-2 \cdot r}{t} = \frac{102-2 \cdot 2-2 \cdot 11}{2} = \frac{78}{2} = 39 > 34 (= 42 \cdot \varepsilon)$$

L'elemento 1 (ala) è in classe 4

Verifica dimensionale

Le dimensioni del profilo rispettano i valori limite della tabella 5.1, in quanto:

$$h/t = 102/2 = 51 < 500 \quad ; \quad b/t = 120/2 = 60 \leq 60$$

$$c/t = 26/2 = 13 < 50 \quad ; \quad c/b = 26/120 = 0,22 > 0,2$$

Il raggio di piega interno (10 mm) è contenuto tra il valore minimo ammesso, che è pari allo spessore t (2,0 mm), ed il valore massimo, pari a $23,7 t$ ($= 47,4$ mm), e pertanto soddisfa le prescrizioni normative.

Caratteristiche geometriche lorde

Viene fatto riferimento alla sezione trasversale a *spigoli vivi*.

$$r_m = r + t/2 = 11 \text{ mm}$$

$$g_r = r_m [\tan(\phi/2) - \sin(\phi/2)] = 3,222 \text{ mm}$$

Le dimensioni di calcolo del profilo sono quindi:

$$h_p = h - t - 2g_r = 93,56 \text{ mm}$$

$$b_p = b - t - 2g_r = 111,56 \text{ mm}$$

$$c_p = c - t/2 - g_r = 21,78 \text{ mm}$$

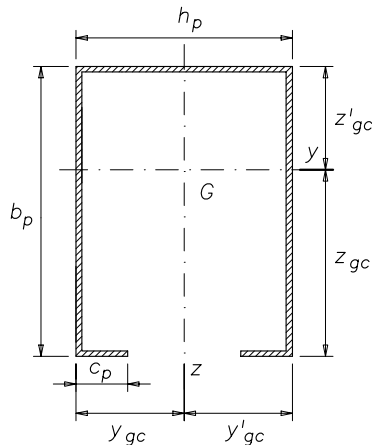


Figura A.6.4.2 Profilo a C irrigidito: sezione di calcolo.

Per il calcolo delle proprietà geometriche del profilo si è fatto riferimento alle formule presentate nell'allegato C della UNI EN 1993-1-3, di seguito sono stati riportati in tabella A6.4.1 i valori di maggiore interesse:

Tabella A6.4.1

A_g (mm ²)	720,45	I_y (mm ⁴)	1272753	I_z (mm ⁴)	1228556
z_{gc} (mm)	63,52	$W_{y,sup}$ (mm ³)	26495,79	$W_{z,sx}$ (mm ³)	26263,44
z'_{gc} (mm)	48,04	$W_{y,inf}$ (mm ³)	20036,96	$W_{z,dx}$ (mm ³)	26263,44
y_{gc} (mm)	46,78	i_y (mm)	42,03	i_z (mm)	41,29
y'_{gc} (mm)	46,78				
I_w (mm ⁶)	3,2181E+09	I_t (mm ⁴)	960,60	z_0 (mm)	108,43

Caratteristiche efficaci a compressione

Penalizzazione per effetto dell'instabilità locale

Elemento 1. Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità, pari a $k_\sigma = 4,0$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{h_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 1,012 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 1,012 > 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,773$$

$$h_{\text{eff}} = \rho \cdot h_p = 72,37 \text{ mm}$$

$$h_{e1} = h_{e2} = 36,18 \text{ mm}$$

Elemento 2. Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità, pari a $k_\sigma = 4,0$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 1,206 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 1,206 > 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055 \cdot (3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,678$$

$$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_p = 75,61 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = b_{e2} = 37,81 \text{ mm}$$

Elemento 3. Essendo $c_p / b_p = 0,195 < 0,35$ allora si assume $k_\sigma = 0,5$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{c_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 0,666 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 0,666 < 0,673$$

$$\rho = 1,0 \quad ; \quad c_{\text{eff}} = \rho \cdot c_p = 21,78 \text{ mm}$$

La sezione efficace per effetto dell'instabilità locale è riportata nella figura A6.4.3.

