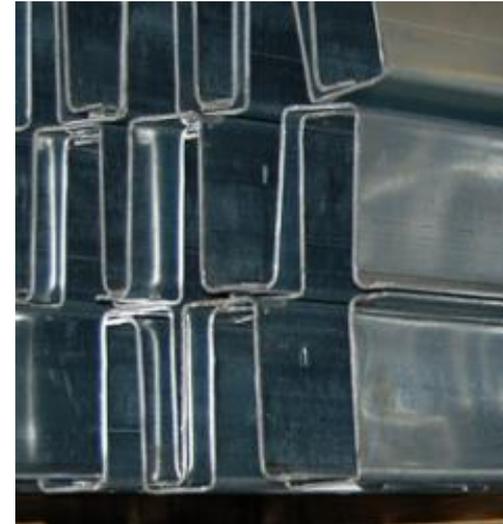


INTRODUZIONE

I PROFILI IN PARETE SOTTILE SONO SEZIONI DI CLASSE 4 COSTITUITE DA:

- PROFILI LAMINATI A CALDO;
- PROFILI SALDATI;
- SAGOMATI A FREDDO.



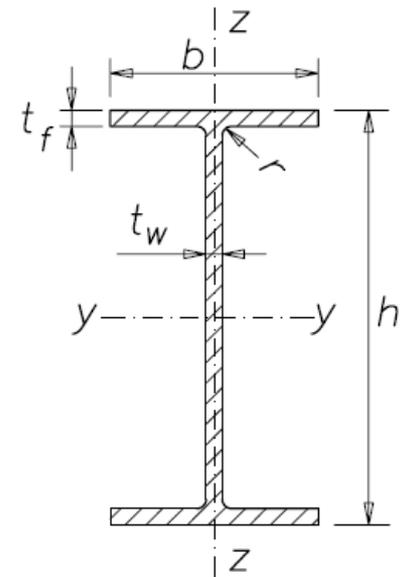
INTRODUZIONE

PROFILI LAMINATI A CALDO



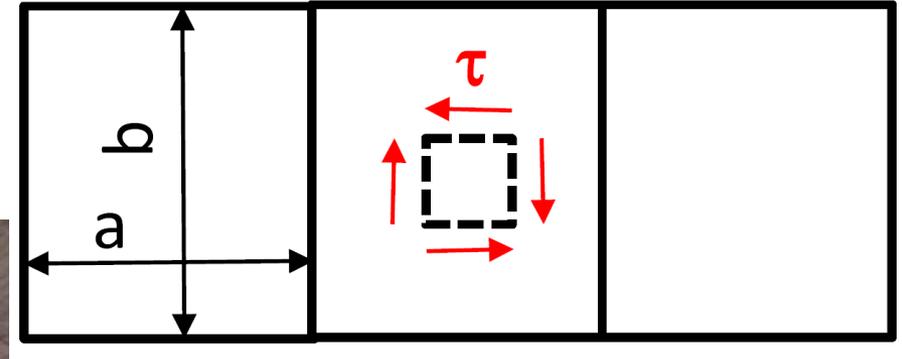
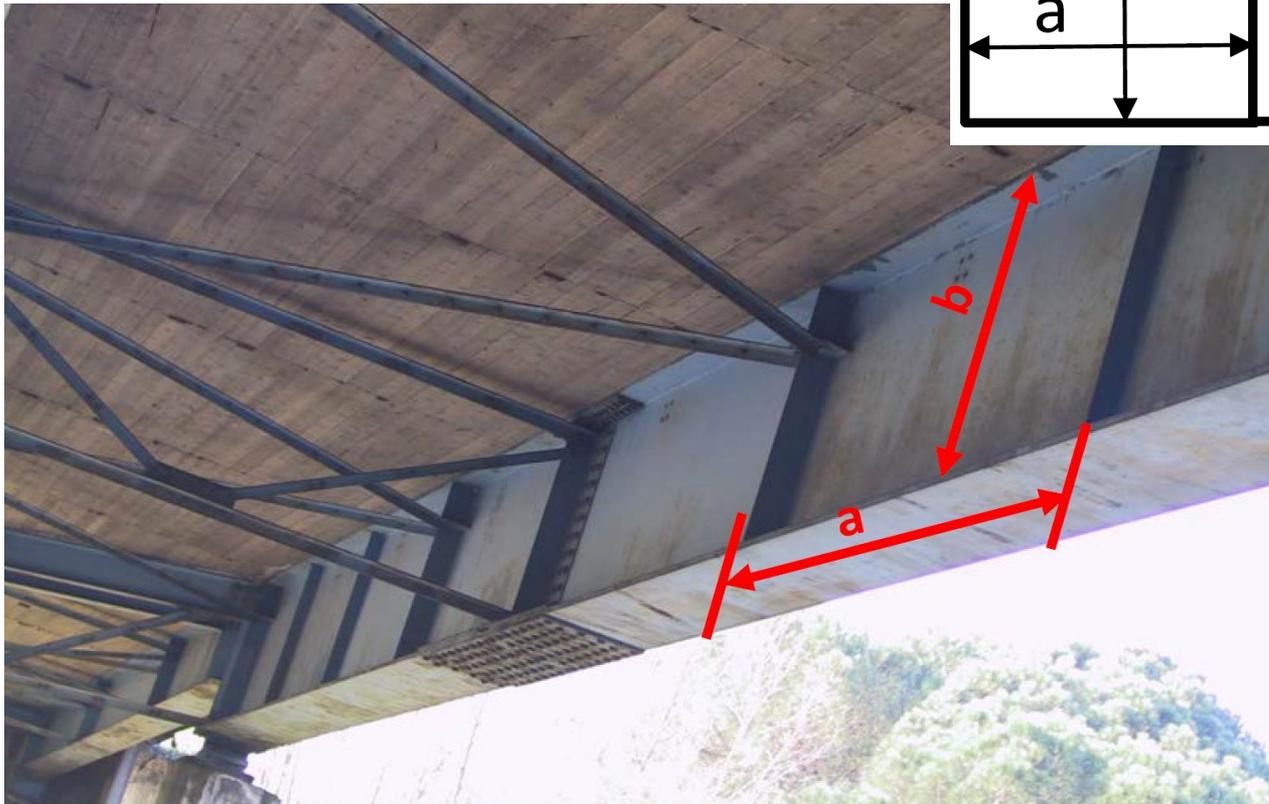
Dati del profilo IPE 600

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



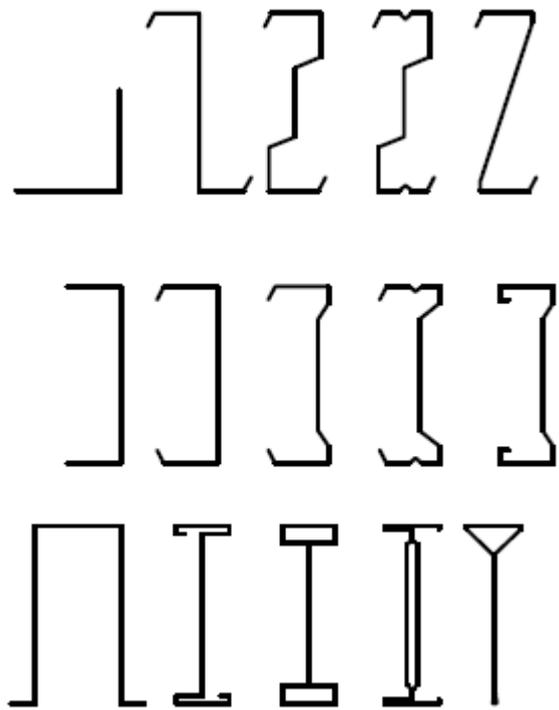
INTRODUZIONE

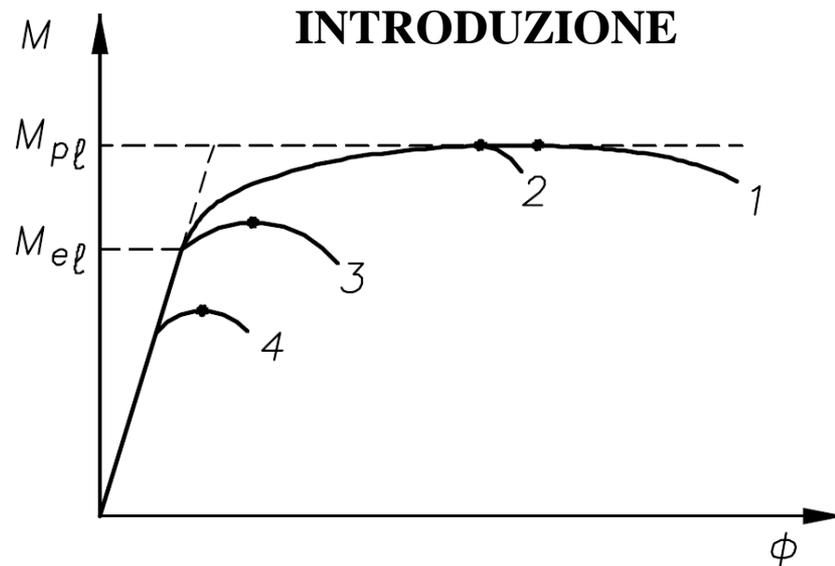
PROFILI SALDATI



INTRODUZIONE

PROFILI SAGOMATI A FREDDO





- **Classe 1:** sezioni trasversali in grado di sviluppare completamente una cerniera plastica ed aventi la capacità rotazionale richiesta per l'analisi plastica (sezioni *duttili*);
- **Classe 2:** sezioni trasversali in grado di sviluppare completamente il proprio momento resistente plastico, ma con capacità rotazionale limitata (sezioni *compatte*);
- **Classe 3:** sezioni trasversali nelle quali le tensioni calcolate nelle fibre esterne compresse possono raggiungere la resistenza allo snervamento, ma l'instabilità locale impedisce lo sviluppo del momento resistente plastico (sezioni *semi-compatte*);
- **Classe 4:** sezioni trasversali per le quali è necessario mettere esplicitamente in conto gli effetti dell'instabilità locale nel determinare il loro momento resistente, inferiore al momento al limite elastico, o la loro resistenza a compressione, inferiore alla forza che provoca la completa plasticizzazione della sezione (sezioni *snelle*).

INTRODUZIONE

Le NTC classificano le sezioni in acciaio in base alla loro capacità rotazionale C_θ :

$$C_\theta = \frac{\theta_r}{\theta_y} - 1 = \frac{\theta_r - \theta_y}{\theta_y}$$

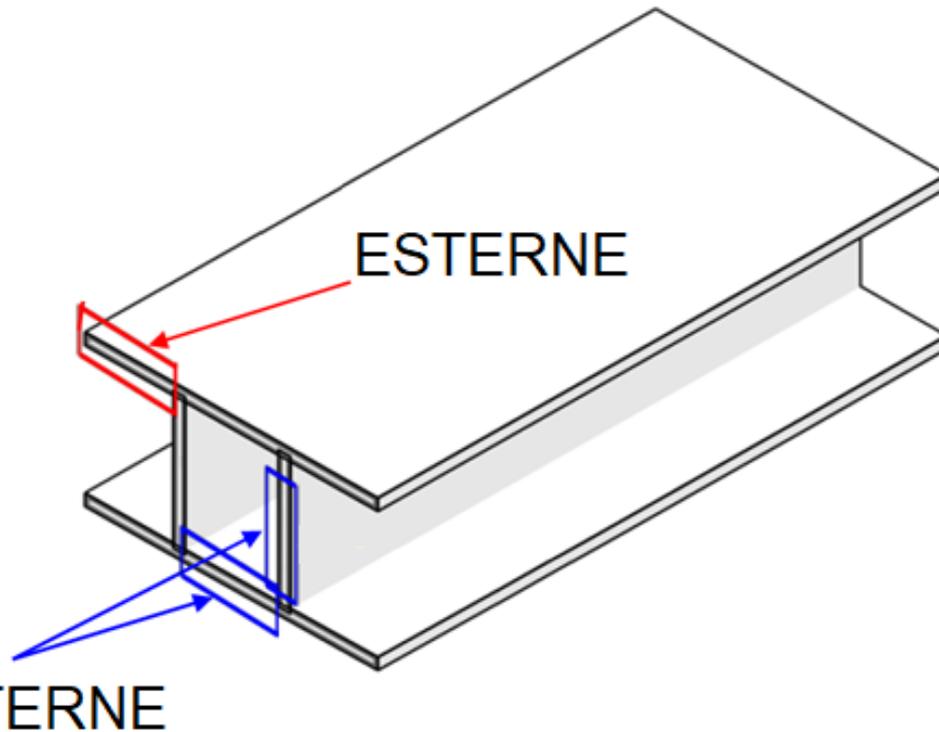
in cui θ_r e θ_y rappresentano rispettivamente le curvature corrispondenti al raggiungimento della deformazione ultima ed allo snervamento.

- Le sezioni sono in classe 1 (sezioni duttili) quando hanno capacità rotazionale $C_\theta \geq 3$;
- Le sezioni sono in classe 2 (sezioni compatte) quando hanno capacità rotazionale $C_\theta \geq 1,5$;
- Le sezioni sono in classe 3 (sezioni semi-compatte) quando nella sezione le tensioni calcolate nelle fibre estreme compresse possono raggiungere la tensione di snervamento, ma l'instabilità locale impedisce lo sviluppo del momento resistente plastico.
- Le sezioni sono in classe 4 (sezioni snelle) quando, per determinarne la resistenza flettente, tagliante o normale, è necessario tener conto degli effetti dell'instabilità locale in fase elastica nelle parti compresse che compongono la sezione.

INTRODUZIONE

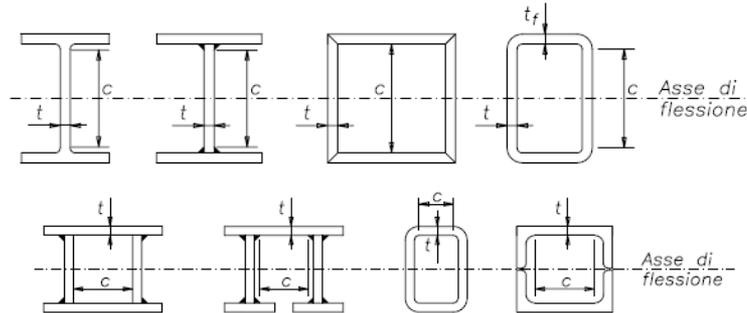
La sezione idealmente viene suddivisa in parti «interne» ed «esterne». Ciascuna componente della sezione viene classificata tenendo in considerazione:

- Della snellezza del pannello (c/t),
- Della resistenza del materiale (ε),
- Dello stato di sollecitazione/ della distribuzione delle tensioni normali (ψ).



INTRODUZIONE

Elementi interni compressi

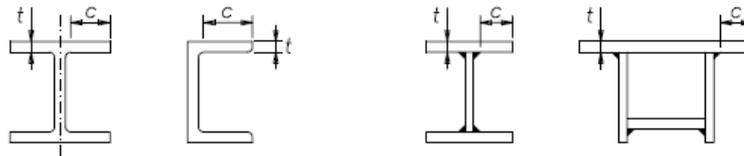


Classe	Elemento soggetto a flessione	Elemento soggetto a compressione	Elemento soggetto a flessione e compressione			
Distribuzione delle tensioni negli elementi (compressione positiva)						
1	$c/t \leq 72 \varepsilon$	$c/t \leq 33 \varepsilon$	Quando $\alpha > 0,5$: $c/t \leq 396 \varepsilon / (13 \alpha - 1)$ Quando $\alpha < 0,5$: $c/t \leq 36 \varepsilon / \alpha$			
2	$c/t \leq 83 \varepsilon$	$c/t \leq 38 \varepsilon$	Quando $\alpha > 0,5$: $c/t \leq 456 \varepsilon / (13 \alpha - 1)$ Quando $\alpha < 0,5$: $c/t \leq 41,5 \varepsilon / \alpha$			
Distribuzione delle tensioni negli elementi (compressione positiva)						
3	$c/t \leq 124 \varepsilon$	$c/t \leq 42 \varepsilon$	Quando $\psi > -1$: $c/t \leq 42 \varepsilon / (0,67 + 0,33 \psi)$ Quando $\psi \leq -1$ (*): $c/t \leq 62 \varepsilon (1 - \psi) \sqrt{-\psi}$			
$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

(*) $\psi \leq -1$ si applica dove la tensione di compressione $\sigma < f_y$, oppure dove la deformazione di trazione $\varepsilon_t > f_y/E$

INTRODUZIONE

Ali sporgenti



Classe	Ala soggetta a compressione	Ala soggetta a compressione e flessione				
		Bordo compresso	Bordo teso			
Distribuzione delle tensioni nell'elemento (compressione positiva)						
1	$c/t_f \leq 9 \varepsilon$	$c/t_f \leq 9 \varepsilon/\alpha$	$c/t_f \leq 9 \varepsilon/\alpha\sqrt{\alpha}$			
2	$c/t_f \leq 10 \varepsilon$	$c/t_f \leq 10 \varepsilon/\alpha$	$c/t_f \leq 10 \varepsilon/\alpha\sqrt{\alpha}$			
Distribuzione delle tensioni nell'elemento (compressione positiva)						
3	$c/t_f \leq 14 \varepsilon$	$c/t_f \leq 21 \cdot \varepsilon \cdot k_\sigma^{0,5} (*)$	$c/t_f \leq 21 \cdot \varepsilon \cdot k_\sigma^{0,5} (*)$			
$\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

(*) Per k_σ vedere EN 1993-1-5

INTRODUZIONE

Sezioni angolari		
Riferirsi anche alla parte "Ali sporgenti", foglio 2		(Non applicabile ad angolari in contatto, con continuità, con altri componenti.)
Classe		
Distribuzione delle tensioni nella sezione (compressione positiva)		
3	$\frac{h}{t} \leq 15 \varepsilon$ $\frac{b+h}{2t} \leq 11,5 \varepsilon$	

Sezioni tubolari	
Classe	Sezione in flessione e/o compressione
1	$d/t \leq 50 \varepsilon^2$
2	$d/t \leq 70 \varepsilon^2$
3	$d/t \leq 90 \varepsilon^2$

Nota: per $d/t > 90 \varepsilon^2$ riferirsi a EN 1993-1-6

$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
	ε^2	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

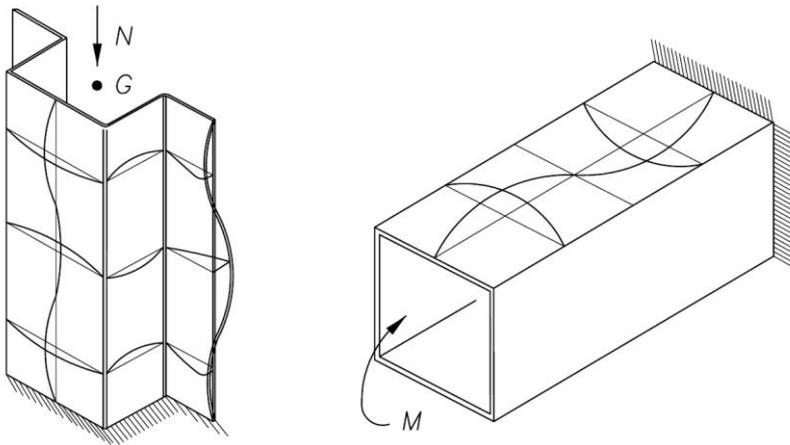
INTRODUZIONE

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

VALORI LIMITE PER
COMPONENTI IN CLASSE 4

INTRODUZIONE

- *instabilità globale*, che interessa l'elemento in tutta la sua lunghezza;
- *instabilità locale*, che interessa le parti compresse della sezione trasversale dell'elemento;
- *instabilità distorsionale*, caratterizzata dal fatto che la sezione, nella configurazione deformata, non mantiene più la forma iniziale ma risulta distorta.



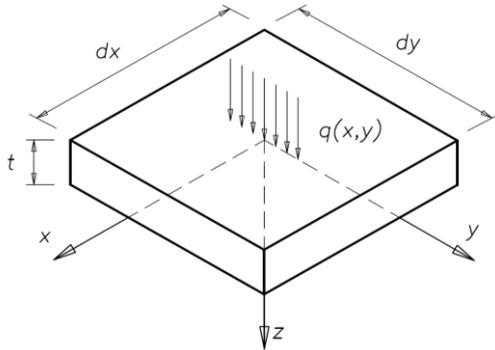
instabilità locale



instabilità distorsionale

RICHIAMI TEORICI

Considerato l'elemento di dimensioni nel piano medio d_x e d_y 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 la seguente relazione:

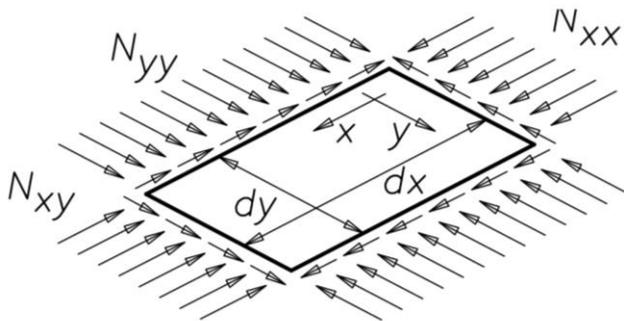


$$\frac{\partial^4 w(x,y)}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w(x,y)}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w(x,y)}{\partial y^4} = \frac{q(x,y)}{D} \quad D = \frac{E \cdot t^3}{12(1-\nu^2)}$$

$w(x,y)$ è la funzione che descrive il campo di spostamenti normale al piano medio;
 t è lo spessore della piastra,

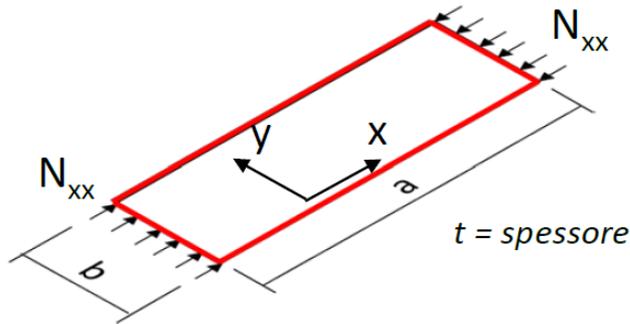
E e ν sono rispettivamente il modulo elastico e il coefficiente di Poisson.

Tenendo in considerazione anche la condizione di carico membranale (N_{xx} , N_{yy} , N_{xy}) l'equazione diventa:



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

RICHIAMI TEORICI



Considerato un 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 l'equazione si riduce alla forma:

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

Condizioni al contorno:

$$\left\{ \begin{array}{l} w(0, y) = 0 \quad \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)_{x=0} = 0 \\ w(a, y) = 0 \quad \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)_{x=a} = 0 \\ w(x, 0) = 0 \quad \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)_{y=0} = 0 \\ w(x, b) = 0 \quad \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)_{y=b} = 0 \end{array} \right.$$

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

RICHIAMI TEORICI

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

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

Sostituendo l'espressione del campo di spostamenti, opportunamente derivata nell'equazione che governa la risposta della lastra compressa secondo la direzione x :

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

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

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

RICHIAMI TEORICI

È quindi possibile esplicitare il valore di carico assiale per unità di lunghezza che soddisfa l'equazione differenziale della lastra:

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

dal punto di vista ingegneristico è di interesse 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 ponendo $n = 1$ e annullando la derivata prima di N_{cr} rispetto a m , ossia viene ricavato dalla relazione:

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

nel caso di lastra uniformemente compressa lungo una sola direzione principale, il termine N_{cr} vale:

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

RICHIAMI TEORICI

La tensione critica elastica, è data dalla relazione:

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

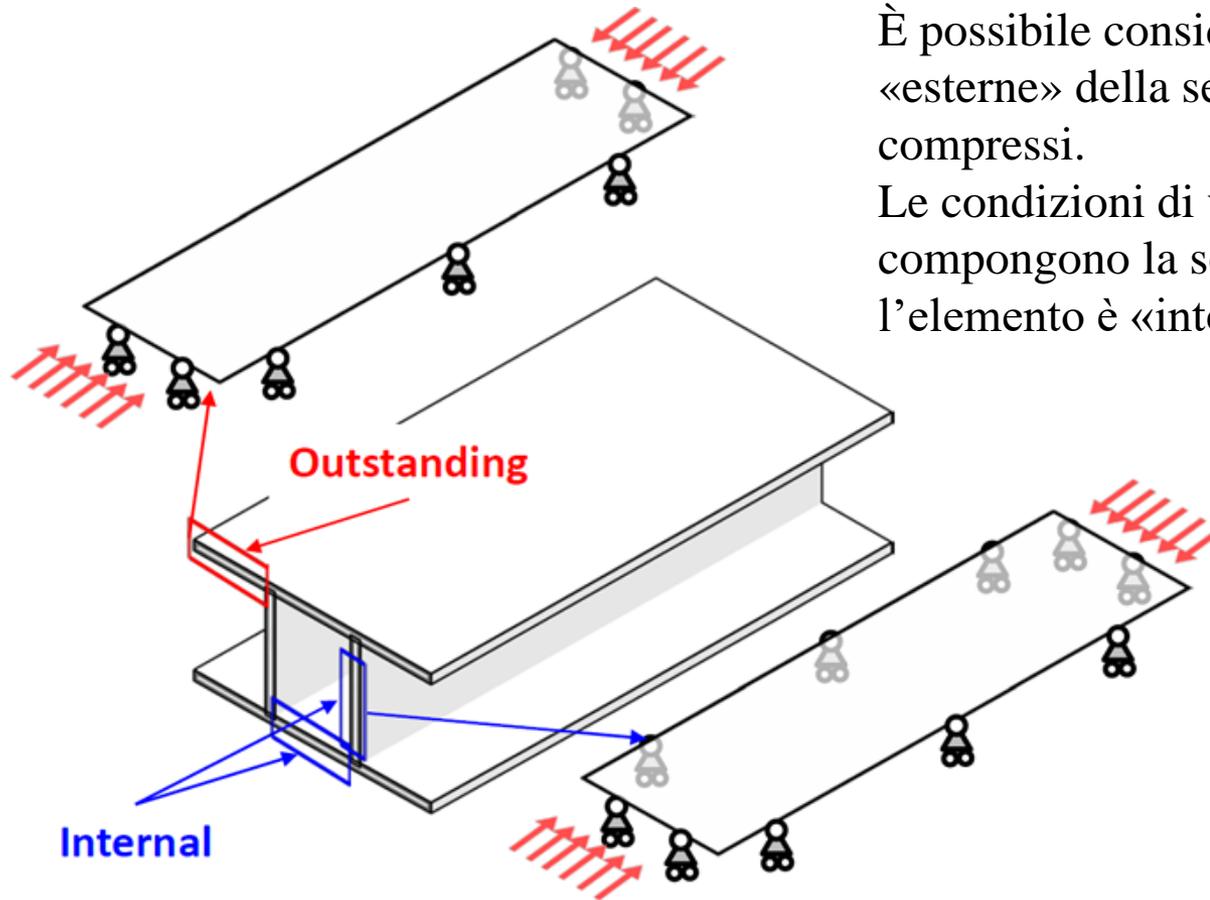
Estendendo questa trattazione al caso di lastra compressa in modo non uniforme e con condizioni di vincolo laterale diverse da quella appena considerata, la tensione critica elastica è usualmente espressa come:

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

il coefficiente di imbozzamento k_{σ} , dipende dalle **condizioni di vincolo** e dalla **distribuzione di tensione**.