Penalizzazione per effetto dell'instabilità distorsionale. Si valuta l'influenza dell'instabilità distorsionale calcolando le proprietà dell'area di irrigidimento (figura A6.4.4):

$$A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{\text{eff}}) = 119,17 \text{ mm}^2$$

$$e_a = \frac{S_b}{A_s} = 11,99 \text{ mm}$$

$$e_b = \frac{S_a}{A_s} = 3,98 \text{ mm}$$

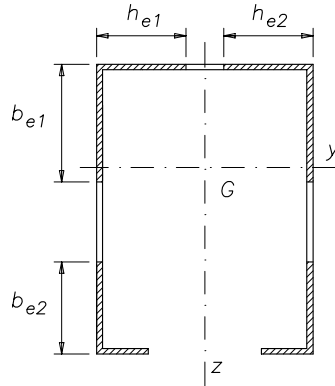


Figura A6.4.3

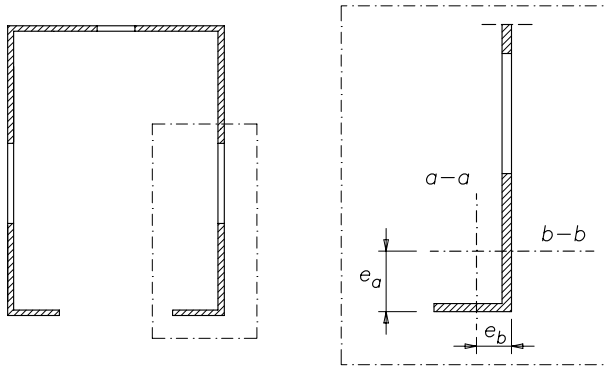


Figura A6.4.4

$$I_{a-a} = \frac{b_{e2} \cdot t^3}{12} + \frac{c_{\text{eff}}^3 \cdot t}{12} + (b_{e2} \cdot t) \cdot (e_b)^2 + (c_{\text{eff}} \cdot t) \cdot \left(\frac{c_{\text{eff}}}{2} - e_b \right)^2 = 5024 \text{ mm}^4$$

$$I_{b-b} = \frac{b_{e2}^3 \cdot t}{12} + \frac{c_{\text{eff}} \cdot t^3}{12} + (b_{e2} \cdot t) \cdot \left(\frac{b_{e2}}{2} - e_a \right)^2 + (c_{\text{eff}} \cdot t) \cdot (e_a)^2 = 18896 \text{ mm}^4$$

Si determina la rigidità elastica dell'irrigidimento utilizzando direttamente le indicazioni fornite dalla normativa per i profili irrigiditi con sezione a C o a Z (eq. 6.27):

$$K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0,5 \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot h_w \cdot k_f} = 0,194 \text{ N/m}$$

La tensione elastica critica è pari a:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{K \cdot E \cdot I_{a,a}}}{A_s} = 240,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr,s}} = 1,216$$

Essendo $0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38$ il termine riduttivo vale:

$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d = 0,591$$

Essendo $\chi_d < 1$, può essere innescata una procedura iterativa, nella quale si aggiorna la geometria efficace della sezione. Nella tabella A6.4.2 sono riportati i principali passaggi della procedura iterativa.

Si ricava l'area efficace che è pari a:

$$A_{eff} = (h_{e1} + h_{e2} + 2 \cdot b_{e1}) \cdot t + (2 \cdot c_{eff} + 2 \cdot b_{e2}) \cdot t_{red} = 429,76 \text{ mm}^2$$

L'eccentricità tra il baricentro della sezione efficace e quello della sezione lorda è dato da:

$$e_N = 10,39 \text{ mm}$$

Nella figura A6.4.5 viene riportata la geometria efficace del profilo compresso penalizzato a seguito dell'instabilità locale e distorsionale.