RICHIAMI TEORICI

Coefficiente di imbozzamento k_o

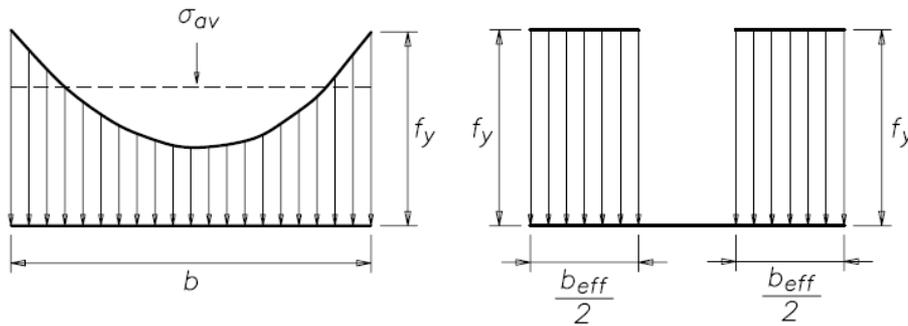


È possibile considerare le parti «interne» ed «esterne» della sezione come elementi piani compressi.

Le condizioni di vincolo dei diversi piatti che compongono la sezione cambiano a seconda se l'elemento è «interno» o «esterno».

RICHIAMI TEORICI

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.



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

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} .

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

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

RICHIAMI TEORICI

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

La larghezza efficace b_{eff} può essere espressa come:

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

L'approccio di verifica riportato nella normativa europea, così come in quella americana, prevede la definizione della snellezza relativa del piatto:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b}{b_{\text{eff}}} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}(b)}} = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12 (1-\nu^2)}{\pi^2 E k_{\sigma}}} f_y = 1,052 \cdot \frac{b}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E k_{\sigma}}} = \frac{b/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_{\sigma}}}$$

$$E (= 210000 \text{ N/mm}^2)$$

$$\nu (= 0,3)$$

$$\varepsilon (= \sqrt{\frac{235}{f_y}})$$

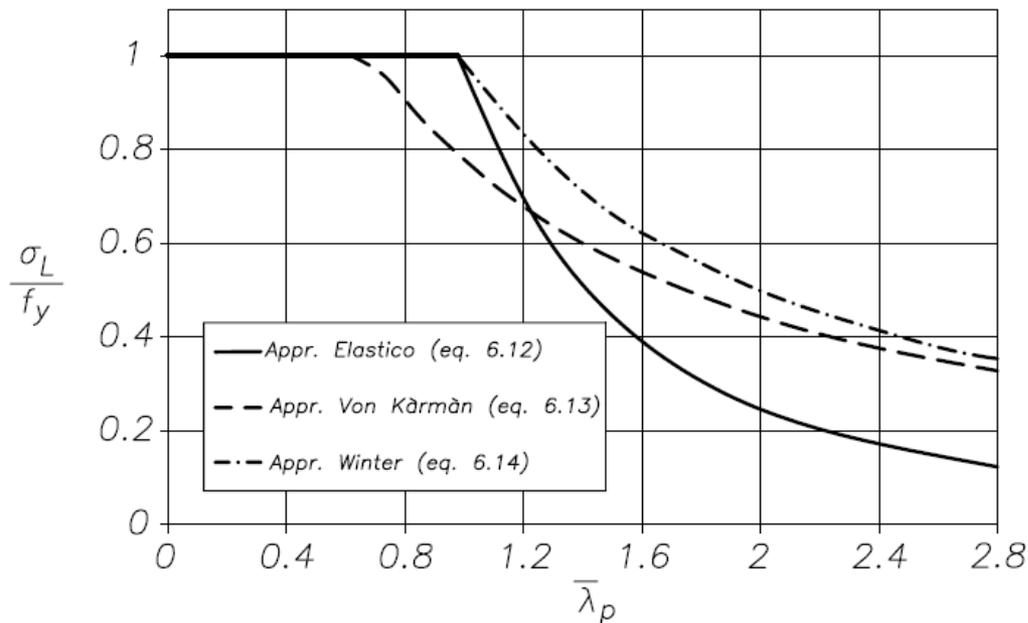
RICHIAMI TEORICI

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

VON KÄRMÄ
$$\frac{\sigma_L}{f_y} = \frac{\sigma_{av}}{f_y} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p}$$

WINTER

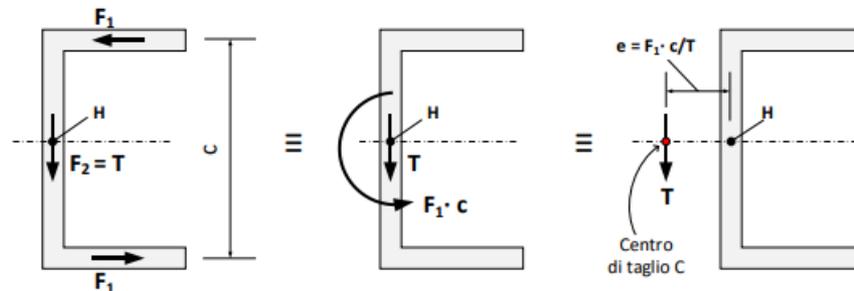
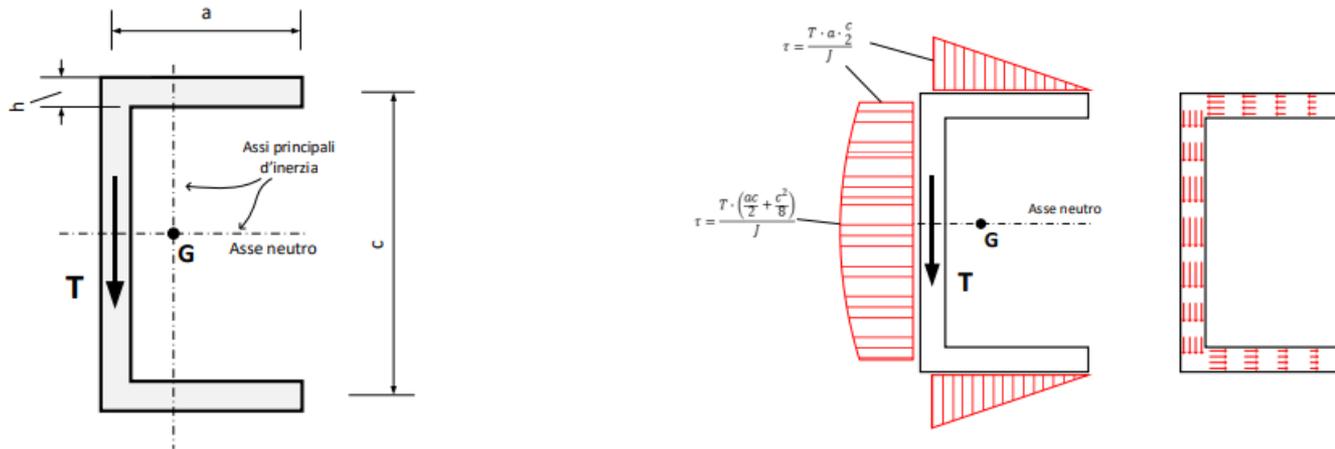
$$\frac{b_{\text{eff}}}{b} = \frac{\sigma_L(b)}{f_y} = \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p}\right) \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \leq 1$$



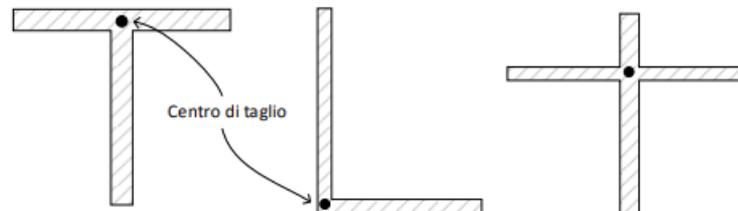
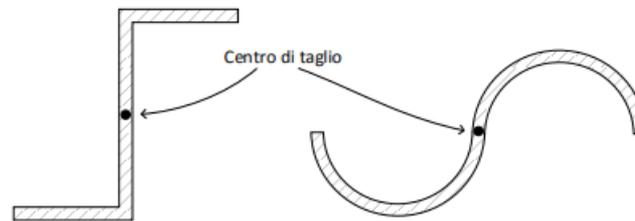
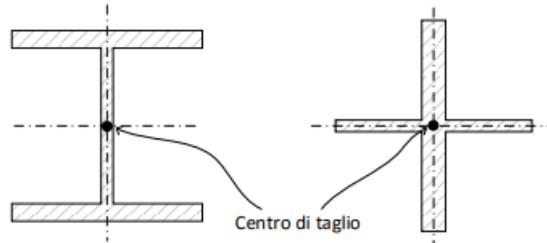
$$\bar{\lambda}_p = \frac{b/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}}$$

RICHIAMI TEORICI

Un generico carico verticale genera nelle travi esclusivamente flessione e taglio solo se esso è applicato in corrispondenza del centro di taglio; ciò in genere non avviene quando si utilizzano sezioni che non hanno due assi di simmetria (ad esempio sezioni a C)



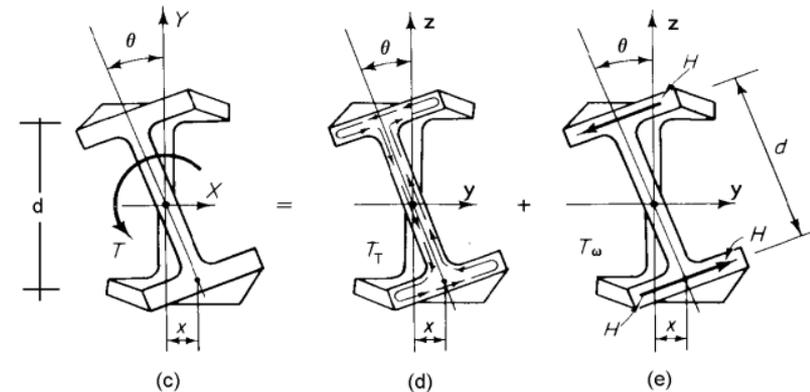
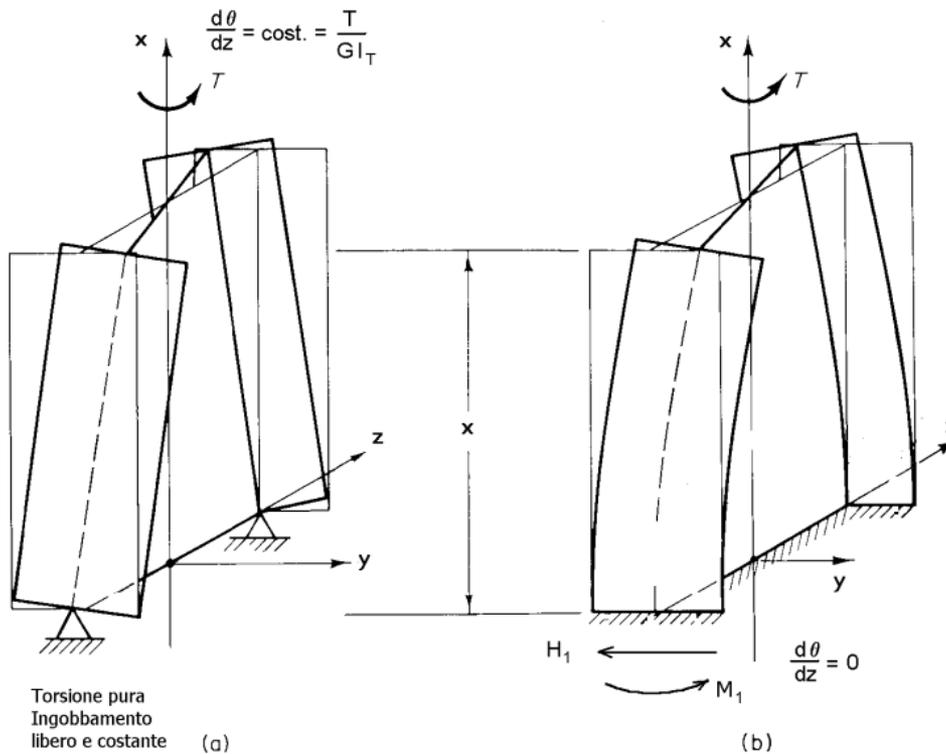
RICHIAMI TEORICI



RICHIAMI TEORICI

Nel valutare l'effetto della torsione occorre considerare due impostazioni teoriche, che coesistono:

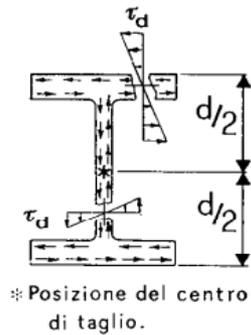
- teoria di De Saint Venant, che considera quella che viene denominata **torsione pura o torsione uniforme**
- teoria delle aree settoriali, proposta da Vlasov, che considera quella che viene denominata **torsione non uniforme** o torsione da svergolamento impedito



RICHIAMI TEORICI

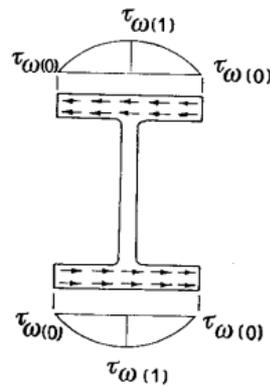
Tensioni tangenziali
primarie per torsione
pura

a)



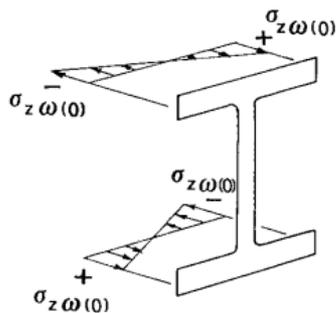
Tensioni tangenziali
secondarie per
ingobbamento impedito

b)



Tensioni normali per
ingobbamento impedito

c)



- area settoriale

$$\omega = \omega(s) = \int_0^s r_t(s) ds \quad [L^2]$$

- momento statico settoriale

$$S_{\omega} = \int_0^s \omega dA \quad [L^4]$$

- momento d'inerzia settoriale

$$I_{\omega} = \int_0^s \omega^2 dA \quad [L^6]$$

- tensione tangenziale primaria

$$\tau_T = \frac{T_T}{I_T} t$$

- tensione tangenziale secondaria

$$\tau_{\omega} = \frac{T_{\omega}}{t I_{\omega}} S_{\omega}$$

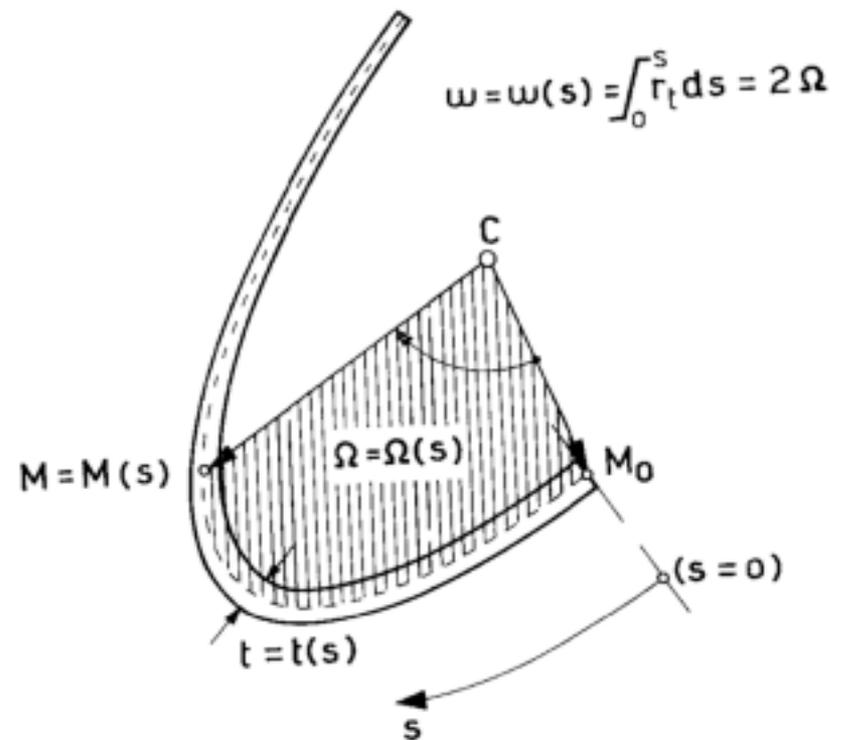
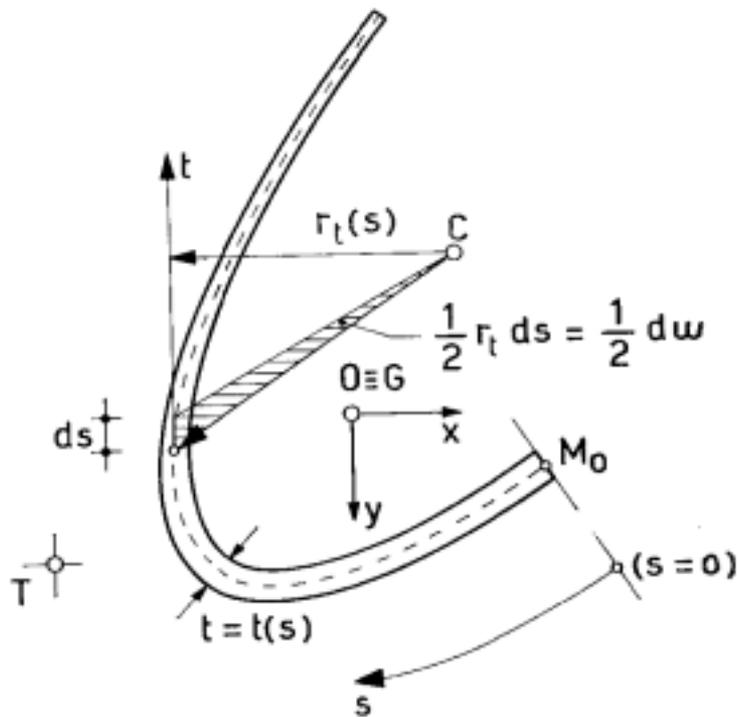
- tensione normale

$$\sigma_{\omega} = \sigma_z = \frac{B}{I_{\omega}} \omega(s)$$

RICHIAMI TEORICI

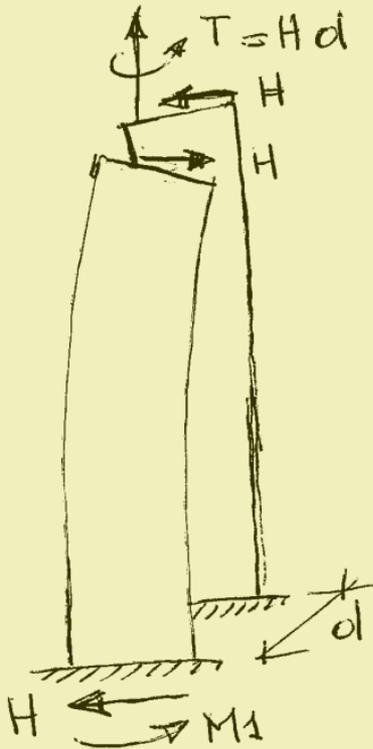
- area settoriale

$$\omega = \omega(s) = \int_0^s r_t(s) ds \quad [L^2]$$



RICHIAMI TEORICI

BIMOMENTO



- area settoriale

$$\omega = \omega(s) = \int_0^s r_t(s) ds \quad [L^2]$$

- momento statico settoriale

$$S_\omega = \int_0^s \omega dA \quad [L^4]$$

- momento d'inerzia settoriale

$$I_\omega = \int_0^s \omega^2 dA \quad [L^6]$$

- tensione tangenziale primaria

$$\tau_T = \frac{T_T}{I_T} t$$

- tensione tangenziale secondaria

$$\tau_\omega = \frac{T_\omega}{t I_\omega} S_\omega$$

- tensione normale

$$\sigma_\omega = \sigma_z = \frac{B}{I_\omega} \omega(s)$$

ASPETTI NORMATIVI

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**:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad (\text{larghezza } b \text{ dell'elemento piano viene assunta al netto dei bulbi di raccordo al-anima o dei cordoni di saldatura})$$

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	$5,98 (1 - \psi)^2$

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

ASPETTI NORMATIVI

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

$$b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_p$$

Nel caso di componente piana vincolata ai due estremi, il termine ρ è definito dalle seguenti relazioni:

$$\text{se } \bar{\lambda}_p \leq 0,673 \qquad \rho = 1$$

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

ASPETTI NORMATIVI

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	$0 > \psi > -1$	-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

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

ASPETTI NORMATIVI

Nel caso di componente piana vincolata ad un solo estremo, il termine ρ è definito dalle seguenti relazioni:

$$\text{se } \bar{\lambda}_p \leq 0,748$$

$$\rho = 1$$

$$\text{se } \bar{\lambda}_p > 0,748$$

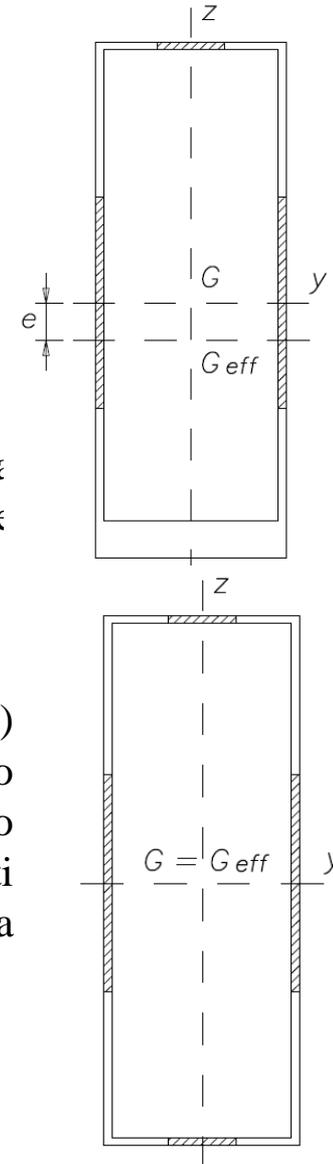
$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

ASPETTI NORMATIVI

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).

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:

– **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. Devono quindi essere determinate le caratteristiche resistenti efficaci del profilo a flessione. Quando invece non si ha traslazione del baricentro la verifica viene operata sulla base della sola area efficace;



ASPETTI NORMATIVI

– **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;

– **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.

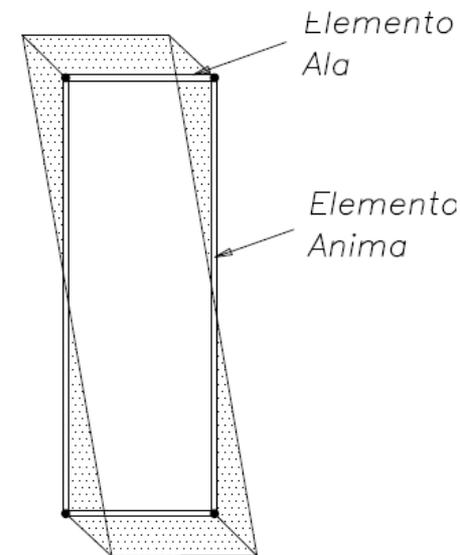
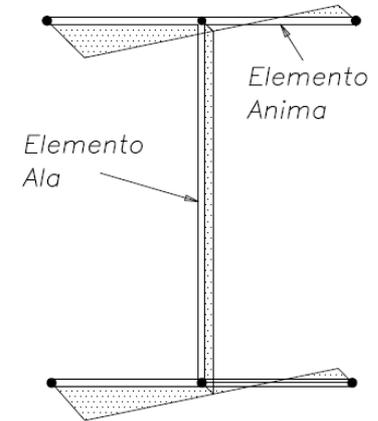
Nel caso di profilo **uniformemente compresso**, la procedura di verifica viene svolta sulla base dei seguenti passaggi:

- 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 a seconda della distribuzione degli sforzi normali, come:

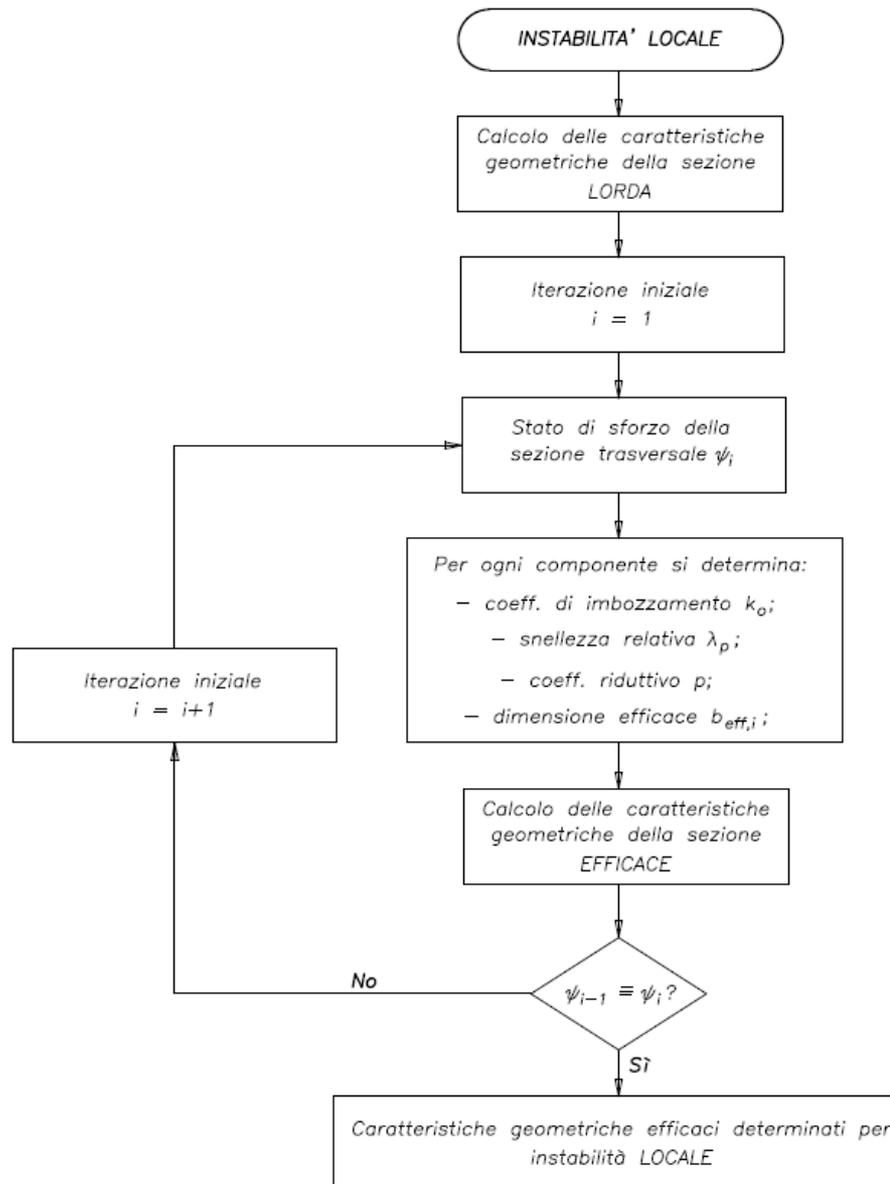
- *anima*, ossia un elemento piano soggetto ad una variazione lineare degli sforzi;
- *ala*, ossia un elemento soggetto a una distribuzione uniforme e costante degli sforzi.



ASPETTI NORMATIVI

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;
- 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;
- 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).



ASPETTI NORMATIVI

Profili soggetti ad instabilità distorsionale

Nel caso compressione uniforme, la procedura per la determinazione delle larghezze efficaci a seguito dei fenomeni di instabilità locale viene integrata:

- **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.

La determinazione del **modulo resistente efficace superiore** ($W_{\text{eff,sup}}$) e **inferiore** ($W_{\text{eff,inf}}$), può essere sviluppata attraverso i seguenti passaggi:

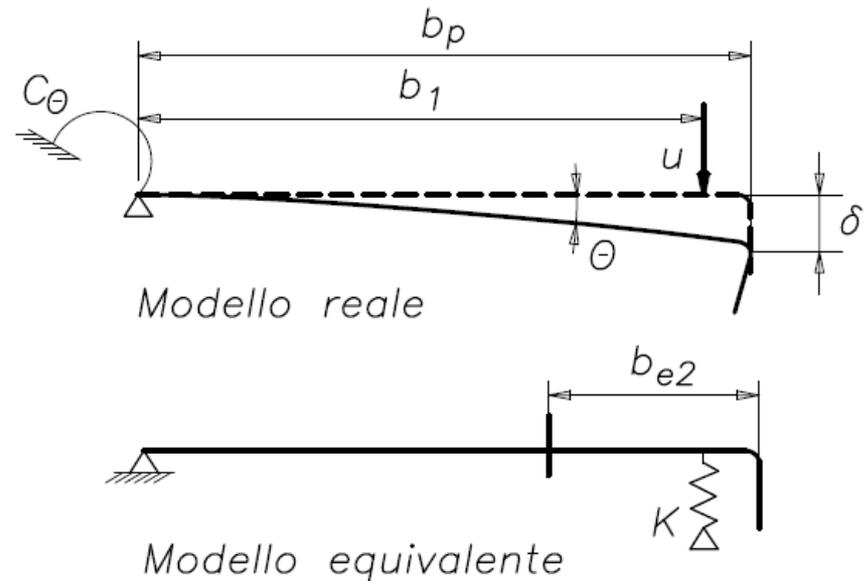
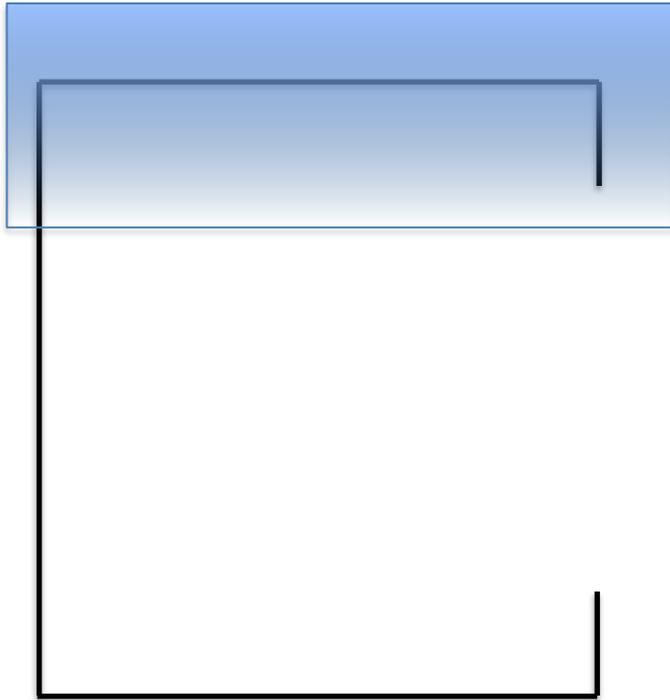
- 1) identificazione nella sezione dei vari tipi di elementi piani (**anime, ali e irrigidimenti**);
- 2) valutazione degli **effetti dell'instabilità locale** e conseguente penalizzazione delle componenti sulla base della distribuzione degli sforzi nella sezione lorda, **mediante il coefficiente ψ**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

ASPETTI NORMATIVI

- 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).

ASPETTI NORMATIVI

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.



ASPETTI NORMATIVI

È possibile quantificare il **fattore distorsionale di riduzione** della zona di irrigidimento attraverso il termine χ_d :

$$\text{se } \bar{\lambda}_d \leq 0,65$$

$$\chi_d = 1$$

$$\text{se } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38$$

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

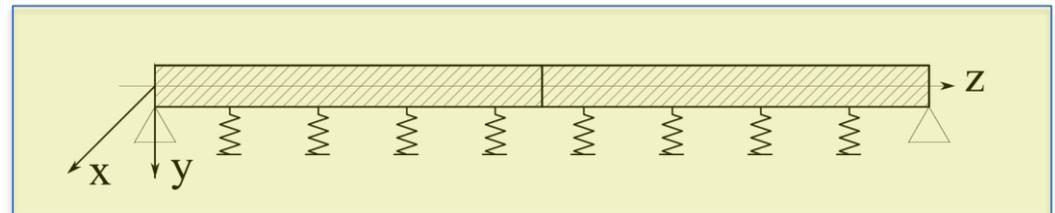
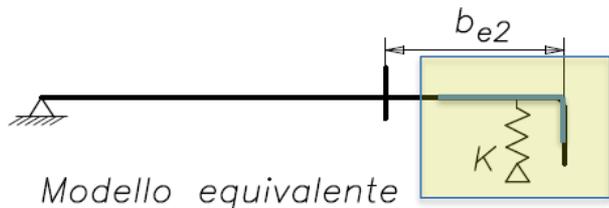
$$\text{se } \bar{\lambda}_d \geq 1,38$$

$$\chi_d = \frac{0,66}{\lambda_d}$$

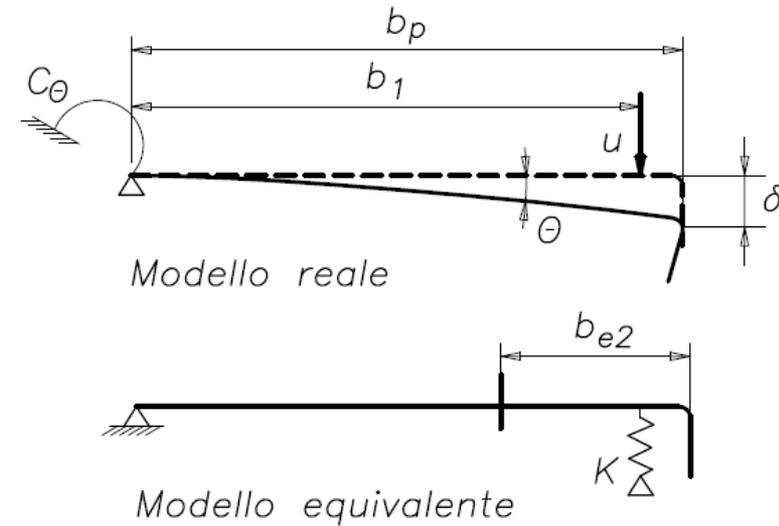
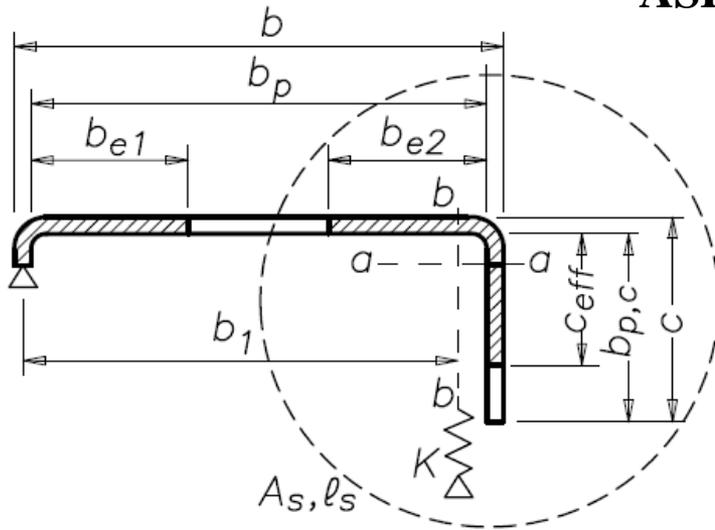
La **snellezza relativa** è definita come:

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

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



ASPETTI NORMATIVI

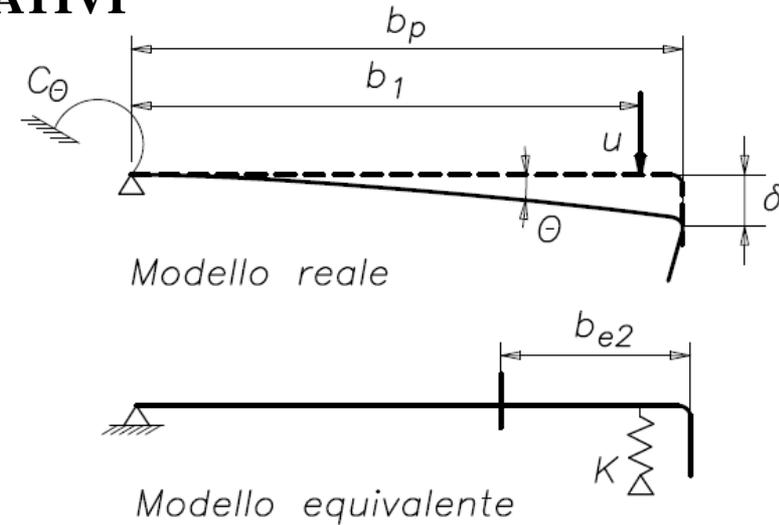
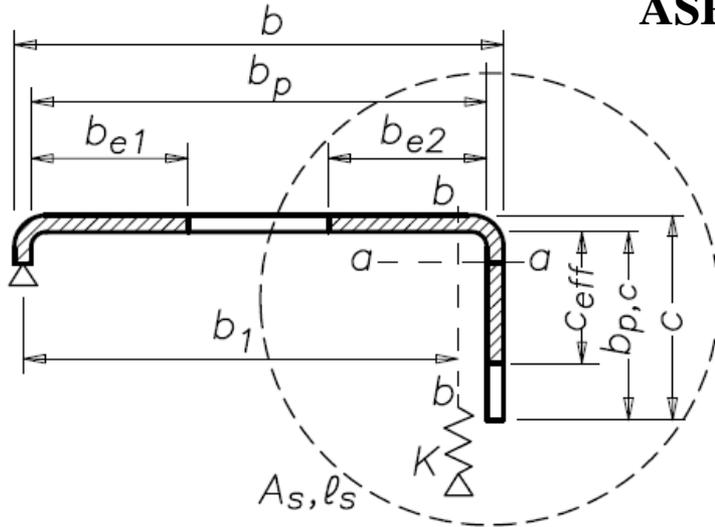


Con riferimento al **caso di irrigidimento singolo**, la rigidità elastica K per unità di lunghezza può essere determinata attraverso l'applicazione di una **forza unitaria** u per unità di lunghezza; essa è data da:

$$K = u/\delta$$

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

ASPETTI NORMATIVI

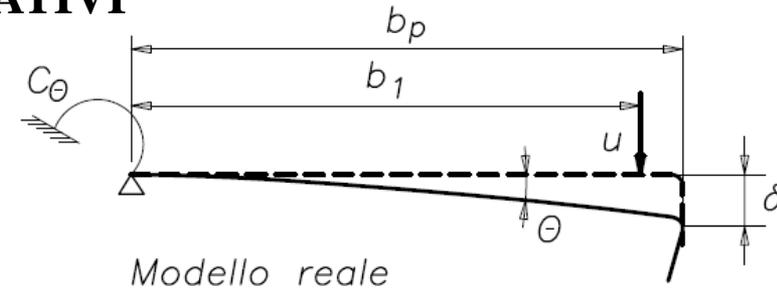
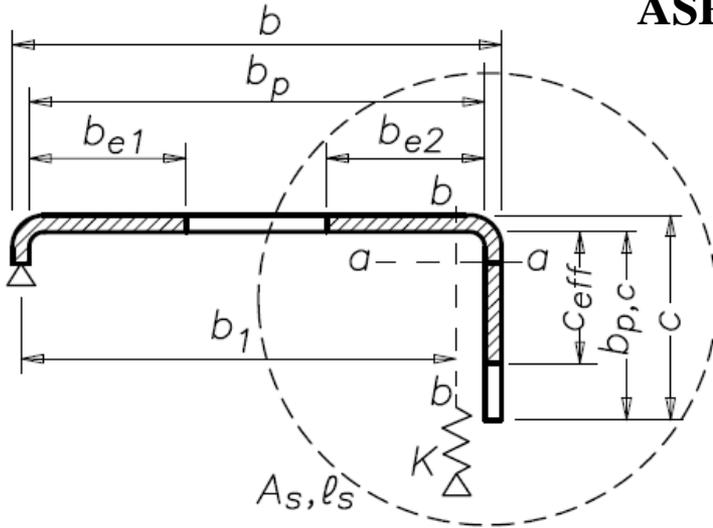


Con profilati irrigiditi aventi sezione trasversale a C o a Z viene fornito direttamente il valore della rigidezza k attraverso l'espressione:

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

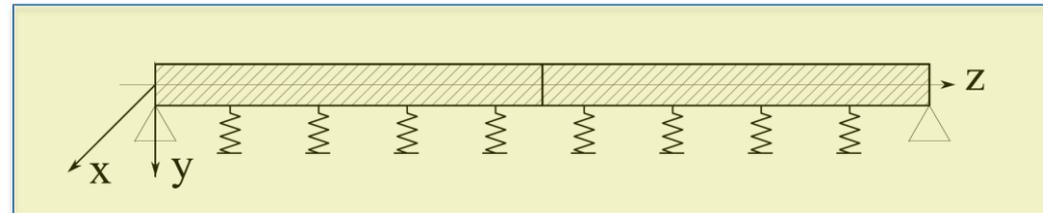
in cui b_1 e b_2 , riferite alle ali del profilo a C, sono le distanze tra il vincolo e il baricentro degli irrigidimenti, h_w è l'altezza della componente al quale è vincolato l'elemento irrigidito e k_f vale **0 oppure 1** a seconda che il profilo sia **inflesso** oppure semplicemente **compresso**.

ASPETTI NORMATIVI



La **tensione critica elastica dell'irrigidimento**, si ricava attraverso la relazione:

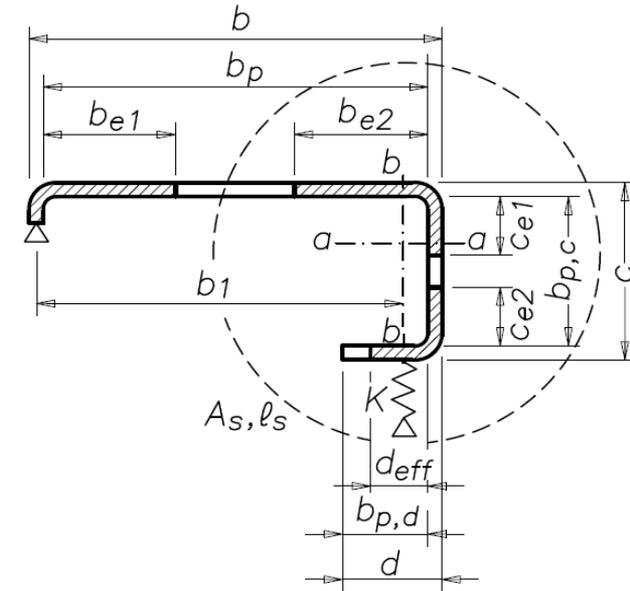
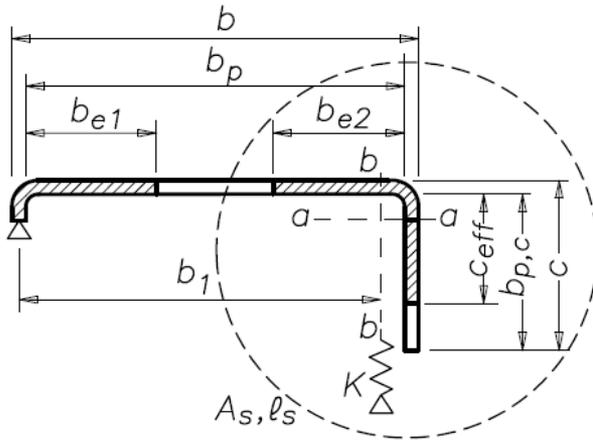
$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{K \cdot E \cdot I_{a,a}}}{A_s}$$



In cui $I_{a,a}$ rappresenta il **momento di inerzia efficace dell'irrigidimento** valutato rispetto all'asse baricentrale $a-a$

ASPETTI NORMATIVI

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.*



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**.

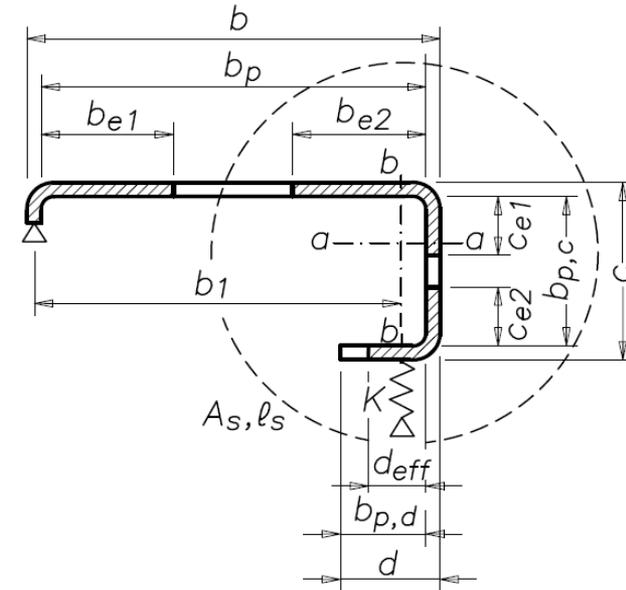
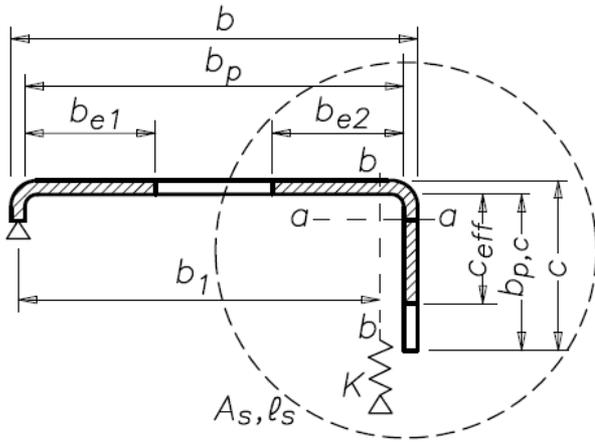
I valori iniziali delle larghezze efficaci dell'irrigidimento di estremità c_{eff} e d_{eff} si calcolano come:

$$c_{eff} = \rho b_{p,c}$$

con ρ ottenuto riferendosi al caso degli **elementi piani non irrigiditi vincolati ad un estremo per irrigidimento a piega singola** e a **due estremi per irrigidimenti a piega doppia**.

ASPETTI NORMATIVI

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.*



k_σ , il coefficiente di instabilità valutato come:

$$\text{se } b_{p,c}/b_p \leq 0,35$$

$$k_\sigma = 0,5$$

$$\text{se } 0,35 < b_{p,c}/b_p \leq 0,6$$

$$k_\sigma = 0,5 + 0,83 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{b_{p,c}}{b_p} - 0,35\right)^2}$$

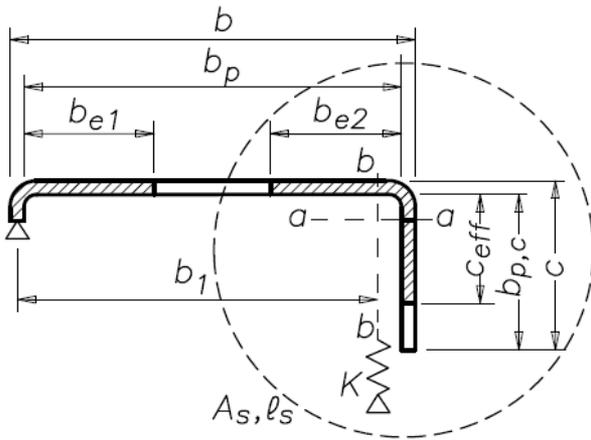
In fine, d_{eff} si calcola come:

$$d_{\text{eff}} = \rho \cdot b_{p,c}$$

con ρ ottenuto riferendosi al caso degli **elementi piani non irrigiditi vincolati ad un estremo.**

ASPETTI NORMATIVI

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

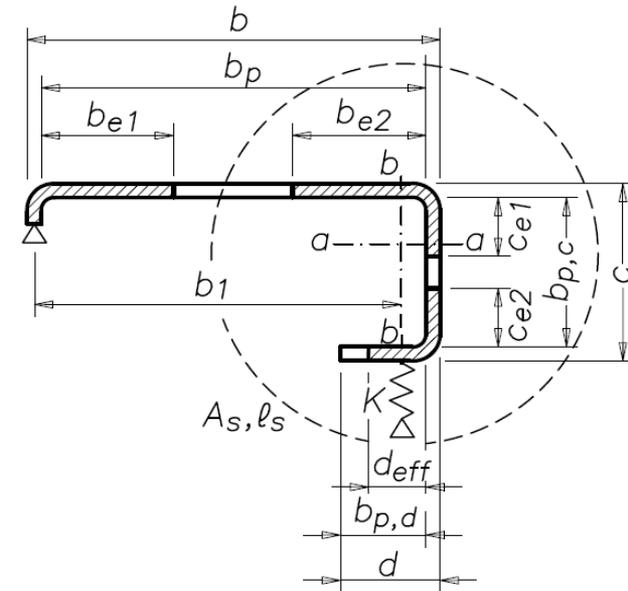


a) per un irrigidimento di bordo a **piega singola**:

$$A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{eff})$$

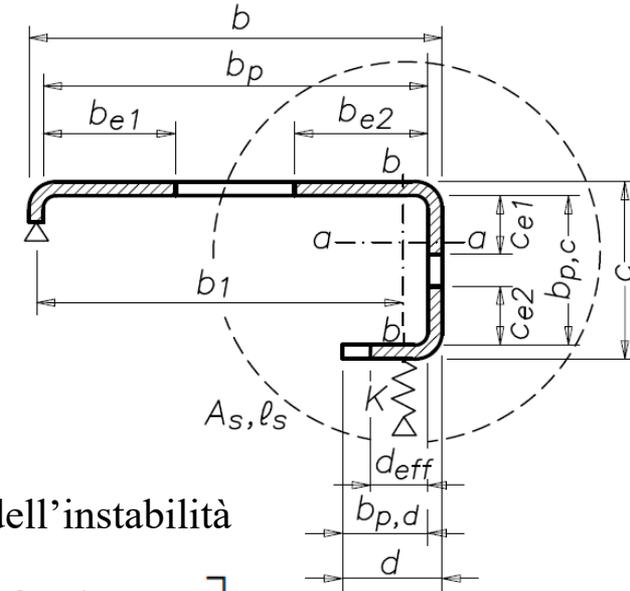
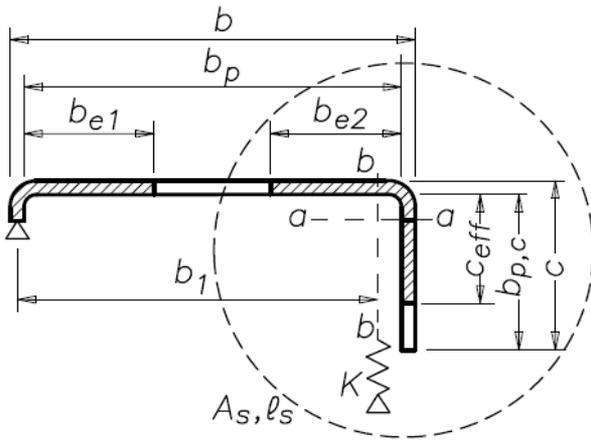
b) per un irrigidimento di bordo a **piega doppia**:

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



ASPETTI NORMATIVI

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



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

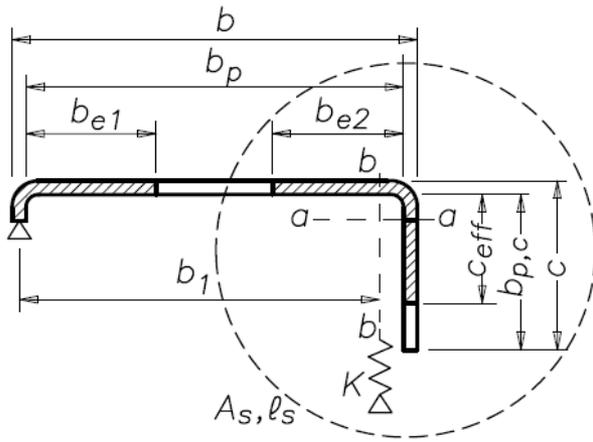
$$A_{s,red} = \chi_d \cdot A_s \cdot \left[\frac{f_{yb} / \gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} \right]$$