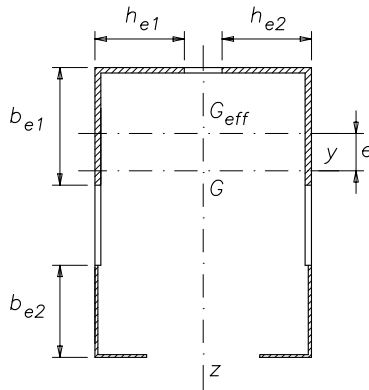


Figura A6.4.5

Determinazione delle caratteristiche efficaci a flessione

Iterazione 1. Essendo il profilo efficace presso-inflesso, devono essere determinate le caratteristiche efficaci a flessione (figura A6.4.6). In base alle caratteristiche geometriche della sezione lorda (tabella A6.3.1) si determinano le tensioni associate alla flessione. Nel caso specifico si ha:

$$\sigma_{com} = 355 / 1,05 = 338,1 \text{ N/mm}^2 \quad \sigma_{tra} = -255,6 \text{ N/mm}^2$$

con il coefficiente Ψ che vale -0,756.

È necessario ripetere la procedura di penalizzazione per effetto dell'instabilità locale e distorsionale della sezione soggetta alla distribuzione tensionale di flessione.

Tabella A6.4.2

			Iter. 0	Iter. 1	Iter. 2	Iter.3	Iter. 4	
			χ_{n-1}	1	0,591	0,5684	0,562	0,5614
			$\chi_{n-1} f_{yb}$ [N/mm ²]	338,10	199,81	192,17	190,01	189,81
Elemento 2			λ_p	1,2063	1,2063	1,2063	1,2063	1,2063
b_p [mm]	111,56	$\lambda_{p,red}$		0,9716	0,9095	0,9043	0,9039	
Ψ	1	ρ	0,6778	0,7962	0,8336	0,8368	0,8371	
k_σ	4	b_{e2} [mm]	37,81	44,41	46,49	46,67	46,69	
Elemento 3			λ_p	0,6661	0,6661	0,6661	0,6661	0,6661
c_p [mm]	21,78	$\lambda_{p,red}$		0,5365	0,5022	0,4993	0,4991	
Ψ	1	ρ	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	
k_σ	0,50	c_{eff} [mm]	21,78	21,78	21,78	21,78	21,78	
		A_s [mm ²]	119,2	132,4	136,5	136,9	136,9	
		e_b [mm]	3,980	3,583	3,474	3,464	3,464	
		e_a [mm]	11,994	14,899	15,831	15,913	15,919	
		I_{a-a} [mm ⁴]	5024	5216	5270	5274	5274	
		b_1 [mm]	99,56	96,66	95,72	95,64	95,64	
		K [N/mm]	0,194	0,208	0,213	0,214	0,214	
		$\sigma_{cr,s}$ [N/mm ²]	240,2	228,3	225,1	224,8	224,8	
		λ_d	1,216	1,247	1,256	1,257	1,257	
		χ_n	0,5910	0,5684	0,5620	0,5614	0,5614	
		$A_{s,red}$ [mm ²]	70,42	75,25	76,74	76,87	76,88	
		t_{red} [mm]	1,182	1,137	1,124	1,123	1,123	

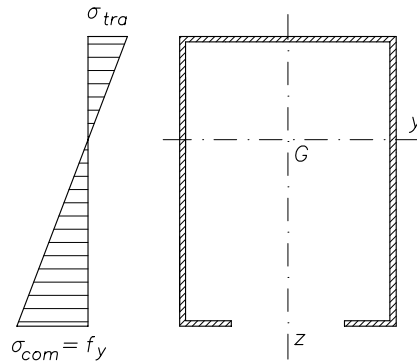


Figura A6.4.6

Penalizzazione per effetto dell'instabilità locale

Elemento 1 (ala): è nella zona tesa quindi la lunghezza è totalmente reagente:

$$h_{\text{eff}} = h_p = 93,56 \text{ mm}$$

Elemento 2 (anima): una parte dell'elemento risulta essere tesa e quindi tutta reagente:

$$b_{\text{tra}} = 48,04 \text{ mm} ; b_{\text{com}} = 63,52 \text{ mm}$$

Dalla tabella 6.4 si ricava che il coefficiente di instabilità è pari a $k_\sigma = 18,16$:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 0,566 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 0,566 < 0,673$$

$$\rho = 1,0 ; b_{\text{eff}} = \rho b_{\text{com}} = 63,52 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = 38,11 \text{ mm} ; b_{e2} = 25,41 \text{ mm}$$