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

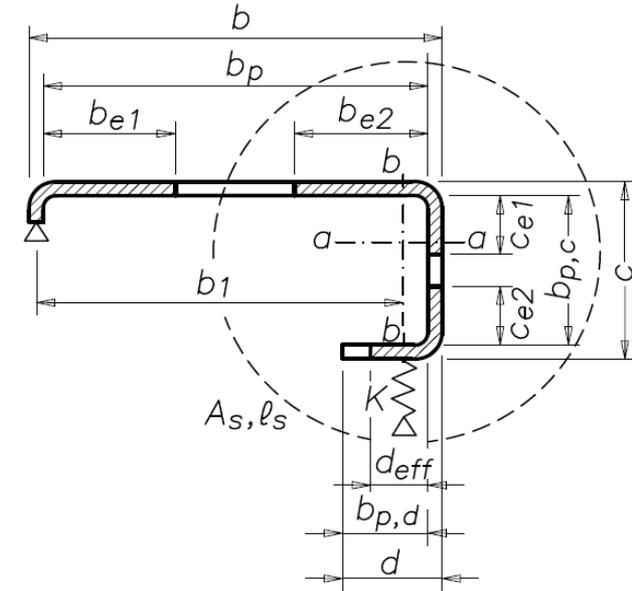
Nella determinazione delle proprietà della sezione efficace, l'area ridotta $A_{s,red}$ dovrebbe rappresentarsi utilizzando lo spessore ridotto per tutti gli elementi inclusi in A_s .

$$t_{red} = t \cdot \frac{A_{s,red}}{A_s}$$

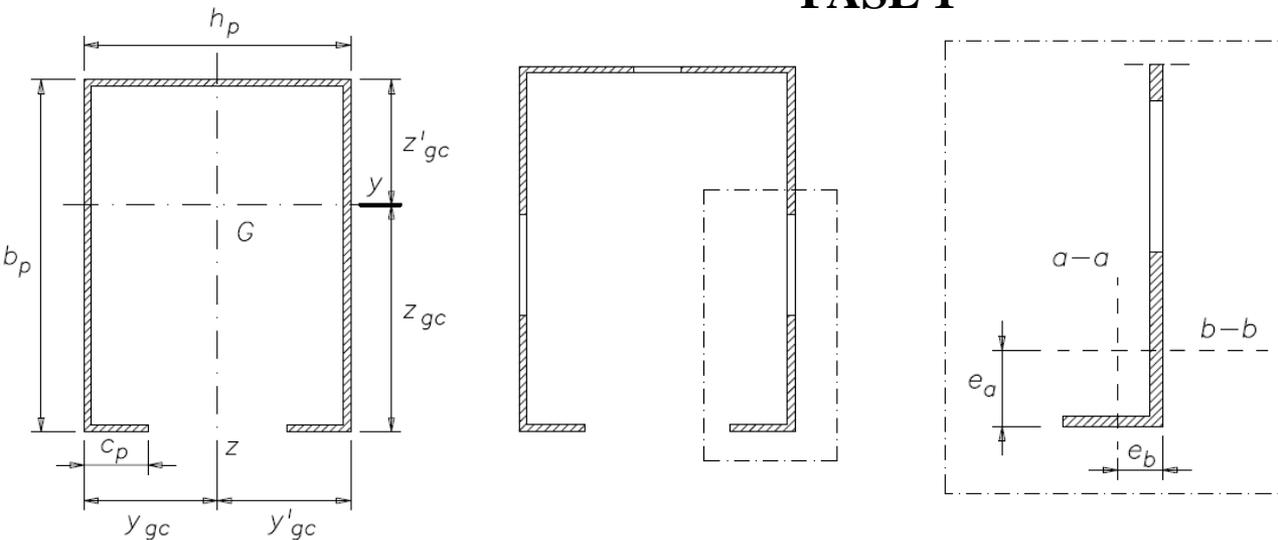
ASPETTI NORMATIVI



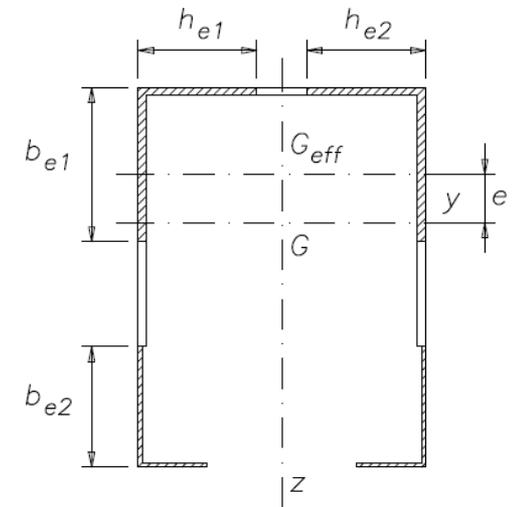
FASE 3 (facoltativa): iterazione del procedimento per meglio approssimare il valore del coefficiente di riduzione per l'instabilità dell'irrigidimento.



FASE 1



FASE 2/FASE3



MODELLAZIONE NUMERICA

La modellazione FE può essere effettuata sia per: (1) un singolo componente (2) una parte dell'intera struttura o l'intera struttura. Inoltre, la progettazione di elementi e dettagli può essere assistita da simulazioni numeriche tuttavia la scelta del metodo FE dipende dal problema da analizzare.

The key categories of computational analysis that were first devised for use in EN 1993-1-6 (CEN, 2007) are recommended for wide use for all structures (Rotter, 2011):

LBA: Linear elastic bifurcation analysis, obtaining the lowest eigenvalue for the system;

MNA: Materially non-linear analysis, using small displacement theory (no change of geometry), and an ideal elastoplastic constitutive model for the material;

GNA: Geometrically non-linear analysis of the elastic perfect structure;

GMNA: Geometrically and materially non-linear analysis of the perfect structure;

GMNIA: Geometrically and materially non-linear analysis with explicit imperfections.

MODELLAZIONE NUMERICA

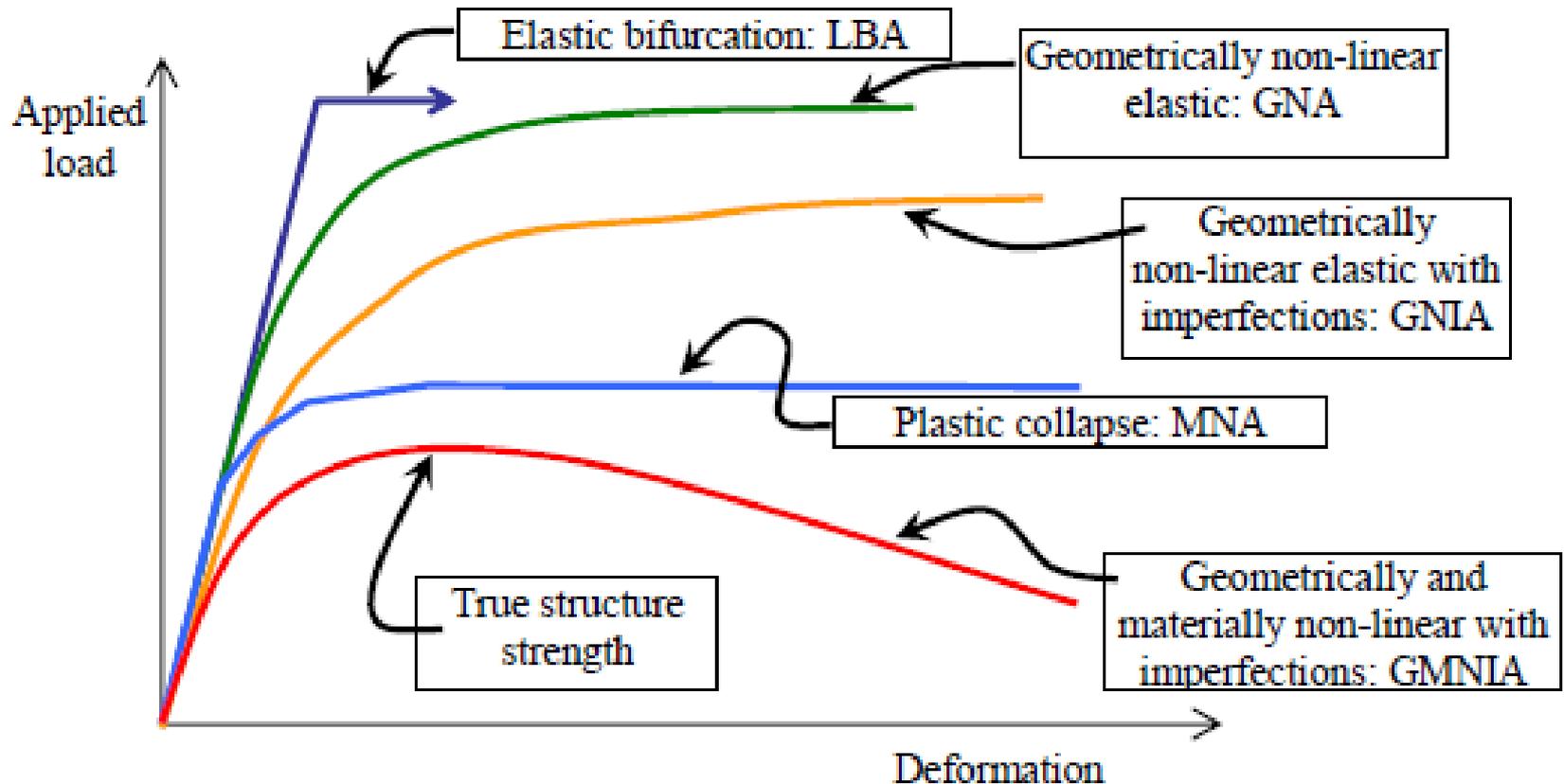
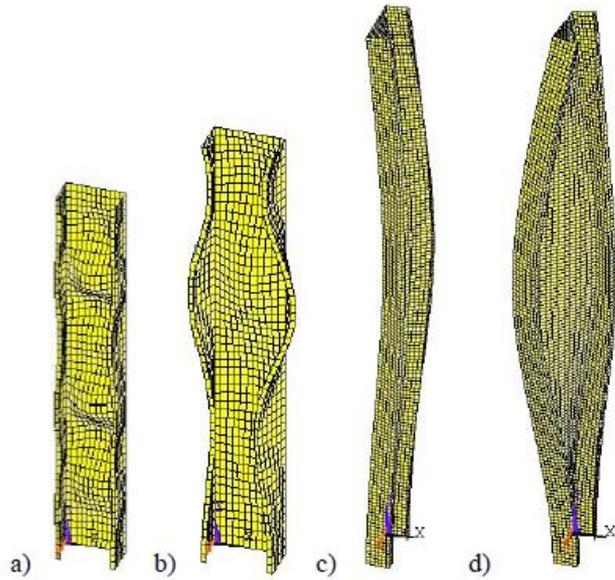


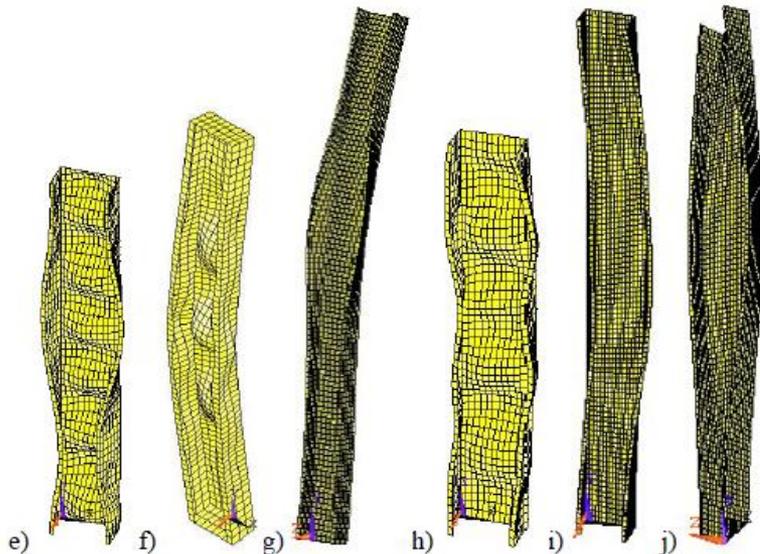
Figure 2.7 – Load-displacement curves found using different analyses of the same structure (Rotter, 2011)

MODELLAZIONE NUMERICA



Forme singole:

- a) *instabilità locale (L)*;
- b) *instabilità distorsionale (D)*;
- c) *instabilità globale (flessionale) (F)*;
- d) *instabilità globale (flesso-torsionale) (FT)*;



Forme accoppiate:

- e) *L+D*;
- f) *F+L*;
- g) *F+D*;
- h) *FT + L*;
- i) *FT + D*;
- j) *F + FT*.

MODELLAZIONE NUMERICA

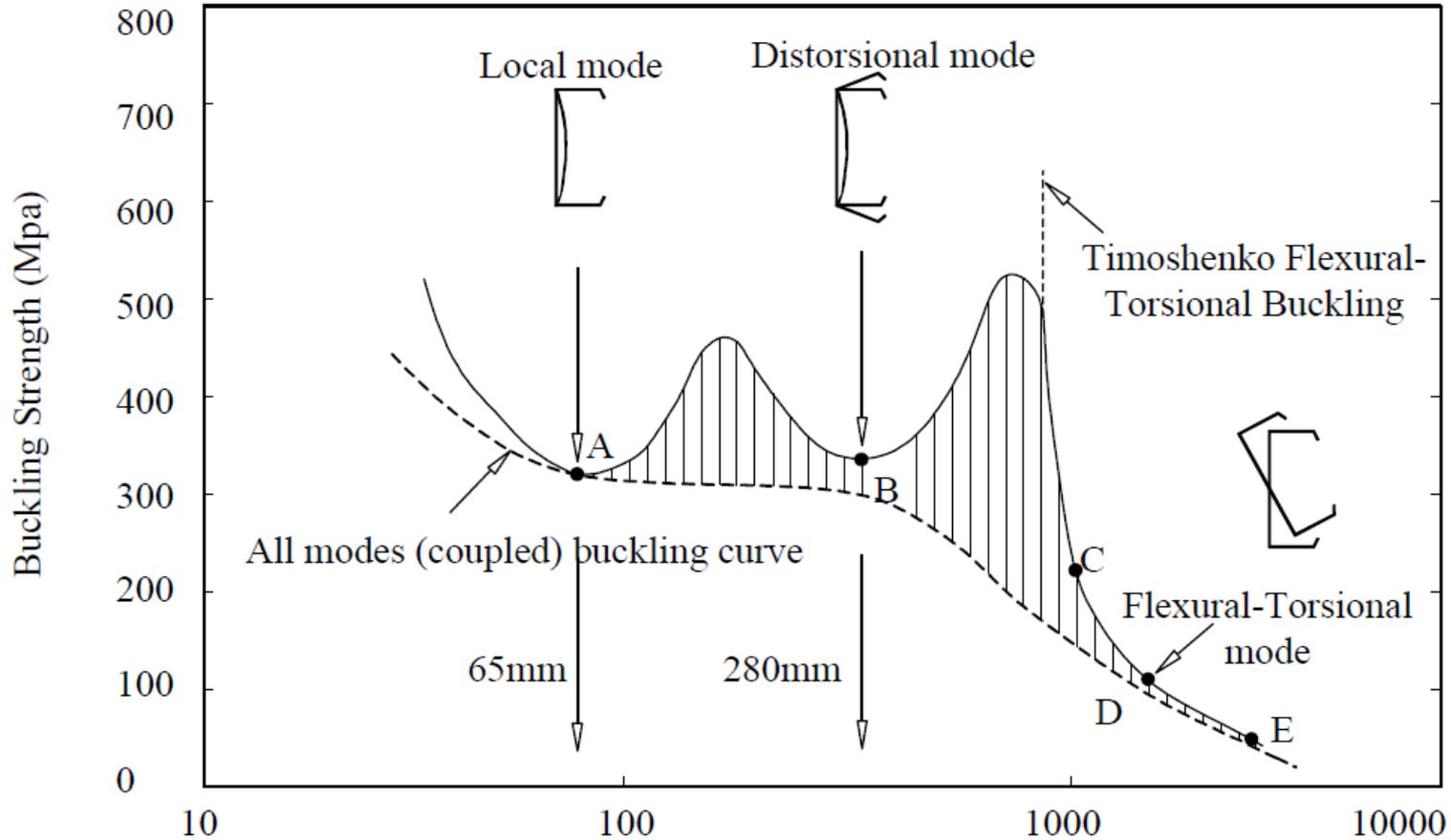
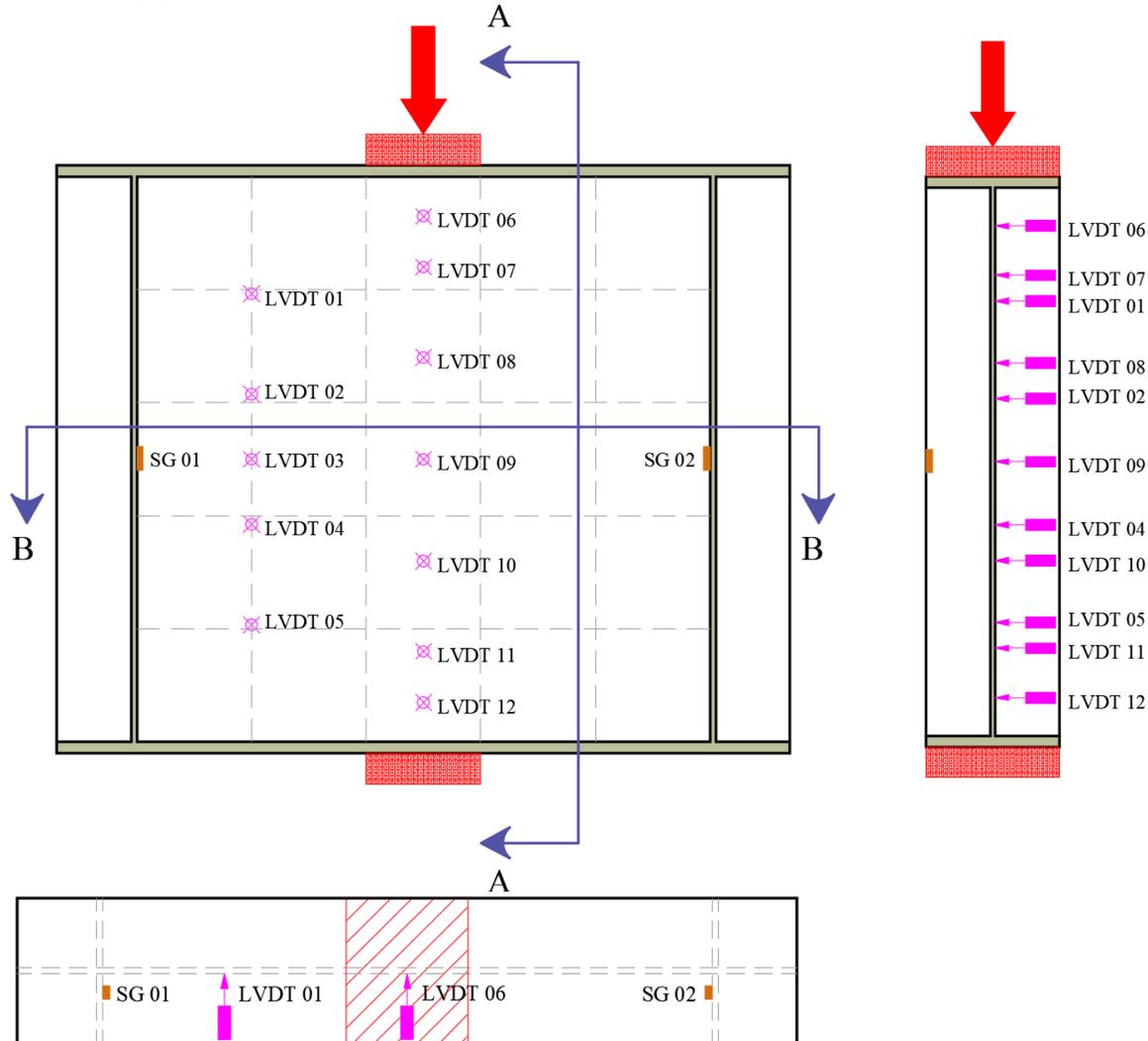


Figure 1.15 – Buckling strength versus half-wavelength for a lipped channel in compression (Hancock, 2001)

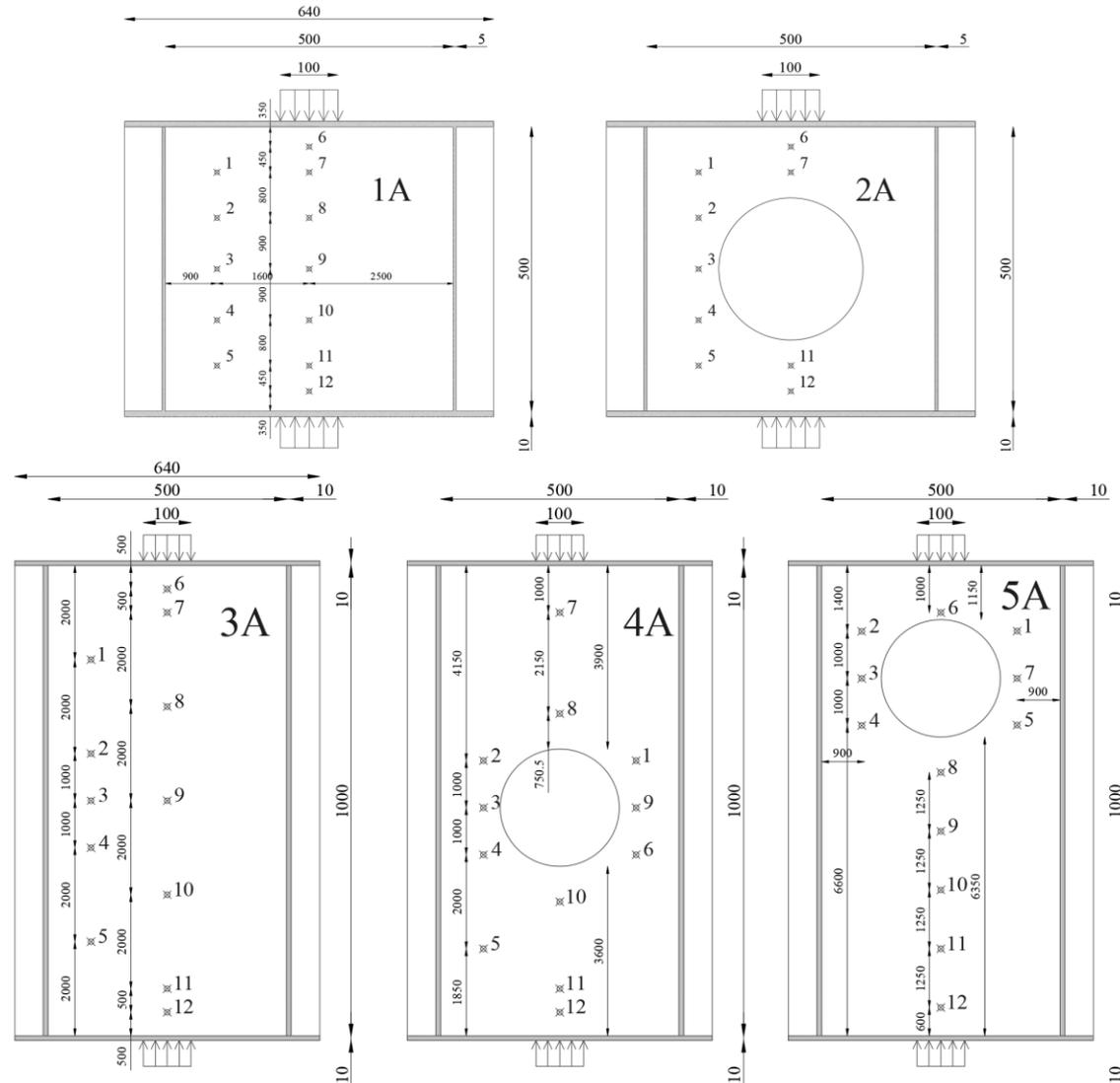
MODELLAZIONE NUMERICA

Travi soggette a carico localizzato

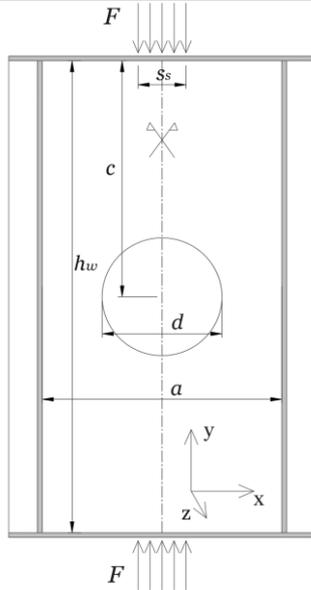


MODELLAZIONE NUMERICA

Travi soggette a carico localizzato

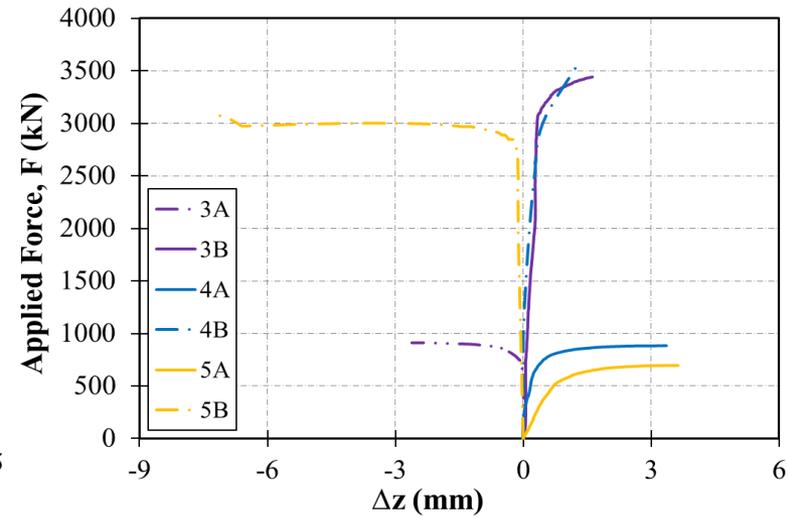
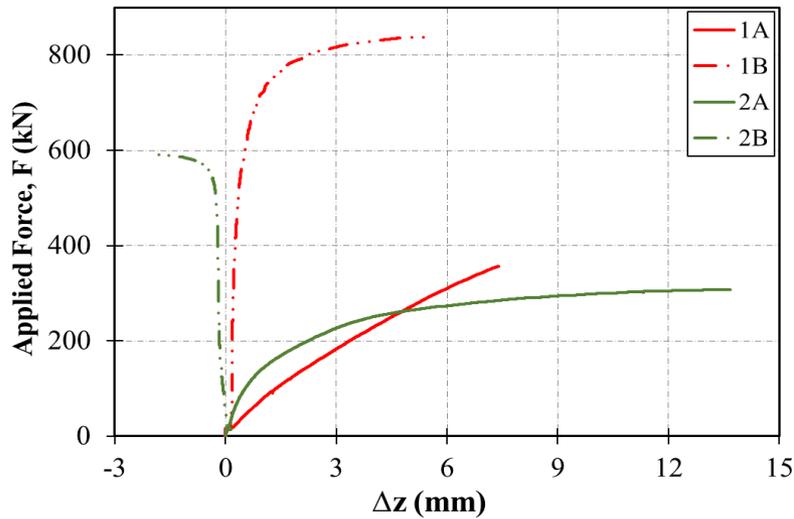
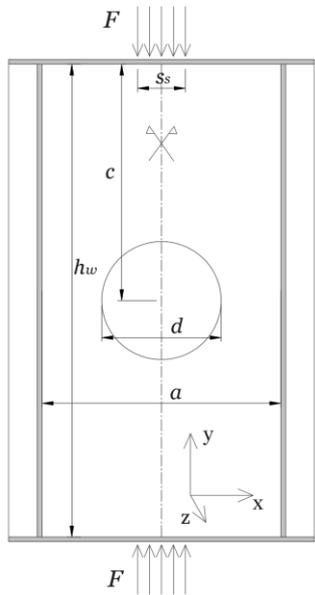


MODELLAZIONE NUMERICA



Sample momenclature	h_w (mm)	a (mm)	t_w (mm)	λ_w	b_f (mm)	t_f (mm)	b_{st} (mm)	t_{st} (mm)	d/a	c/h_w	s_s/a
1A	500	500	5	100	120	10	50	5	-	-	0.2
2A	500	500	5	100	120	10	50	5	0.5	0.5	0.2
3A	1000	500	10	100	140	10	60	1	-	-	0.2
4A	1000	500	10	100	140	10	60	10	0.5	0.515	0.2
5A	1000	500	10	100	140	10	60	10	0.5	0.24	0.2
1B	500	500	10	50	120	10	50	10	-	-	0.2
2B	500	500	10	50	120	10	50	10	0.5	0.5	0.2
3B	1000	500	20	50	220	20	90	20	-	-	0.2
4B	1000	500	20	50	220	20	90	20	0.5	0.505	0.2
5B	1000	500	20	50	220	20	90	20	0.5	0.24	0.2

MODELLAZIONE NUMERICA



Sample momenclature	h_w (mm)	a (mm)	t_w (mm)	λ_w	b_f (mm)	t_f (mm)	b_{st} (mm)	t_{st} (mm)	d/a	c/h_w	s_s/a
1A	500	500	5	100	120	10	50	5	-	-	0.2
2A	500	500	5	100	120	10	50	5	0.5	0.5	0.2
3A	1000	500	10	100	140	10	60	1	-	-	0.2
4A	1000	500	10	100	140	10	60	10	0.5	0.515	0.2
5A	1000	500	10	100	140	10	60	10	0.5	0.24	0.2
1B	500	500	10	50	120	10	50	10	-	-	0.2
2B	500	500	10	50	120	10	50	10	0.5	0.5	0.2
3B	1000	500	20	50	220	20	90	20	-	-	0.2
4B	1000	500	20	50	220	20	90	20	0.5	0.505	0.2
5B	1000	500	20	50	220	20	90	20	0.5	0.24	0.2

MODELLAZIONE NUMERICA

L'analisi numerica è stata eseguita con Strausd7. La **mesh** è stata realizzata con **elementi piani(Quad4)** di dimensione tipica pari ad **$a/20$** e ogni nodo ha sei gradi di libertà.

I carichi verticali sono stati applicati direttamente alle flange come sistema di forze conservative.

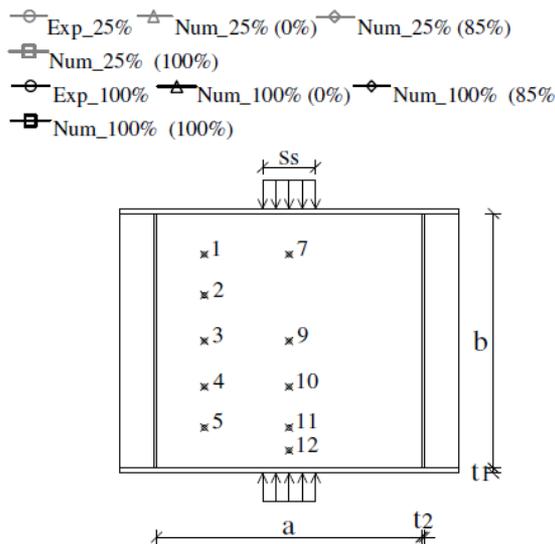
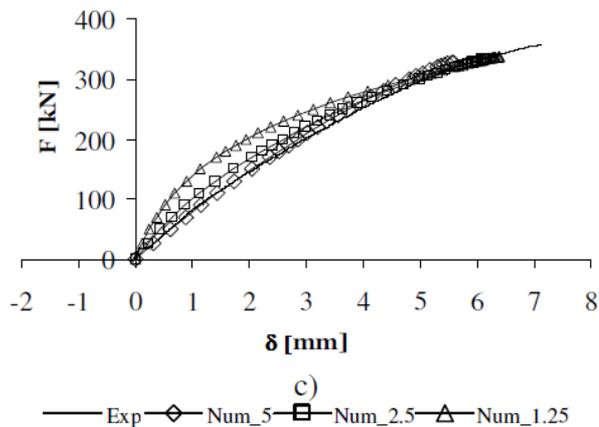
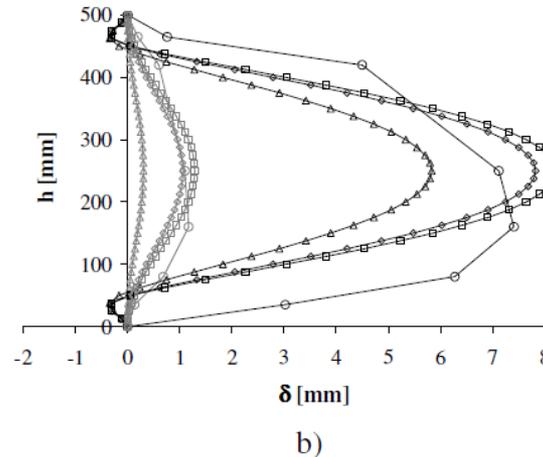
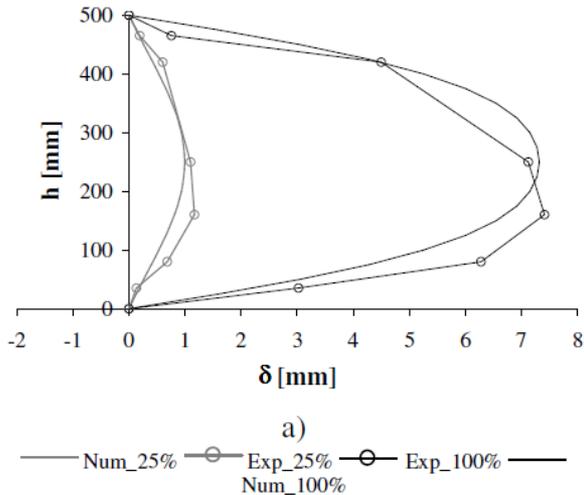
Carrello continuo per evitare spostamenti fuori piano nella linea di congiunzione tra anima e ali e tre vincoli traslazionali aggiuntivi nel piano dell'anima.

Le proprietà dei materiali fanno riferimento a un acciaio S355 il modulo di Young e il coefficiente di Poisson adottati sono stati rispettivamente 206.000 MPa e 0,3.

Sono state applicate imperfezioni geometriche iniziali con ampiezza pari a $\min(hw/100; 5 \text{ mm})$.

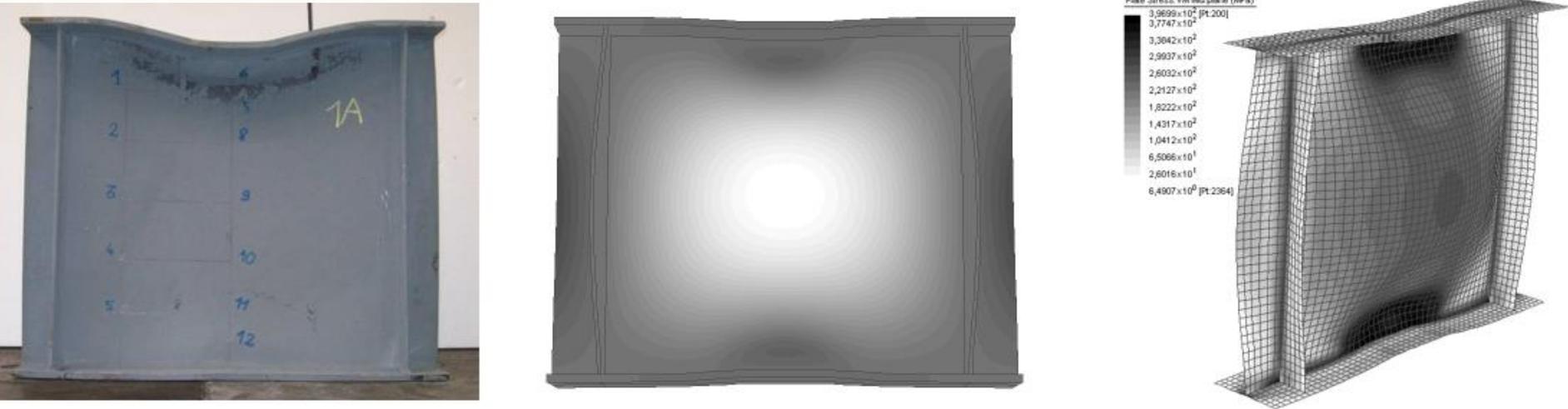
Nel presente studio, in assenza della misura fornita dalla campagna sperimentale, le tensioni residue sono state studiate attraverso un processo parametrico in modo da definire il modello numerico efficace per ciascun provino.

MODELLAZIONE NUMERICA



(a) deformed at 25% and 100% F_u ,
modello “girder” e tensioni
residue al 0%, 85% e 100% f_y (b);
diagramma forza vs. spostamento
del punto di misura n.10 (con
imperfezioni iniziali massime pari
a 1.25 mm, 2.5 mm e 5 mm) (c);
punti di misura (d).

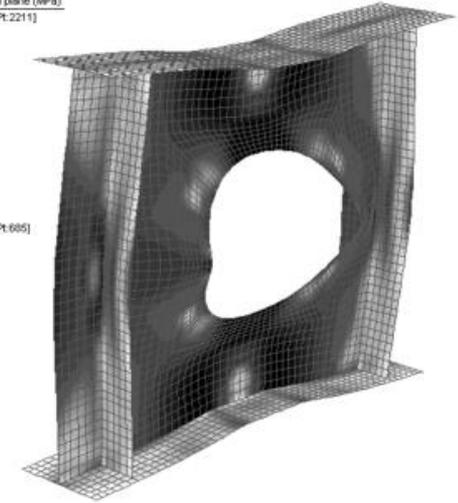
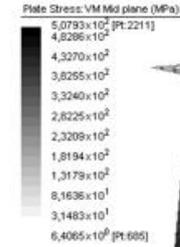
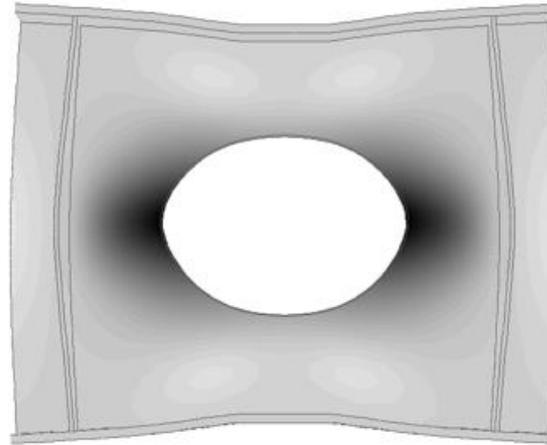
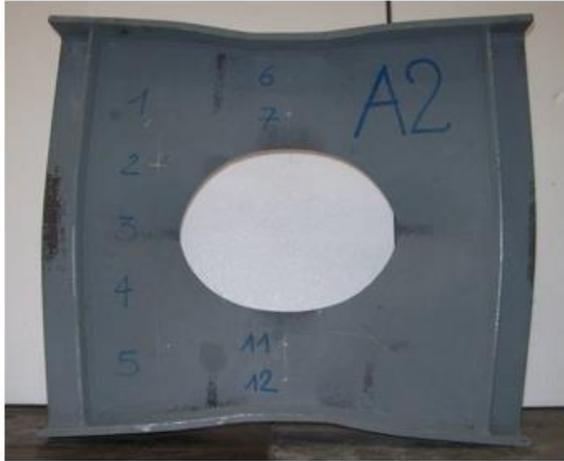
MODELLAZIONE NUMERICA



a) specimen 1A

$F_{u,exp}$	F_{cr}	$F_{u,1^{\circ};5mm}$	$F_{u,1^{\circ};2.5mm}$	$F_{u,1^{\circ};1.25mm}$	$F_{u,1^{\circ};1mm}$	$F_{u,1^{\circ};0.75mm}$
357.33	290.1	331.6	339.6	344.2	346.1	346.9
-	81.2%	92.8%	95%	96.3%	96.9%	97.1%

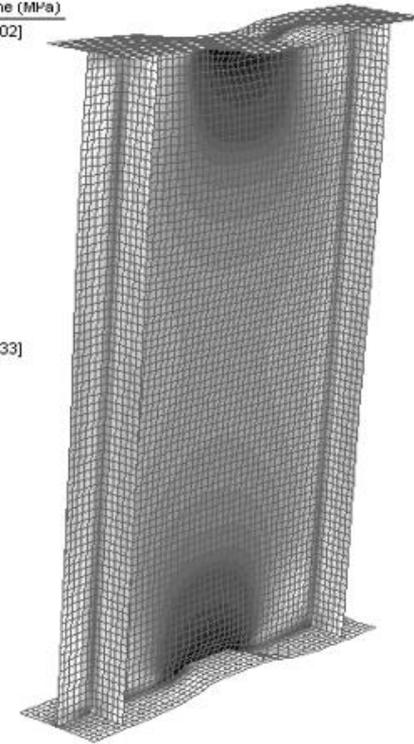
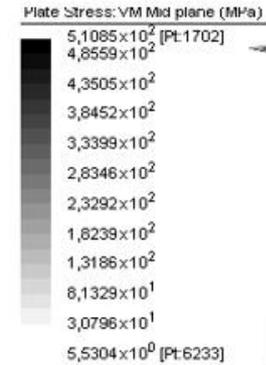
MODELLAZIONE NUMERICA



b) specimen 2A

$F_{u,exp}$	F_{cr}	$F_{u,1^\circ;5mm}$	$F_{u,1^\circ;2.5mm}$	$F_{u,1^\circ;1.25mm}$	$F_{u,1^\circ;0.75mm}$	$F_{u,1^\circ;0.5mm}$	$F_{u,1^\circ+2^\circ;2.5mm}$	$F_{u,1^\circ+2^\circ;1.25mm}$
307.8	218	267.7	268.6	269.1	269.3	270	268.3	269.1
-	70.8%	87%	87.3%	87.4%	87.5%	87.7%	87.2%	87.4%

MODELLAZIONE NUMERICA



c) specimen 3A

$F_{u,exp}$	F_{cr}	$F_{u,1^\circ;2.5mm}$	$F_{u,1^\circ;1.25mm}$	$F_{u,2^\circ;2.5mm}$	$F_{u,2^\circ;1.25mm}$	$F_{u,1^\circ+2^\circ;2.5mm}$	$F_{u,1^\circ+2^\circ;1.5mm}$	$F_{u,1^\circ+2^\circ;1mm}$
911.9	2530	887.6	907	866.9	890.5	884.7	896.2	886.7
-	277%	97.3%	99.5%	95.1%	97.7%	97%	98.3%	97.2%

MODELLAZIONE NUMERICA

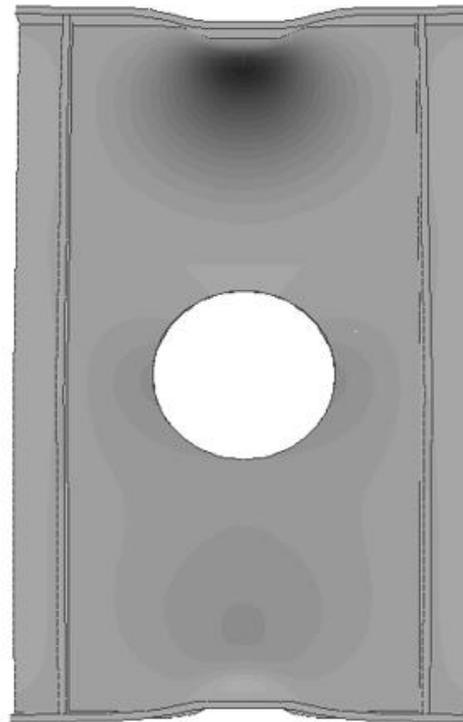
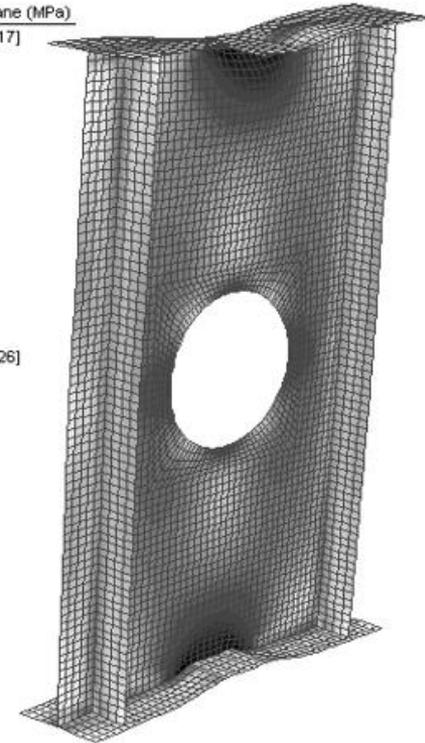
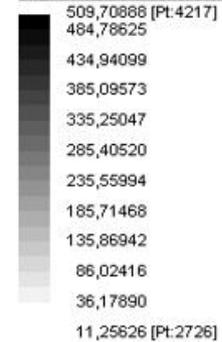


Plate Stress: VM Mid plane (MPa)



d) specimen 4A

$F_{u,exp}$	F_{cr}	$F_{u,1^{\circ};2.5mm}$	$F_{u,2^{\circ};2.5mm}$	$F_{u,1^{\circ}+2^{\circ};5mm}$	$F_{u,1^{\circ}+2^{\circ};2.5mm}$	$F_{u,3^{\circ};2.5mm}$	$F_{u,5^{\circ};2mm}$	$F_{u,5^{\circ};1mm}$
883.5	2943	894.5	884.5	860.1	888.8	847.3	860	890.4
-	333 %	101.2 %	100.1 %	97.4 %	100.6 %	95.9 %	97.3 %	100.8 %

MODELLAZIONE NUMERICA

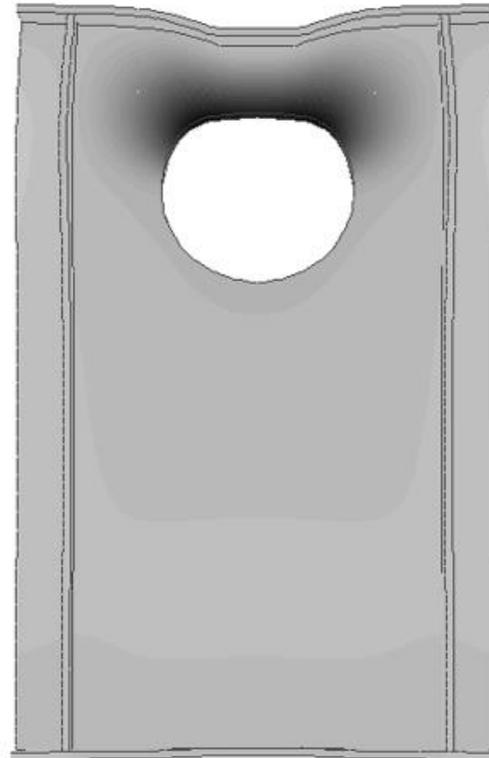
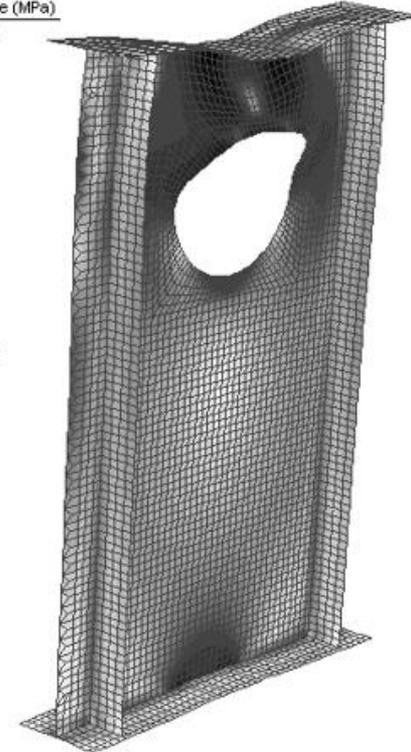
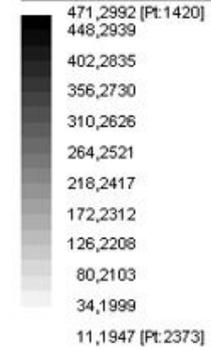


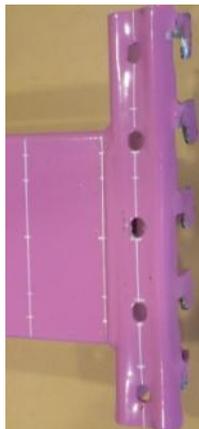
Plate Stress: VM Mid plane (MPa)



e) specimen 5A

$F_{u,exp}$	F_{cr}	$F_{u,1^{\circ};5mm}$	$F_{u,1^{\circ};3.5mm}$	$F_{u,1^{\circ};2mm}$	$F_{u,3^{\circ};1.25mm}$	$F_{u,5^{\circ};5mm}$	$F_{u,5^{\circ};2mm}$	$F_{u,5^{\circ};1mm}$
695.9	2150	675.2	686.4	695.9	762.3	673.1	695.2	701.5
-	309 %	97 %	98.6 %	100 %	109.5 %	96.7 %	99.9 %	100.8 %

PROFILI SAGOMATI A FREDDO



PROFILI SAGOMATI A FREDDO

STEEL FRAMING

ROOF



TRUSSES



PROFILI SAGOMATI A FREDDO

WALL PARTITION



PROFILI SAGOMATI A FREDDO



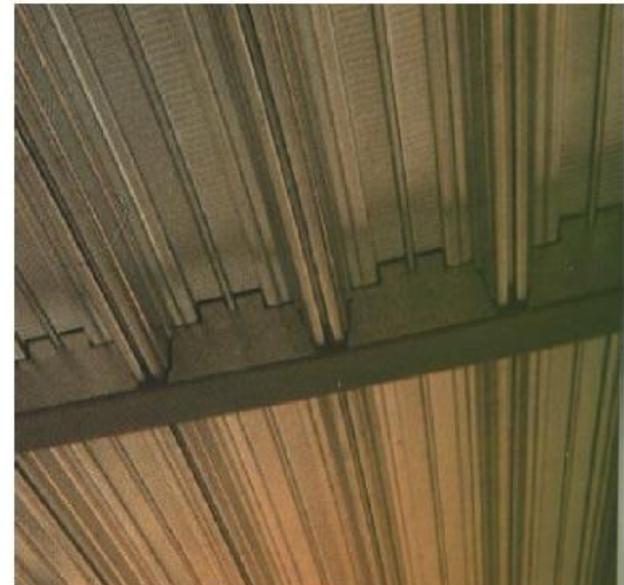
LARGE PANELS FOR HOUSING



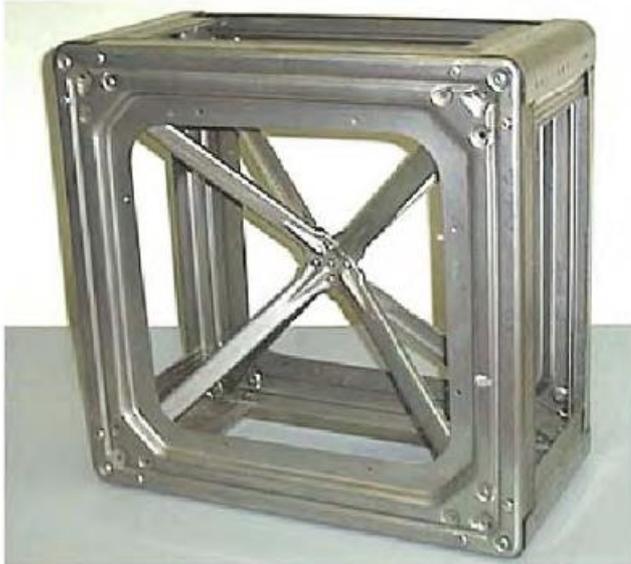
PROFILI SAGOMATI A FREDDO

FLOOR DECKING

FLOOR JOISTS



PROFILI SAGOMATI A FREDDO



BRICKS



PROFILI SAGOMATI A FREDDO

STEEL STORAGE PALLET
RACKS



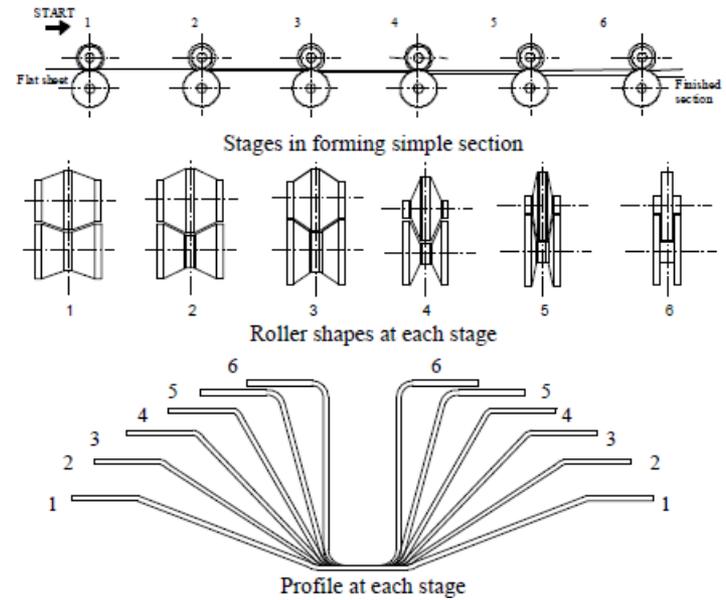
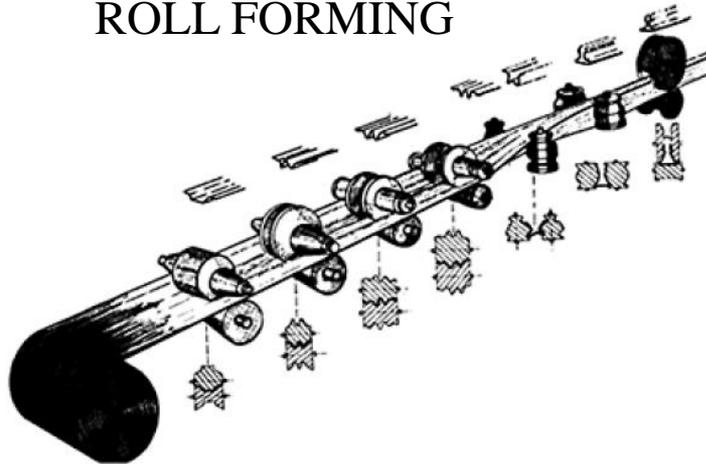
PROFILI SAGOMATI A FREDDO