Elemento 3 (irrigidimento): l'ala si trova nella zona compressa; la lunghezza reagente è pari a:

$$c_p / b_p = 0,195 < 0,35 \quad \text{allora prendo} \quad k_\sigma = 0,5$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{a_p}{t} \cdot \frac{1}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 0,666 \quad \text{con} \quad \bar{\lambda}_p = 0,666 < 0,673$$

$$\rho = 1,0 ; c_{\text{eff}} = \rho c_p = 21,78 \text{ mm}$$

Penalizzazione per effetto dell'instabilità distorsionale. Si valuta l'influenza dell'instabilità distorsionale calcolando le proprietà dell'area di irrigidimento in analogia a quanto visto per il caso di compressione centrata:

$$A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{\text{eff}}) = 94,37 \text{ mm}^2$$

$$e_a = \frac{S_a}{A_s} = 6,84 \text{ mm} ; e_b = \frac{S_b}{A_s} = 5,03 \text{ mm}$$

$$I_{a-a} = \frac{b_{e2} \cdot t^3}{12} + \frac{c_{\text{eff}}^3 \cdot t}{12} + (b_{e2} \cdot t) \cdot (e_b)^2 + (c_{\text{eff}} \cdot t) \cdot \left(\frac{c_{\text{eff}}}{2} - e_b \right)^2 = 4519 \text{ mm}^4$$

$$I_{b-b} = \frac{b_{e2}^3 \cdot t}{12} + \frac{c_{\text{eff}} \cdot t^3}{12} + (b_{e2} \cdot t) \cdot \left(\frac{b_{e2}}{2} - e_a \right)^2 + (c_{\text{eff}} \cdot t) \cdot (e_a)^2 = 6534 \text{ mm}^4$$

Per il calcolo della rigidezza K si considera l'equazione 6.27:

$$K = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0,5 \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot h_w \cdot k_f} = 0,172 \text{ N/m}$$

La tensione elastica critica è pari:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \sqrt{K \cdot E \cdot I_{a,a}}}{A_s} = 270,6 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_{d,1} = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr,s}} = 1,145$$

Essendo $0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38$ il termine riduttivo vale:

$$\chi_{d,1} = 1,47 - 0,723 \cdot \bar{\lambda}_d = 0,642$$

Essendo $\chi_{d,1} < 1$, può essere innescata una procedura iterativa, nella quale si aggiorna la geometria efficace della sezione. Nella tabella A6.4.3 sono riportati i principali passaggi della procedura iterativa.

Tabella A6.4.3

			Iter. 1_1	Iter. 1_2	
			χ_{n-1}	1	0,6419
			$\chi_{n-1} \cdot f_{yb}$ [N/mm ²]	338,10	217,03
Elemento 2			λ_p	0,5661	0,5661
b_p [mm]	113,56	$\lambda_{p,red}$			0,4536
Ψ	1	ρ	1,0000		1,0000
k_σ	4	b_{e2} [mm]	25,41		25,41
Elemento 3			λ_p	0,6661	0,6661
c_p [mm]	21,78	$\lambda_{p,red}$			0,5336
Ψ	1	ρ	1,0000		1,0000
k_σ	0,50	c_{eff} [mm]	21,78		21,78
Irrigidimento					
			A_s [mm ²]	94,4	94,4
			e_b [mm]	5,026	5,026
			e_a [mm]	6,841	6,841
			I_{a-a} [mm ⁴]	4519	4519
			b_1 [mm]	104,72	104,72
			K [N/mm]	0,172	0,172
			$\sigma_{cr,s}$ [N/mm ²]	270,6	270,6
			λ_d	1,145	1,145
			χ_n	0,6419	0,6419
			$A_{s,red}$ [mm ²]	60,57	60,57
			t_{red} [mm]	1,284	1,284

Le caratteristiche geometriche della sezione efficace di interesse sono:

Posizione baricentro G_{eff}	$z_{g,1}$	69,39 mm
	$y_{g,1}$	46,78 mm
Modulo resistente rispetto all'asse y	$W_{y,eff,sup,1}$	24414 mm ³
	$W_{y,eff,inf,1}$	14837 mm ³

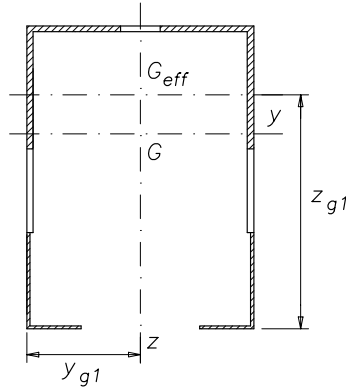


Figura A6.4.7

Iterazione 2 e successive

Instabilità <i>locale</i>	Iterazione 2		Iterazione 3		Iterazione 4	
Elemento 1	h_p [mm]	93,56	h_p [mm]	93,56	h_p [mm]	93,56
	h_{eff} [mm]	93,56	h_{eff} [mm]	93,56	h_{eff} [mm]	93,56
Elemento 2	b_p [mm]	111,56	b_p [mm]	111,56	b_p [mm]	111,56
	b_{com} [mm]	69,39	b_{com} [mm]	69,39	b_{com} [mm]	69,39
	b_{eff} [mm]	69,39	b_{eff} [mm]	69,39	b_{eff} [mm]	69,39
Elemento 3	c_p [mm]	21,78	c_p [mm]	21,78	c_p [mm]	21,78
	c_{eff} [mm]	21,78	c_{eff} [mm]	21,78	c_{eff} [mm]	21,78
Instabilità <i>distorsionale</i>	Iter_2_1	Iter_2_2	Iter_3_1	Iter_3_2	Iter_4_1	Iter_4_2
χ_{n-1}	1	0,6314	1	0,6312	1	0,6312
$\chi_{n-1} \cdot f_{yb}$ [N/mm ²]	338,10	224,14	338,10	224,07	338,10	224,07
Elemento 2	λ_p	0,6179	0,6179	0,6189	0,6189	0,6189
	$\lambda_{p,red}$		0,4910		0,4917	
ρ	1	1	1	1	1	1
b_{e2} [mm]	27,76	27,76	27,8	27,8	27,8	27,8
Elemento 3	λ_p	0,6661	0,6661	0,6661	0,6661	0,6661
	$\lambda_{p,red}$		0,5293		0,5292	
ρ	1	1	1	1	1	1
c_{eff} [mm]	21,78	21,78	21,78	21,78	21,78	21,78
A_s [mm ²]	99,1	99,1	99,2	99,2	99,2	99,2
I_{a-a} [mm ⁴]	4634	4634	4636	4636	4636	4636
K [N/mm]	0,176	0,176	0,176	0,176	0,176	0,176
$\sigma_{cr,s}$ [N/mm ²]	263,9	263,9	263,7	263,7	263,7	263,7
λ_d	1,160	1,160	1,16	1,16	1,16	1,16

χ_n	0,6314	0,6314	0,6312	0,6312	0,6312	0,6312
$A_{s,red}$ [mm ²]	62,55	62,55	62,59	62,59	62,59	62,59
t_{red} [mm]	1,284	1,284	1,262	1,262	1,261	1,261
Caratteristiche Geometriche	Iterazione 2		Iterazione 3		Iterazione 4	
	z_{G2} [mm]	69,51	z_{G3} [mm]	69,51	y_{G3} [mm]	69,82
	y_{G2} [mm]	46,78	y_{G3} [mm]	46,78	z_{G3} [mm]	46,78
	$W_{y,eff,inf,2}$ [mm ³]	14730	$W_{y,eff,inf,4}$ [mm ³]	14730	$W_{y,eff,inf,4}$ [mm ³]	14535
	$W_{y,eff,sup,2}$ [mm ³]	24348	$W_{y,eff,sup,3}$ [mm ³]	24348	$W_{y,eff,sup,4}$ [mm ³]	24320