STEEL COILS



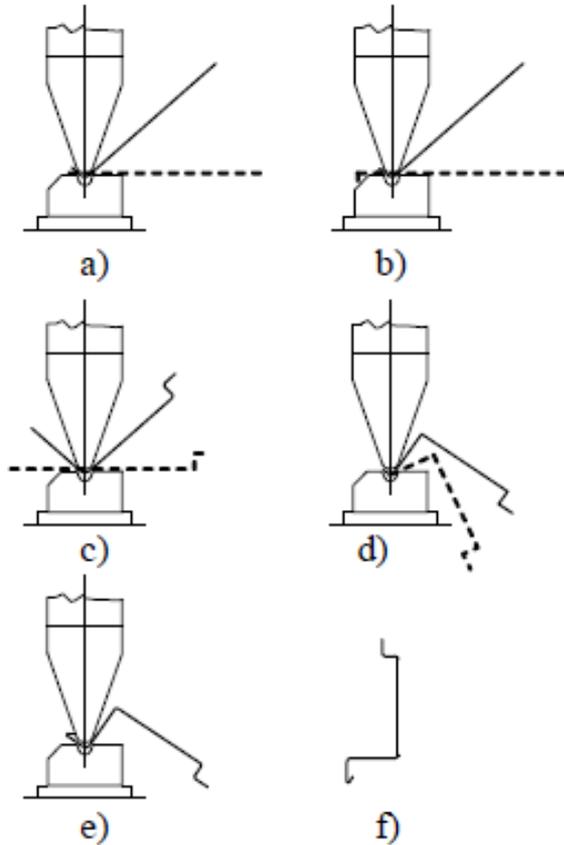
PROFILI SAGOMATI A FREDDO

ROLL FORMING



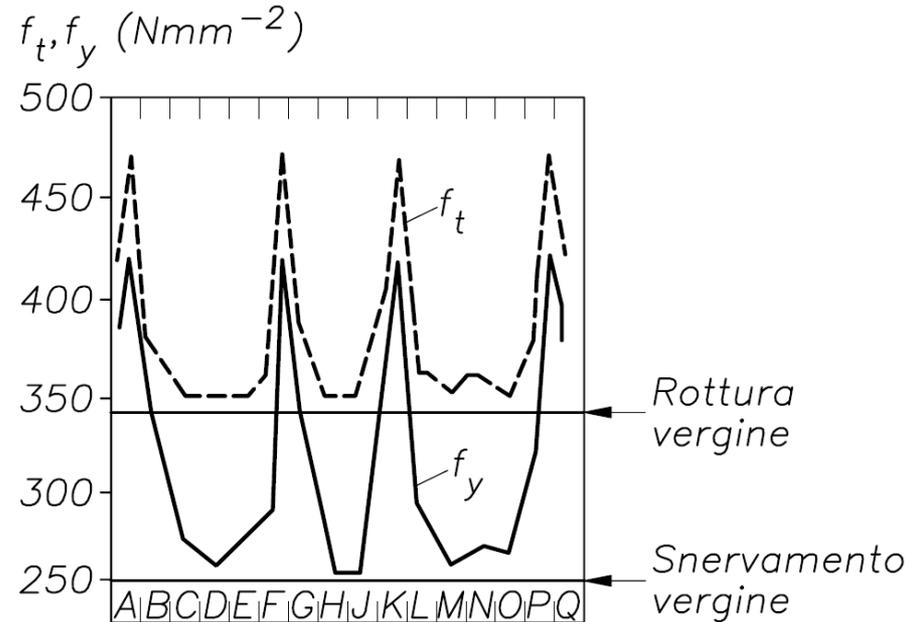
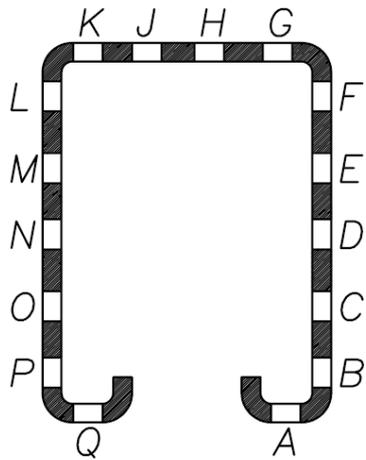
PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PRESS BRAKING



PROFILI SAGOMATI A FREDDO

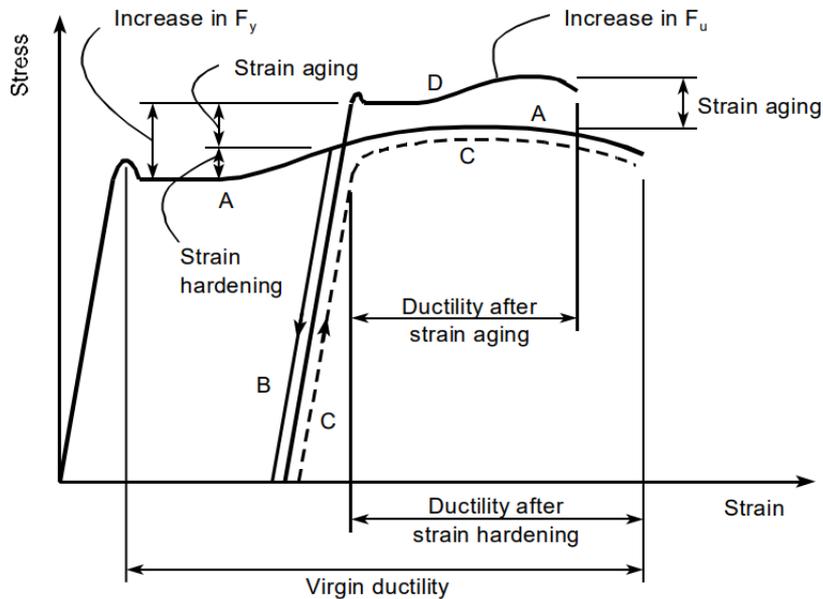
RESISTENZA DEL MATERIALE



Mediante piegatura vengono alterate le caratteristiche meccaniche del materiale in prossimità delle zone di piega. In queste si ha una deformazione plastica. A titolo di esempio, nella figura, per un profilo a C irrigidito sono riportati i valori della tensione di snervamento (f_y) e di rottura del materiale (f_t) vergine e delle componenti della sezione sagomata. Per queste è evidente un incremento della resistenza del materiale, maggiormente marcato per la tensione di snervamento che per quella di rottura.

PROFILI SAGOMATI A FREDDO

DUTTILITÀ



Il processo di piegatura a freddo di piastre sottili metalliche provoca la plasticizzazione delle zone in cui l'elemento viene piegato. Tale procedimento conferisce al materiale plasticizzato delle deformazioni plastiche permanenti. Conseguentemente si riduce la possibile escursione in campo plastico per cicli di carico successivi.

PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PRESCRIZIONI NORMATIVE

	<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)		$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PRESCRIZIONI NORMATIVE

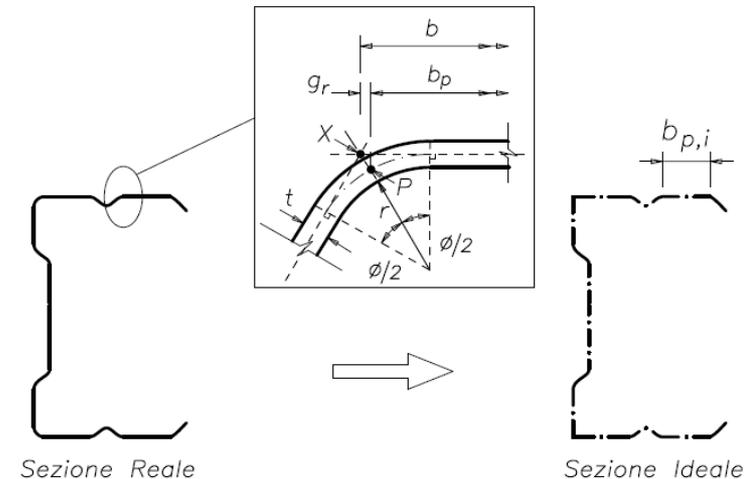
Tabella 12.3 Indicazioni normative sui valori minimi per i raggi di piega interni raccomandati.

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	$0,5 t$	



PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PRESCRIZIONI NORMATIVE

Effetto delle forature

Nel caso degli elementi compressi, devono essere presi in considerazione gli effetti delle forature mediante la relativa metodologia di prova prevista dal presente documento. Per gli elementi in trazione deve essere utilizzata la procedura di calcolo seguente.

In caso di fori non sfalsati, la sezione trasversale minima deve corrispondere alla lunghezza della minima sezione ridotta della dimensione dei fori in tutta la sezione trasversale agli angoli destri in direzione della tensione nell'elemento, come illustrato nella figura 13 a).

In caso di fori sfalsati, la sezione trasversale minima deve corrispondere al valore più basso tra quello dato dalla lunghezza della sezione minima calcolata come sopra o quello della sezione trasversale lorda meno le aree trasversali di tutti i fori situati sulle linee a zig-zag che attraversano progressivamente l'elemento meno la quantità $s^2t/(4p)$ per ogni spazio della sequenza di fori, come illustrato nella figura 13 b).

dove:

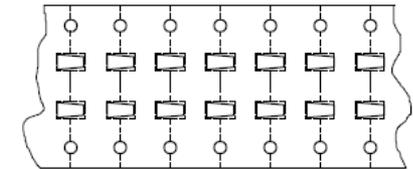
- a) s è il passo sfalsato, ossia lo spazio tra i centri di due fori consecutivi che si trovano lungo la fila, misurato parallelamente all'asse dell'elemento;
- b) p è lo spazio tra gli stessi due fori misurato perpendicolarmente all'asse dell'elemento.

In caso di fessure oblique, la sezione minima deve essere la sezione lorda meno la proiezione della fessura sulla sezione trasversale, come illustrato nella figura 13 c).

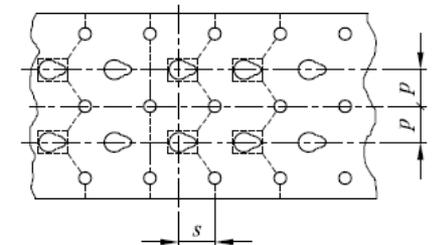
Determinazione della sezione trasversale minima

Legenda

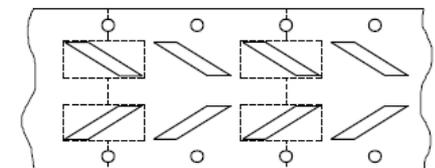
- a) Fori non sfalsati
- b) Fori sfalsati
- c) Fessure oblique



a)



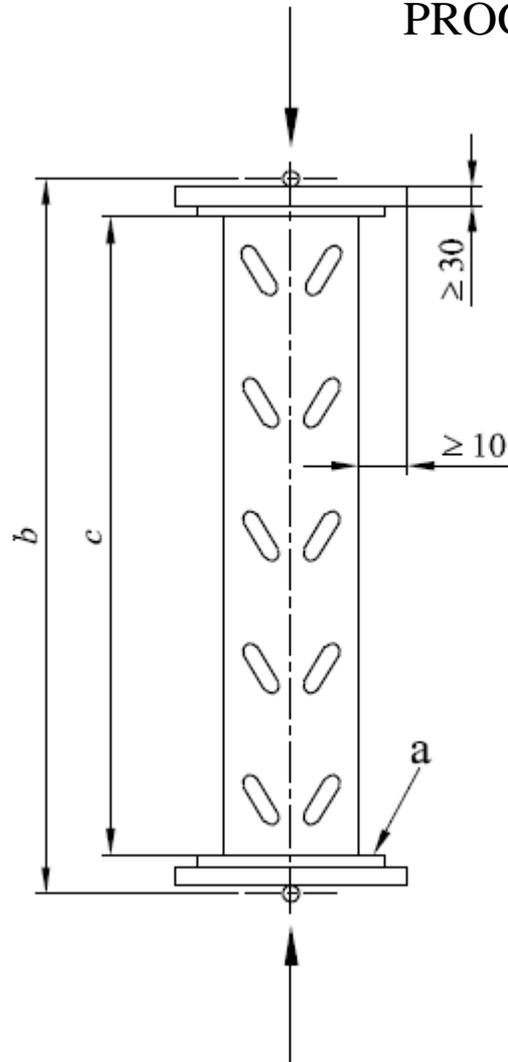
b)



c)

PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PROGETTAZIONE ASSISTITA DA PROVE



Prova a compressione su colonna tozza

Scopo della prova

La prova deve essere utilizzata per osservare l'influenza di fattori come le forature e l'imbozzamento locale sulla resistenza a compressione di una colonna corta. Questa prova non deve essere utilizzata per osservare l'influenza dell'instabilità distorsionale.

Configurazione e metodo di prova - Alternativa 1

Il provino deve essere preparato come indicato di seguito e come illustrato nella figura A.2.

- La sua lunghezza deve essere maggiore del triplo della larghezza piana maggiore della sezione (ignorando gli elementi di irrigidimento intermedi). Deve includere almeno cinque passi di forature;
- deve essere tagliato perpendicolarmente all'asse longitudinale, a metà tra due serie di forature;
- le piastre di base e di sommità devono essere imbullonate o saldate ad ogni estremità del montante tozzo.

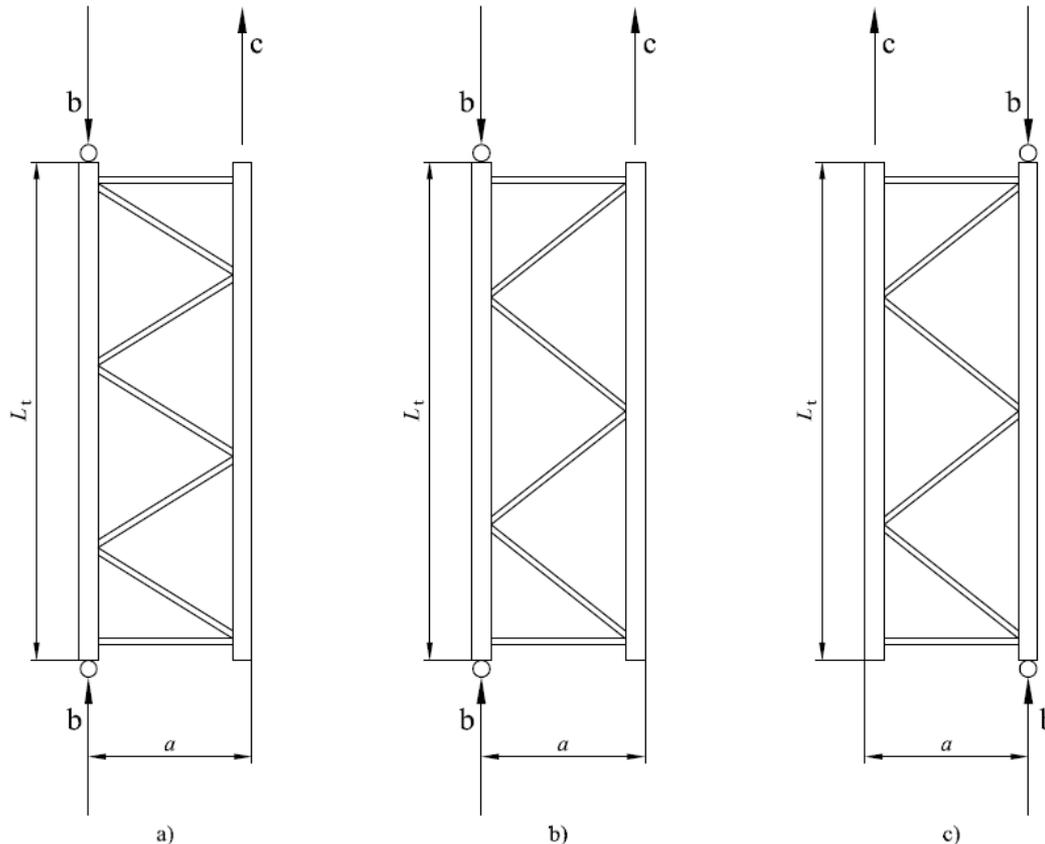
PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PROGETTAZIONE ASSISTITA DA PROVE

Prove di compressione sui montanti - Determinazione delle curve di instabilità

Scopo della prova

Lo scopo della presente prova è determinare la capacità di carico assiale della sezione del montante per una serie di lunghezze efficaci in direzione longitudinale, tenendo conto di tutti gli effetti di instabilità e del vincolo esercitato dalla controventatura, della distanza tra i nodi e dei collegamenti ai montanti.



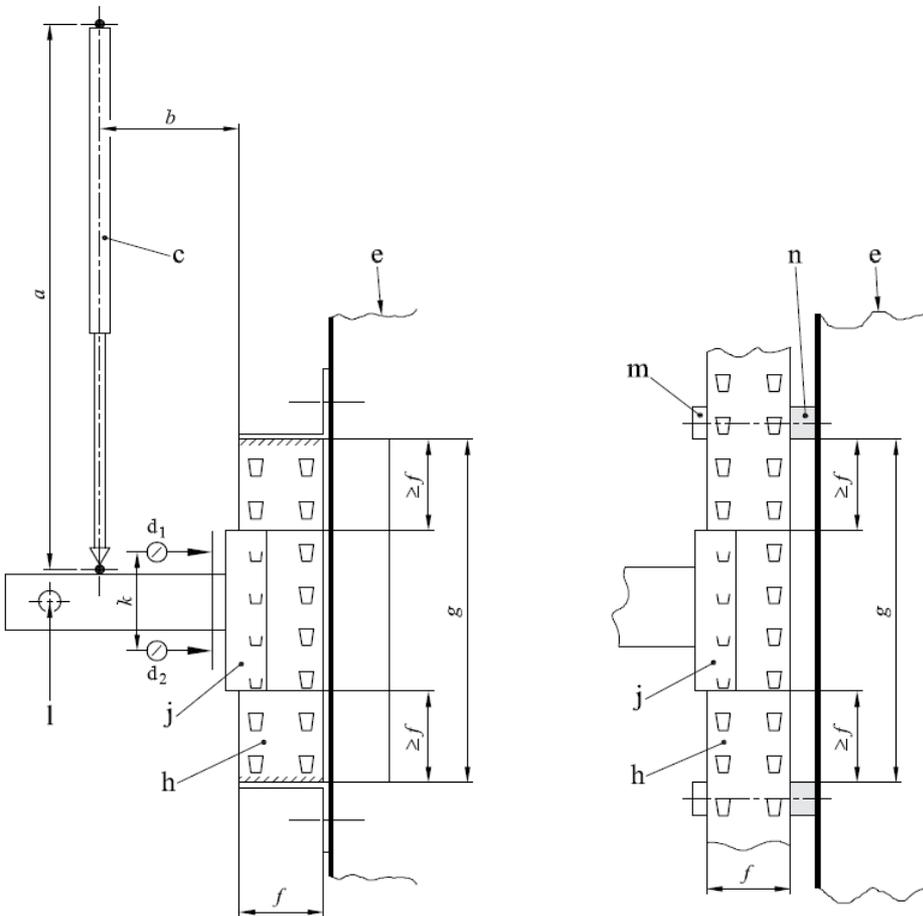
Configurazioni alternative per le prove di compressione sui montanti

Legenda

- a Dimensioni della spalla
- b Carico
- c Peso della spalla supportata in modo indipendente
- L_t Lunghezza di instabilità

PROFILI SAGOMATI A FREDDO

PROGETTAZIONE ASSISTITA DA PROVE



Scopo della prova

Lo scopo della prova è determinare la rigidità e la resistenza a flessione del collegamento di estremità del corrente. Il comportamento strutturale del montante e l'assemblaggio dei collegamenti alle estremità dei correnti è di fondamentale importanza per conoscere il comportamento dell'intera struttura. Questo valore è influenzato da una vasta gamma di fattori, tra cui in particolare:

Legenda

- a* ≥ 750 mm
- b* 400 mm
- c* Manichetta di carico
- d* Dispositivi di misurazione
- e* Struttura del banco di prova
- f* Larghezza della faccia del montante
- g* Lunghezza del provino
- h* tronco di colonna
- j* Collegamento all'estremità del corrente:
- k* Distanza dei dispositivi di misurazione
- l* Vincolo laterale che consente l'inflessione verticale
- m* Morsetto
- n* Blocco distanziatore

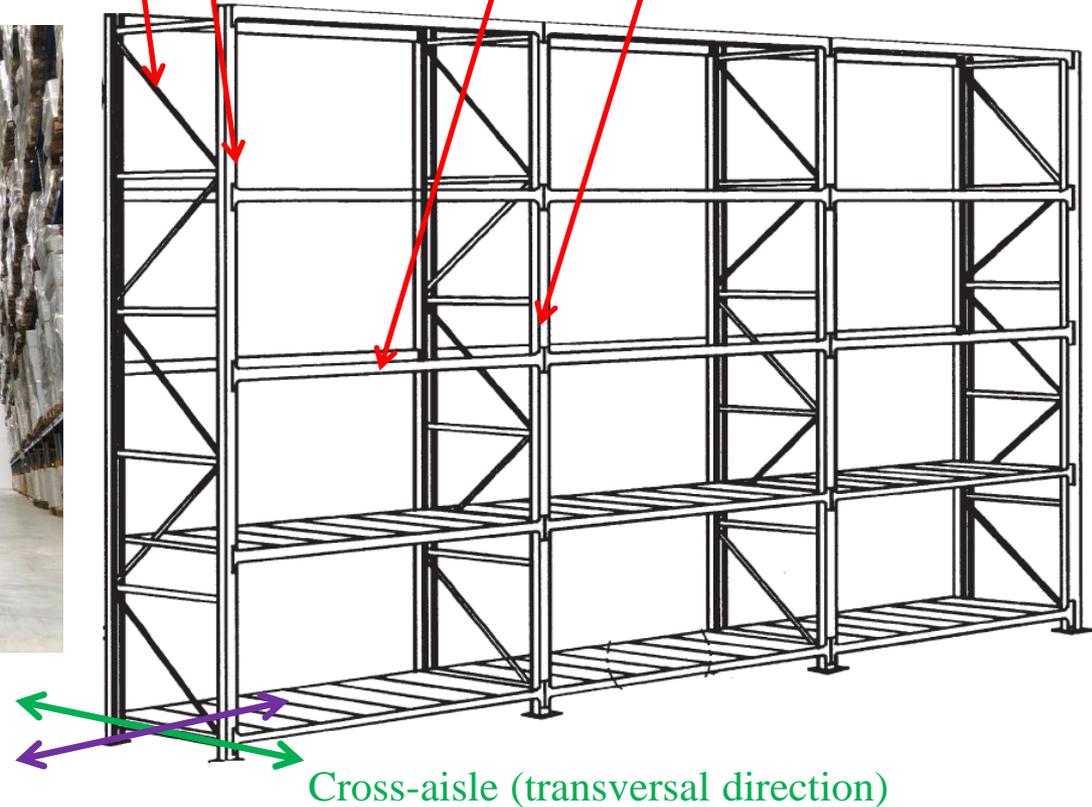
ASPETTI SPERIMENTALI

Diagonali Scaffalatura industrial realizzata da profili sagomati a freddo

Colonna

Corrente

Connessione



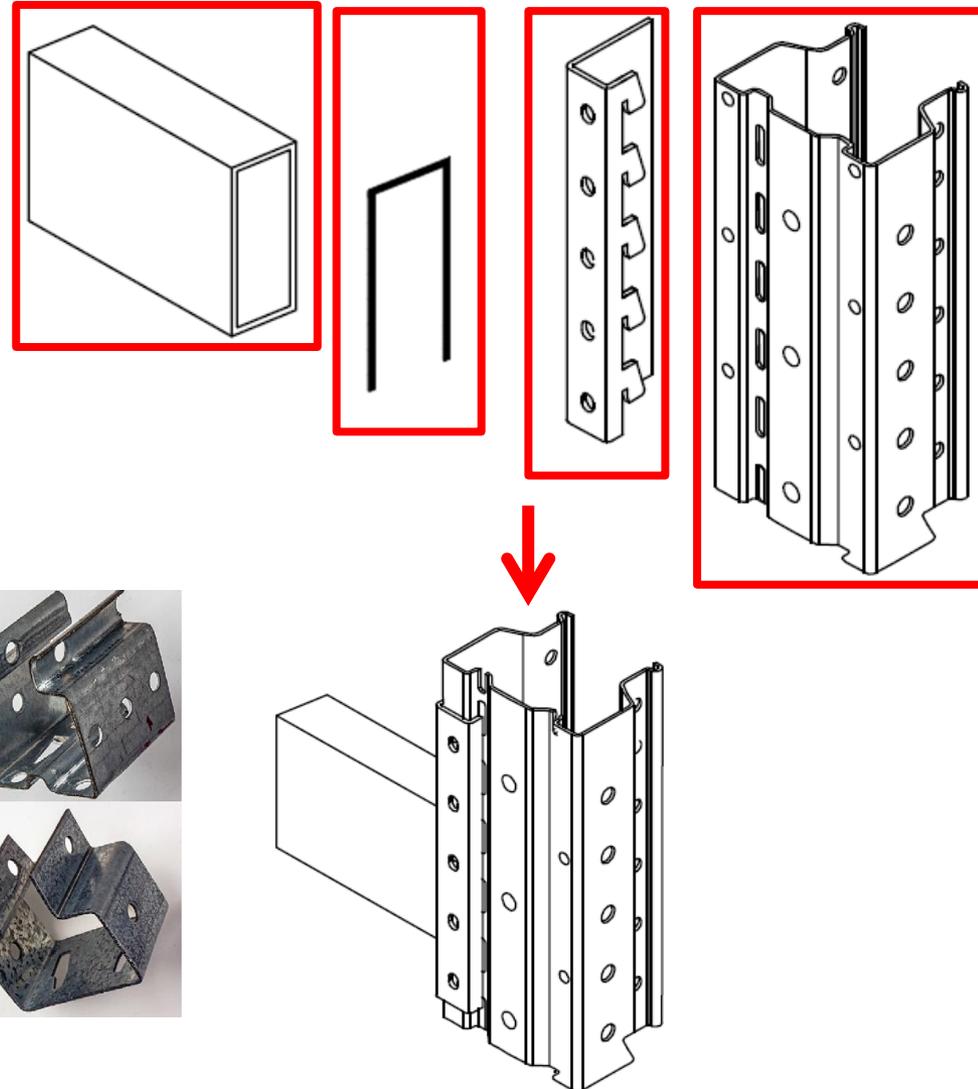
ASPETTI SPERIMENTALI

Corrente a sezione tubolare

Saldature tra corrente e connettore

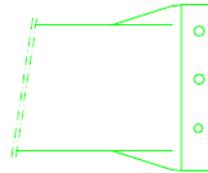
Connettore elemento angolare con with “tabs”