Calcolo della resistenza ultima

Dopo aver calcolato le grandezze efficaci necessarie, è possibile valutare la resistenza ultima a compressione tenendo conto anche della flessione parassita.

$$N_{b,z,Rd} = \frac{\chi_z \cdot A_{eff} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,939 \cdot 429,76 \cdot 355}{1,05} = 136,4 \text{ kN}$$

$$N_{b,y,Rd} = \frac{\chi_y \cdot A_{eff} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,941 \cdot 429,76 \cdot 355}{1,05} = 136,7 \text{ kN}$$

Per le membrature con sezioni trasversali aperte, si deve tener conto della possibilità che la resistenza della membratura all'instabilità torsionale possa risultare minore della sua resistenza flessionale. La resistenza all'instabilità torsionale è data da (eq. 5.137):

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_0^2} \cdot \left[GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{l_T^2} \right] = 199,8 \text{ kN}$$

$$i_0^2 = i_y^2 + i_z^2 + z_0^2 = 15227,98 \text{ mm}$$

dove z_0 rappresenta la posizione del centro di taglio rispetto al baricentro della sezione. La tensione elastica per instabilità flesso-torsionale si calcola nel seguente modo:

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2 \cdot \beta} \cdot \left[1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left(1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} \right)^2 + 4 \cdot (z_0 / i_0)^2 \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}} \right] = 1172,4 \text{ kN}$$

La snellezza relativa $\bar{\lambda}_{TF}$ è data da:

$$\bar{\lambda}_{TF} = \sqrt{\frac{f_{yb}}{N_{cr,TF}}} \cdot A_{eff} = 0,9333$$

Il fattore riduttivo χ_{TF} vale 0,641.

$$N_{b,Rd,TF} = \chi_{TF} \cdot A_{eff} \cdot f_{yb} / \gamma_{M1} = 0,641 \cdot 429,76 \cdot 355 / 1,05 = 93,1 \text{ kN}$$

$M_{b,Rd}$ è il momento resistente per instabilità laterale di una sezione inflessa è dato da:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot W_{y,eff} \cdot f_{yb} / \gamma_{M1} = 0,826 \cdot 14535 \cdot 355 / 1,05 = 4,05 \text{ kNm}$$

$$\lambda_{LT} = \sqrt{\frac{W_z \cdot f_{yk}}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{14535 \cdot 355}{13,32 \cdot 10^6}} = 0,622$$

$$\phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} (\lambda_{LT} - 0,2) + \lambda_{LT}^2 \right] = 0,5 \cdot \left[1 + 0,34 \cdot (0,630 - 0,2) + 0,630^2 \right] = 0,765$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \lambda_{LT}^2}} = \frac{1}{0,765 + \sqrt{0,765^2 - 0,622^2}} = 0,826$$

$$M_{cr} = C_1 \cdot \sqrt{\frac{\pi^2 EI_z}{L_{cr}^2}} \cdot \left\{ \sqrt{GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{L_{cr}} + \left[\frac{\beta_y}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2 EI_z}{L_{cr}^2}} \right]^2} + \frac{\beta_y}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2 EI_z}{L_{cr}^2}} \right\} = 13,32 \text{ kNm}$$

dove $C_1 = 1,0$ in quanto il momento flettente è costante su tutta la trave presa in considerazione; il coefficiente β_y si determina nel seguente modo:

$$\beta_y = \frac{1}{I_y} \cdot \int_A (y^2 z + z^3) dA - 2 \cdot z_0 = -216,6 \text{ mm}$$

La resistenza all'instabilità, tenendo conto della flessione e compressione con instabilità laterale, si valuta nel seguente modo:

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} \right)^{0,8} + \left(\frac{N_{Ed} \cdot e}{M_{b,Rd}} \right)^{0,8} \leq 1$$

Ricavo quindi:

$$\left(\frac{N_{Ed}}{93,1 \cdot 10^3} \right)^{0,8} + \left(\frac{N_{Ed} \cdot 10,39}{4,05 \cdot 10^6} \right)^{0,8} = 1 \rightarrow N_{Ed} = 65,9 \text{ kN}$$