Colonne con sezione aperta mono-simmetrica



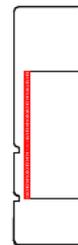
ASPETTI SPERIMENTALI

A

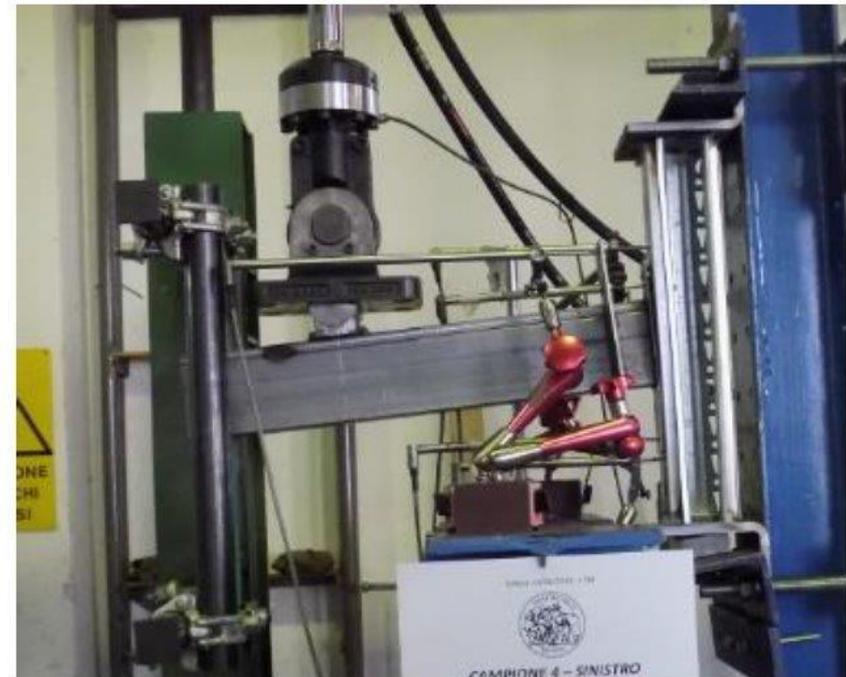
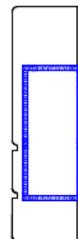


Tipo	Connessione
A	Estremità del corrente ripiegata
B	Doppia saldatura verticale (3.5 mm)
C	Saldatura complete (3.5 mm)

B



C



ASPETTI SPERIMENTALI

Momento nel connettore

$$M = PL$$

Rotazione del
connettore

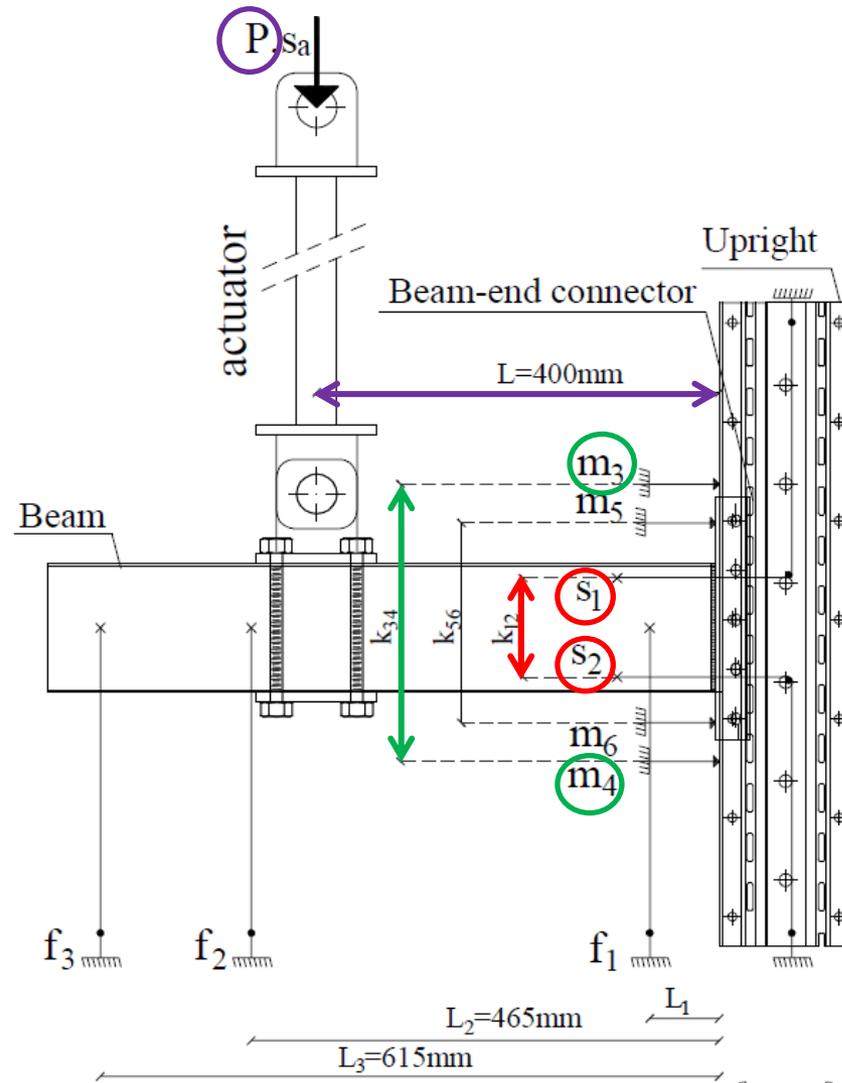
$$\Phi_b = \Phi_{cd} - \Phi_c$$

Rotazione totale della
connessione

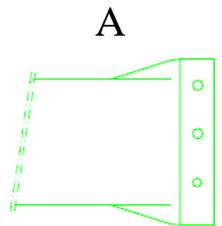
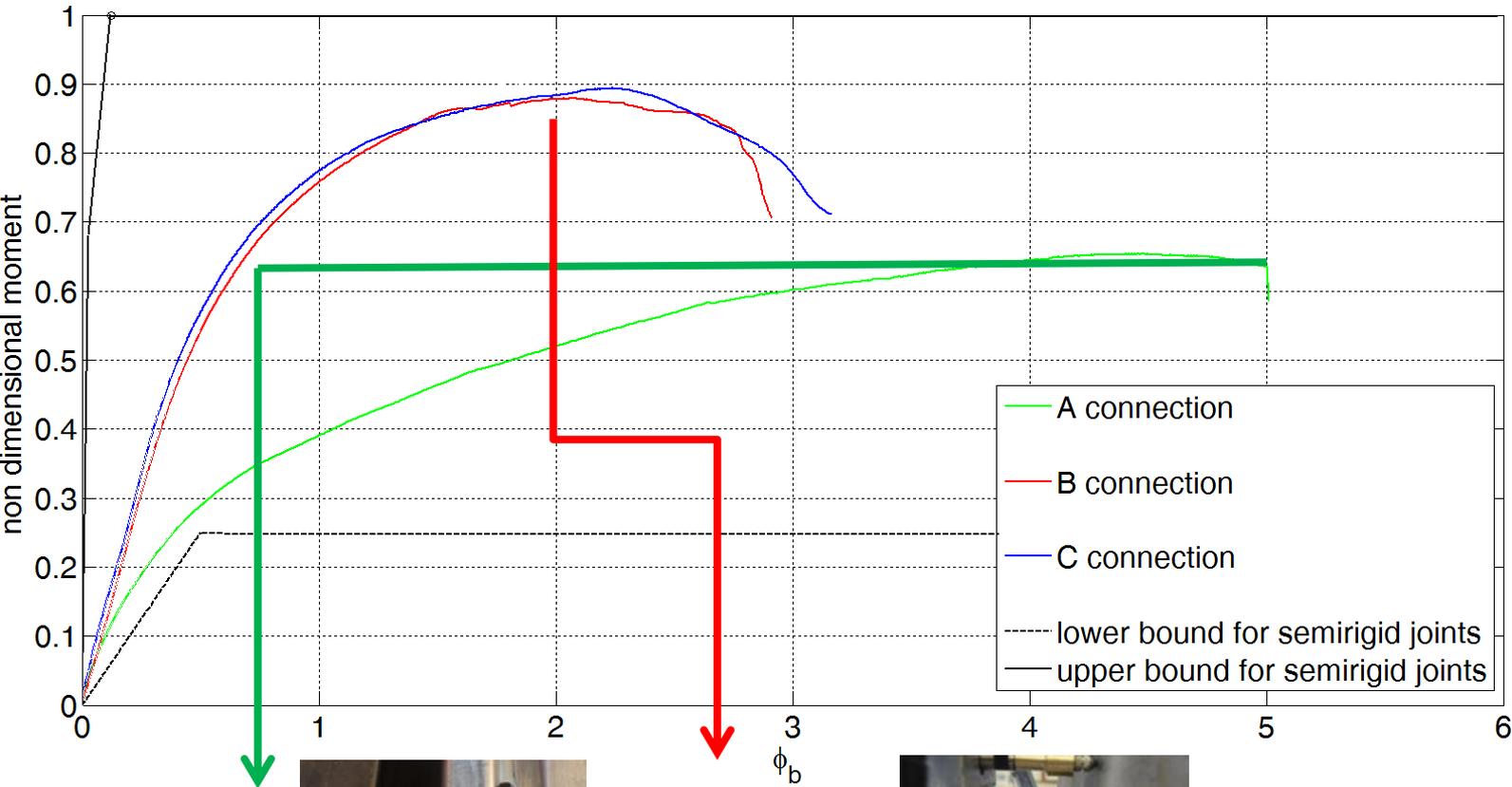
$$\Phi_{cd} = (s_1 - s_2) / k_{12}$$

Contributo dovuto alla
deformabilità della
colonna

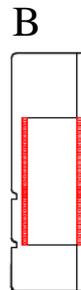
$$\Phi_c = (m_3 - m_4) / k_{34}$$



ASPETTI SPERIMENTALI



A
Punching of
column web

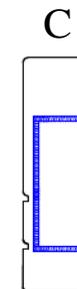
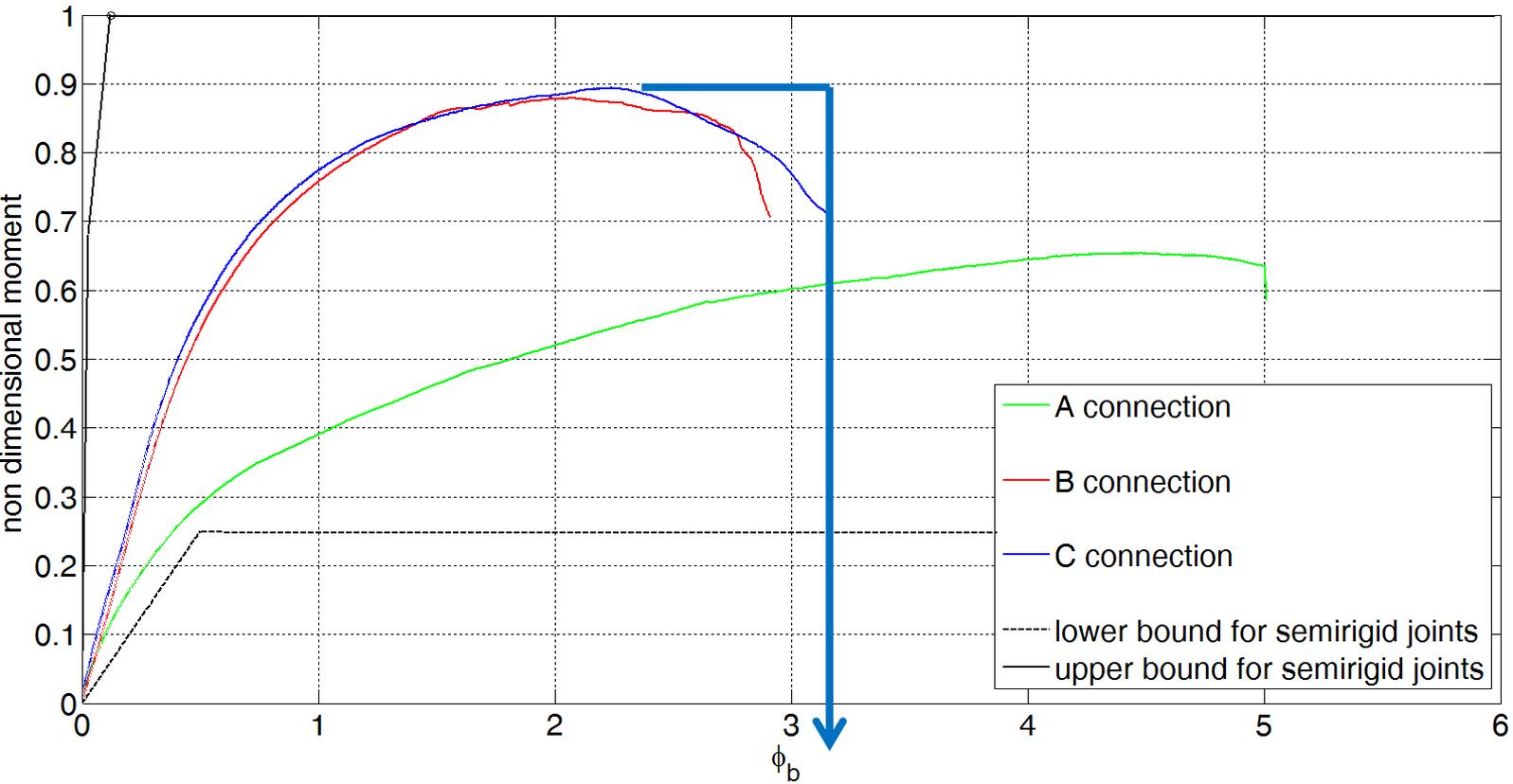


B
Fracture of weld



Proff. M. Orlando e F. Gusella

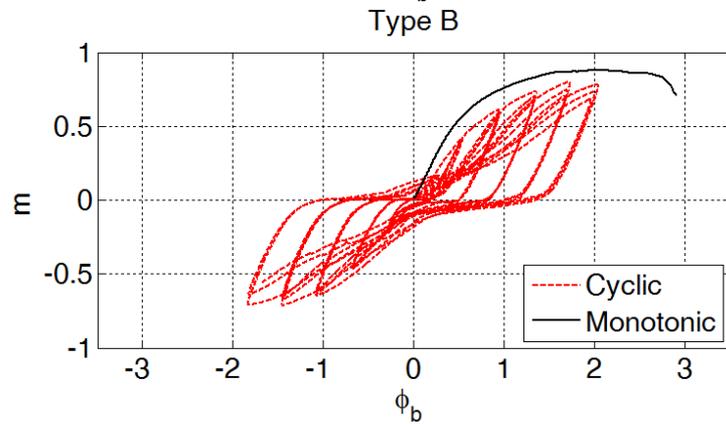
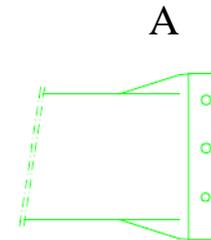
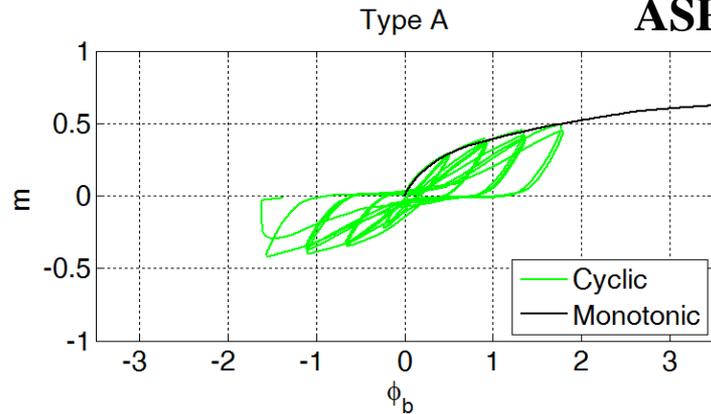
ASPETTI SPERIMENTALI



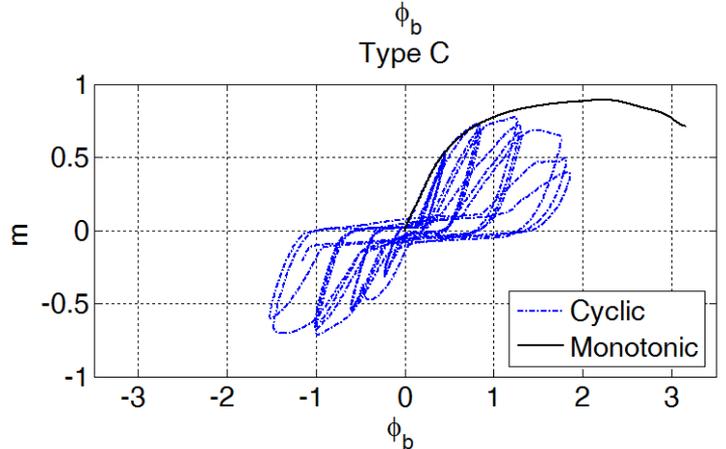
Collapse of tabs

Prof. M. Orlando e F. Gusella

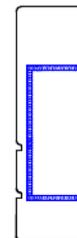
ASPETTI SPERIMENTALI



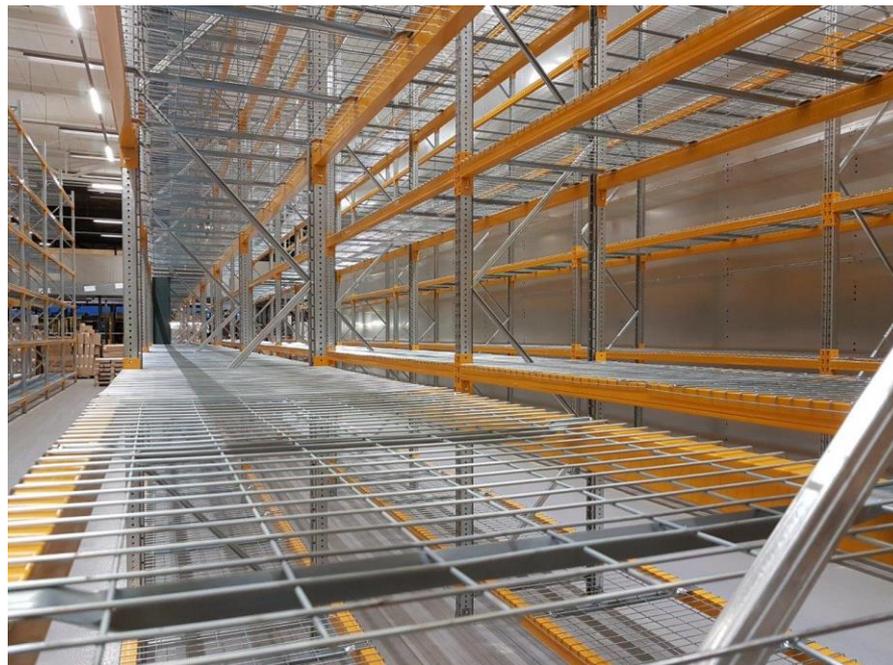
B



C



ASPETTI SPERIMENTALI

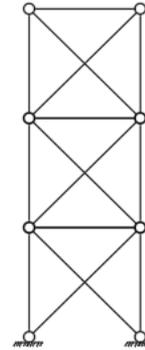


Il comportamento strutturale degli elementi diagonali

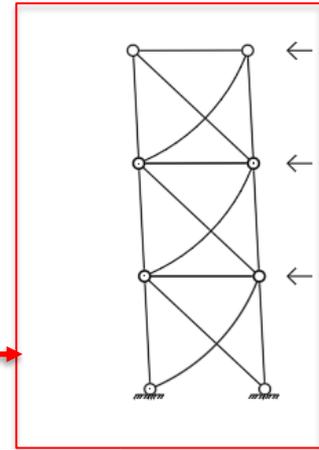
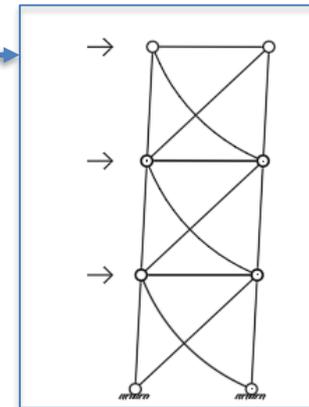
Proff. M. Orlando e F. Gusella

ASPETTI SPERIMENTALI

Snellezza adimensionalizzata $\lambda = \sqrt{\frac{P_{y,k}}{P_{cr}}}$ $1.3 < \lambda \leq 2$



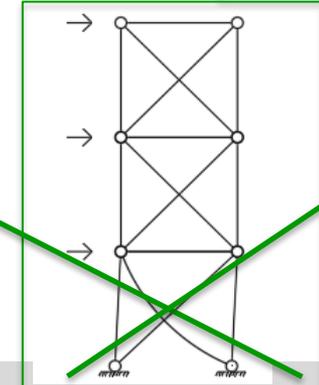
1.3 < λ per evitare il sovraccarico delle colonne nella fase di pre-buckling delle diagonali compresse



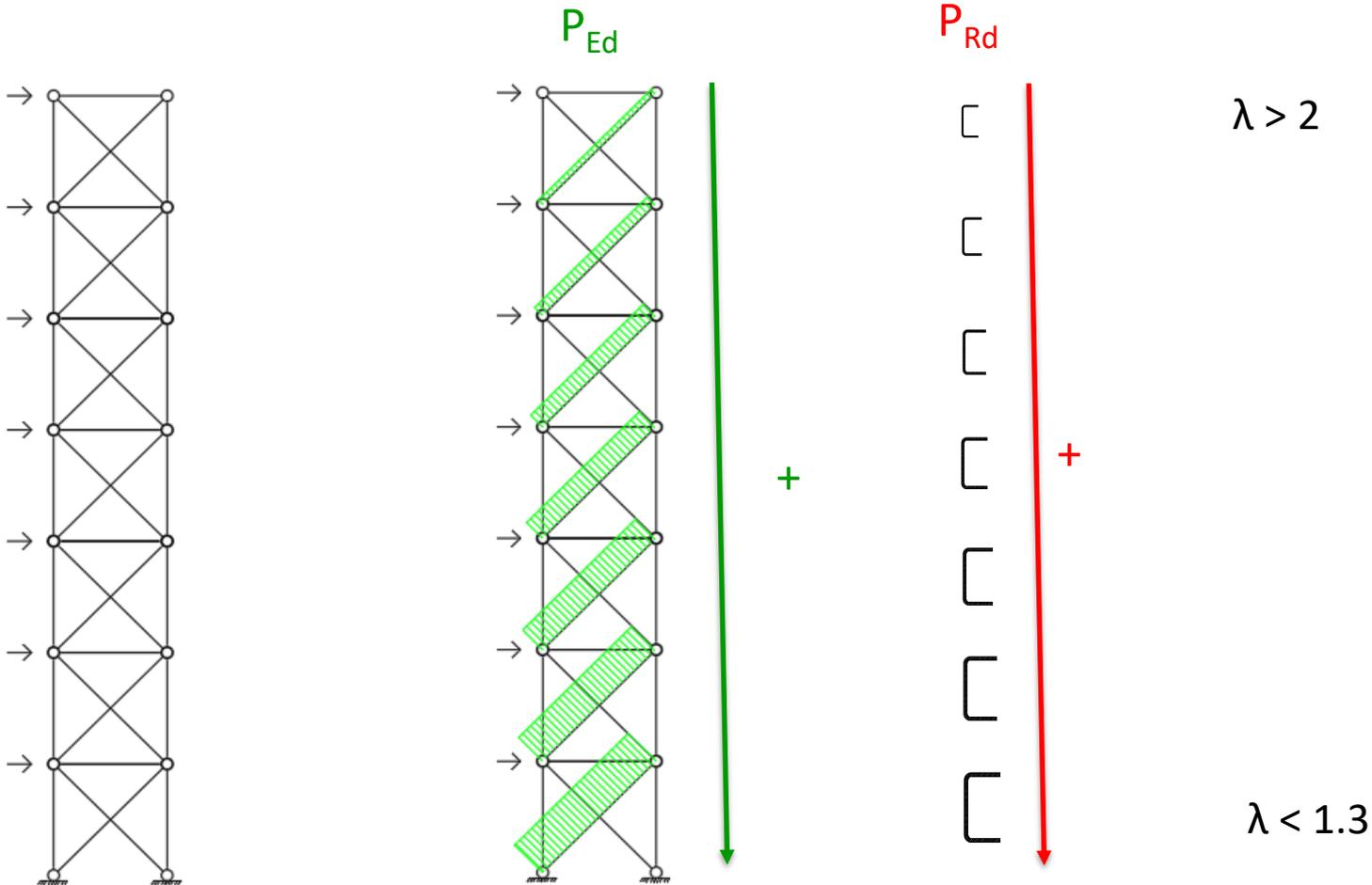
λ ≤ 2 per garantire un comportamento soddisfacente sotto carico ciclico

Coefficiente di sovraseristenza dei diagonali $\Omega_i = P_{pl,Rd,i} / P_{Ed,i}$ $\frac{\Omega_{i,max}}{\Omega_{i,min}} \leq 1.25$

Per consentire un comportamento dissipativo omogeneo delle diagonali su tutta l'altezza della struttura



ASPETTI SPERIMENTALI



ASPETTI SPERIMENTALI

Gli elementi di controvento sono dotati di fori aggiuntivi che funzionano come fusibili.



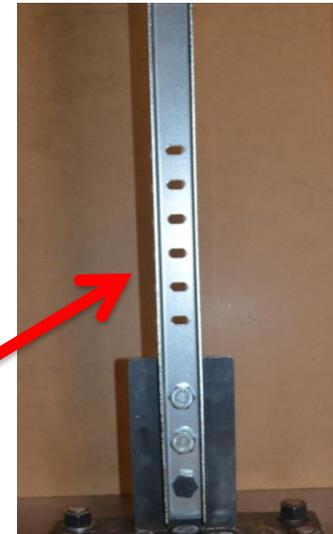
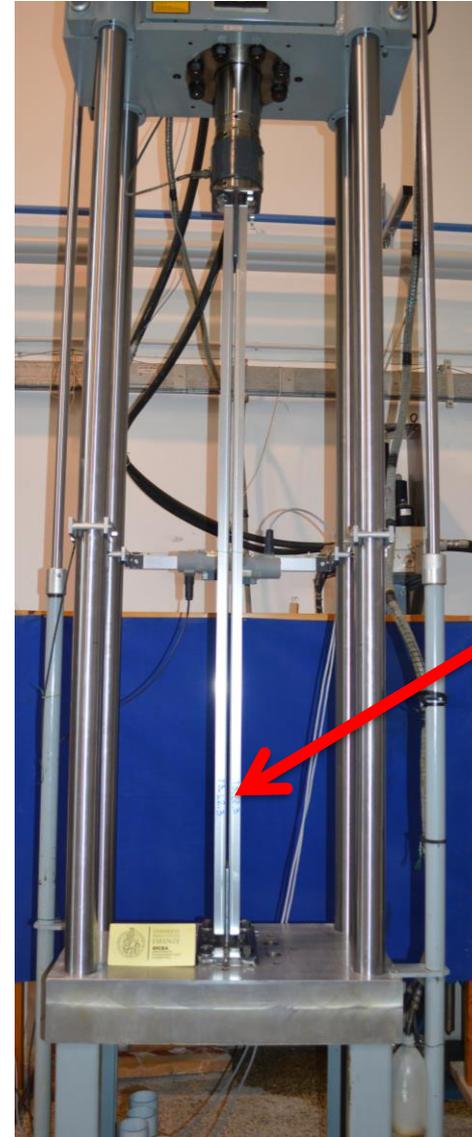
ridurre la differenza tra la forza assiale applicata di progetto $P_{Ed,i}$ e il carico di resistenza $P_{pl,Rd,i}$

$$\Omega_i = P_{pl,Rd,i} / P_{Ed,i} \quad \frac{\Omega_{i,max}}{\Omega_{i,min}} \leq 1.25$$

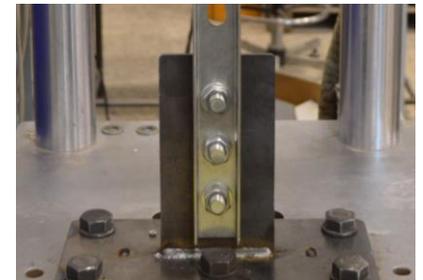
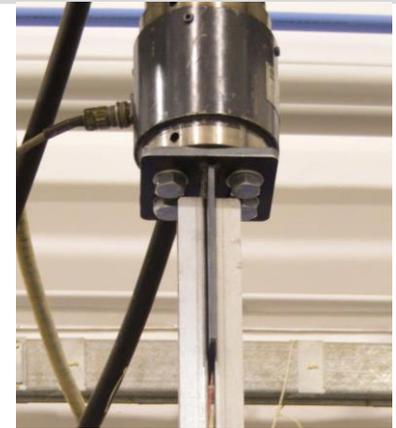
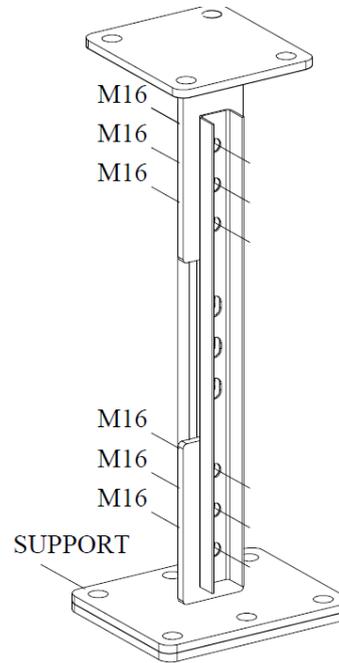
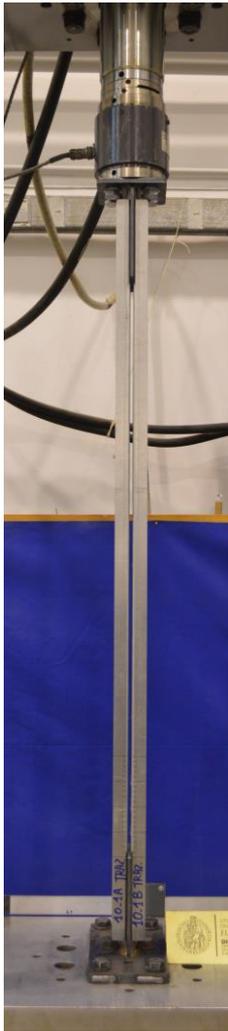


fori, posizionati su una lunghezza limitata dell'elemento, non riducono il carico critico di instabilità globale dell'elemento

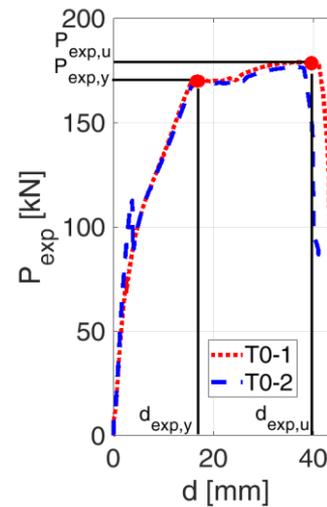
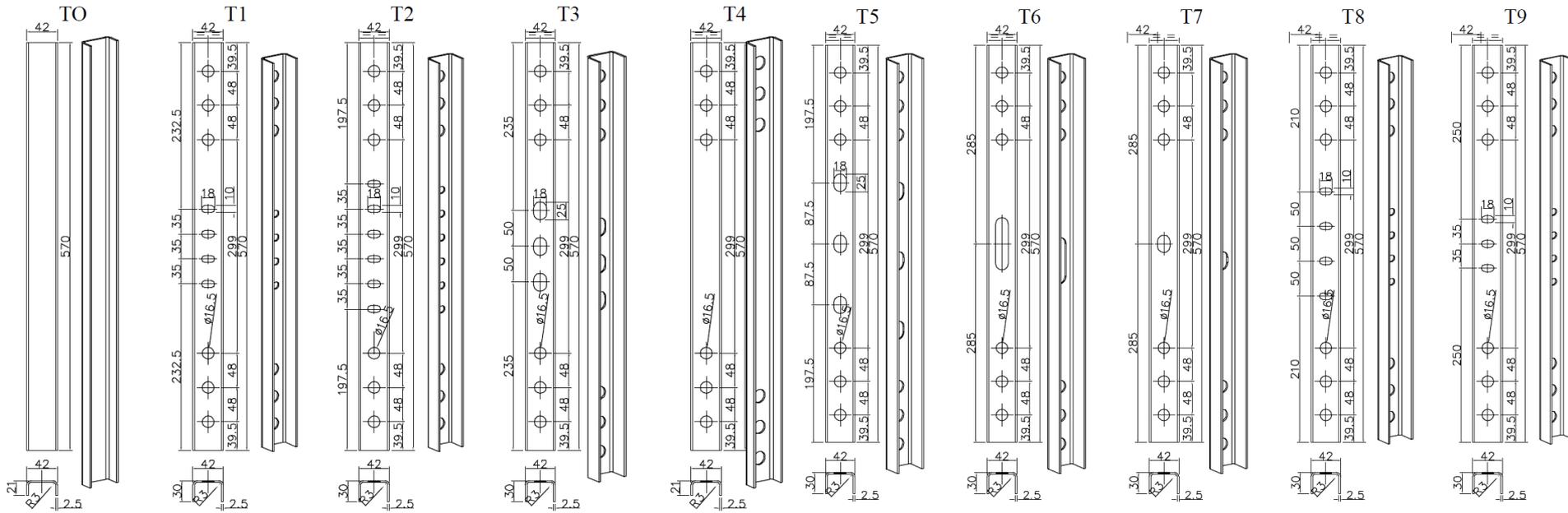
$$\lambda = \sqrt{\frac{P_{y,k}}{P_{cr}}} \quad 1.3 < \lambda \leq 2$$



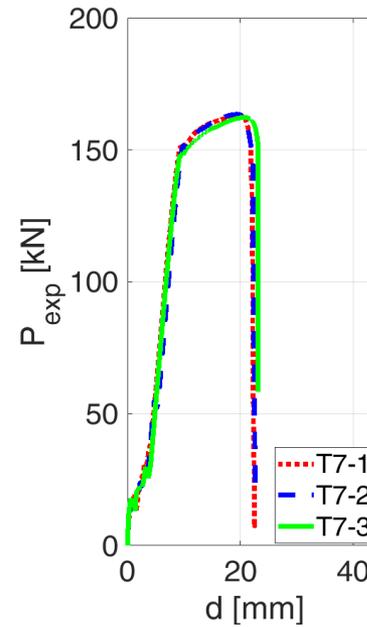
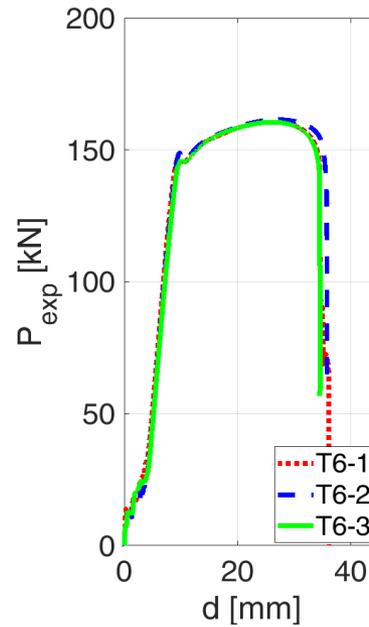
ASPETTI SPERIMENTALI



ASPETTI SPERIMENTALI



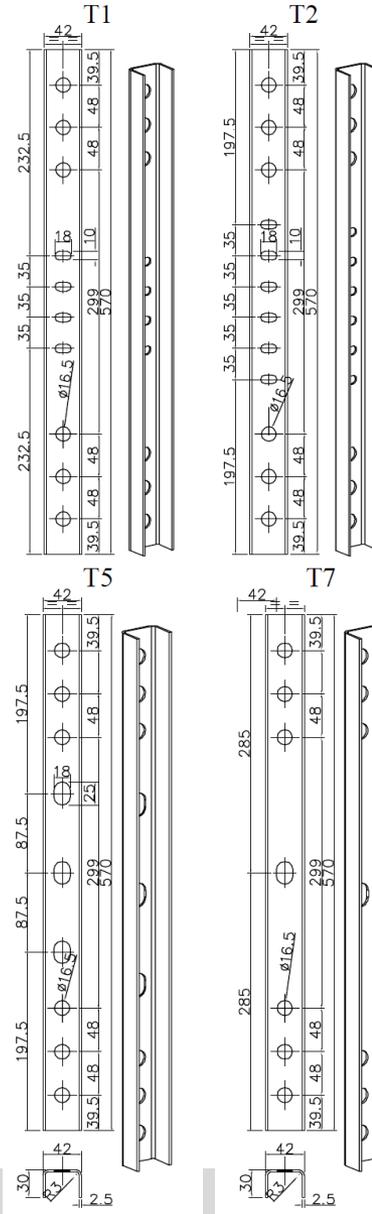
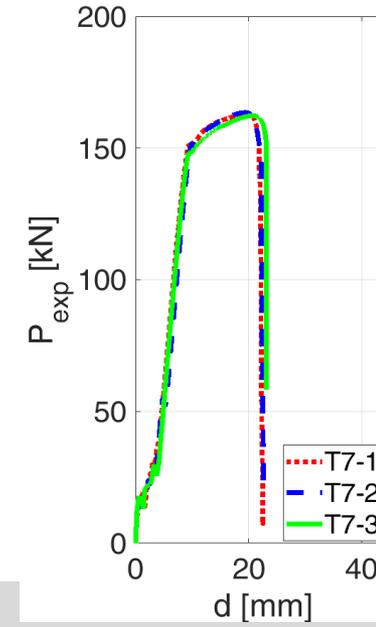
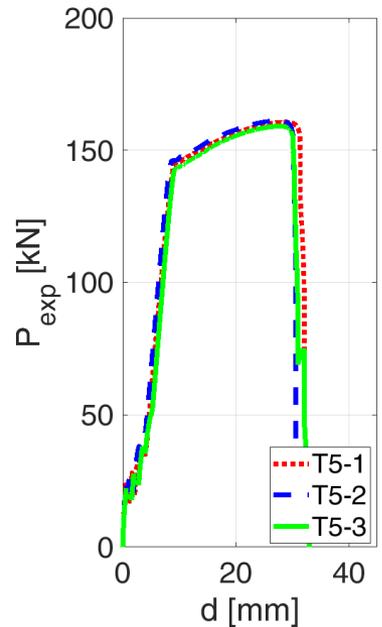
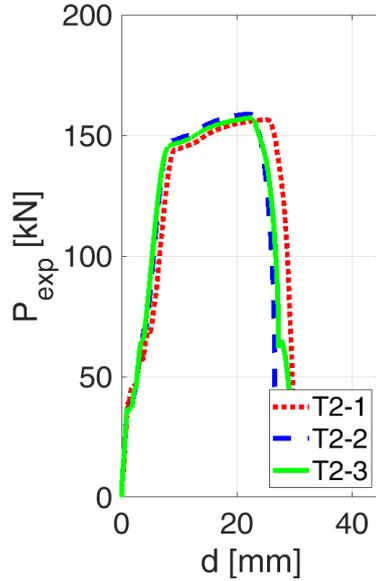
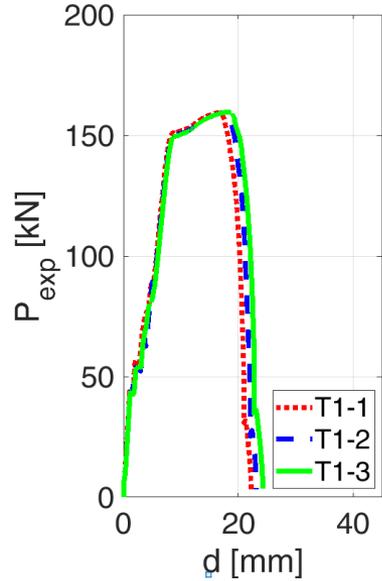
ASPETTI SPERIMENTALI



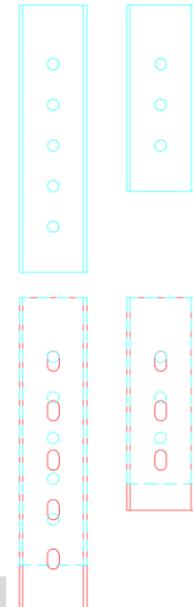
Aumentando le dimensioni dei fori asolati paralleli all'asse dell'elemento, la duttilità aumenta

Proff. M. Orlando e F. Gusella

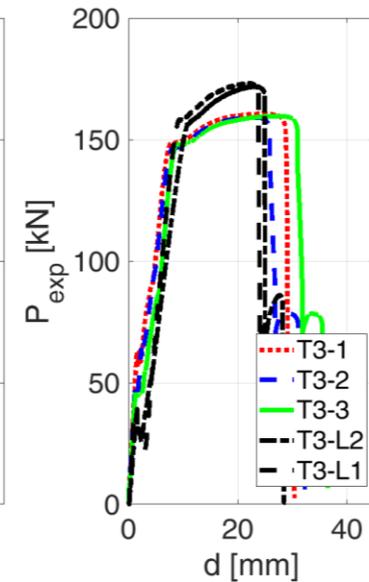
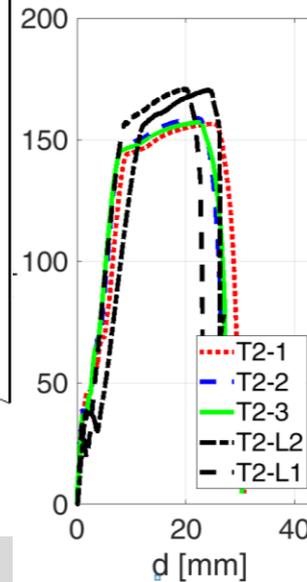
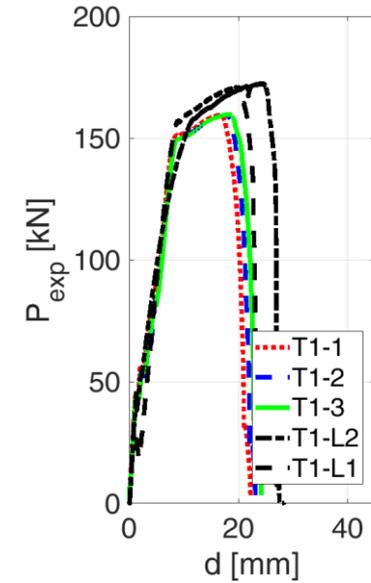
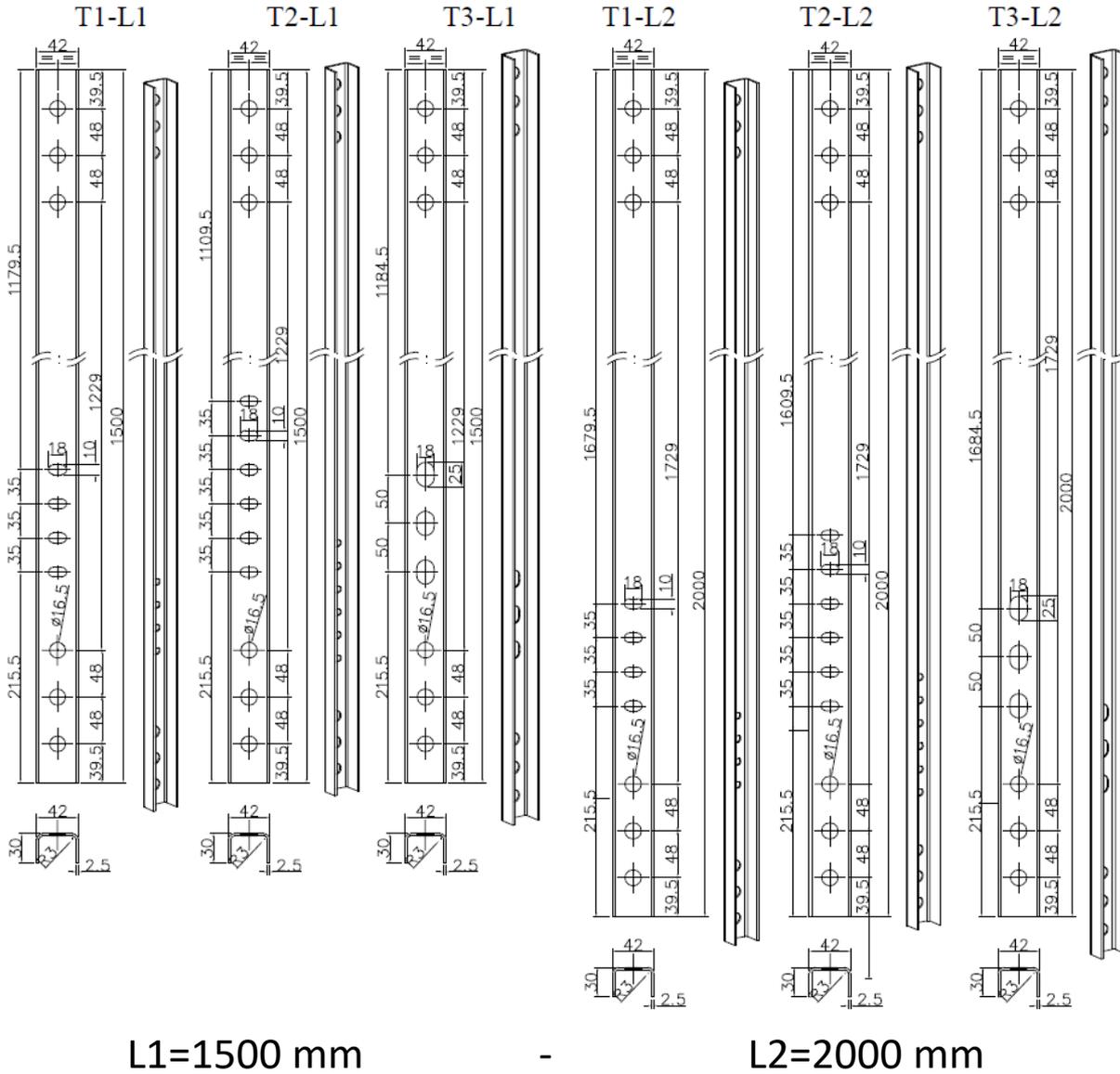
ASPETTI SPERIMENTALI



Un numero elevato di fori
aumenta la duttilità dell'asta

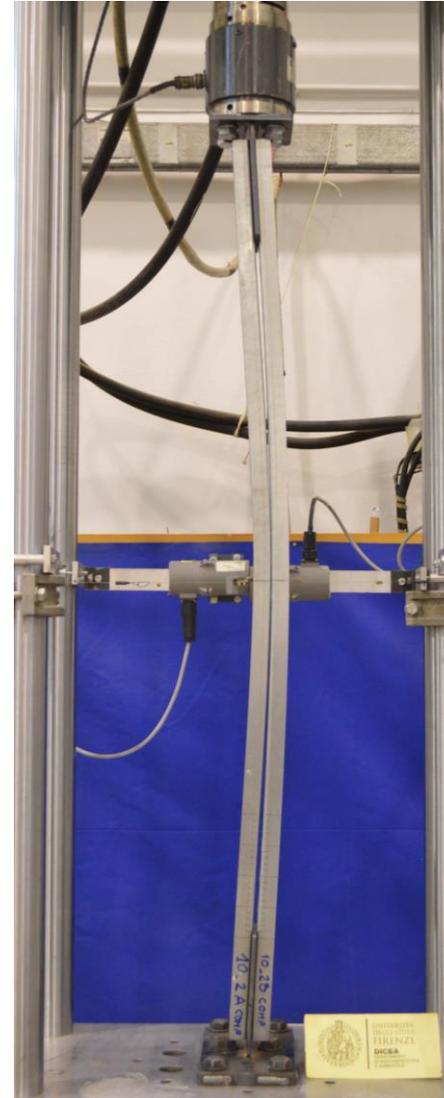
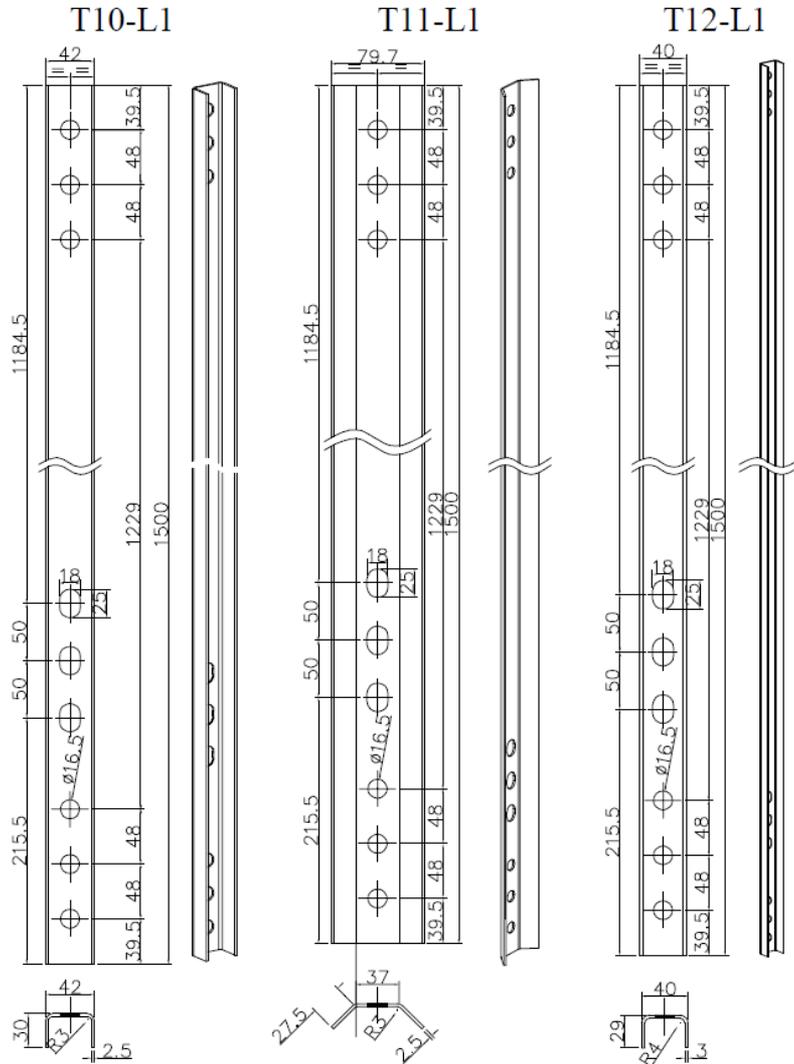


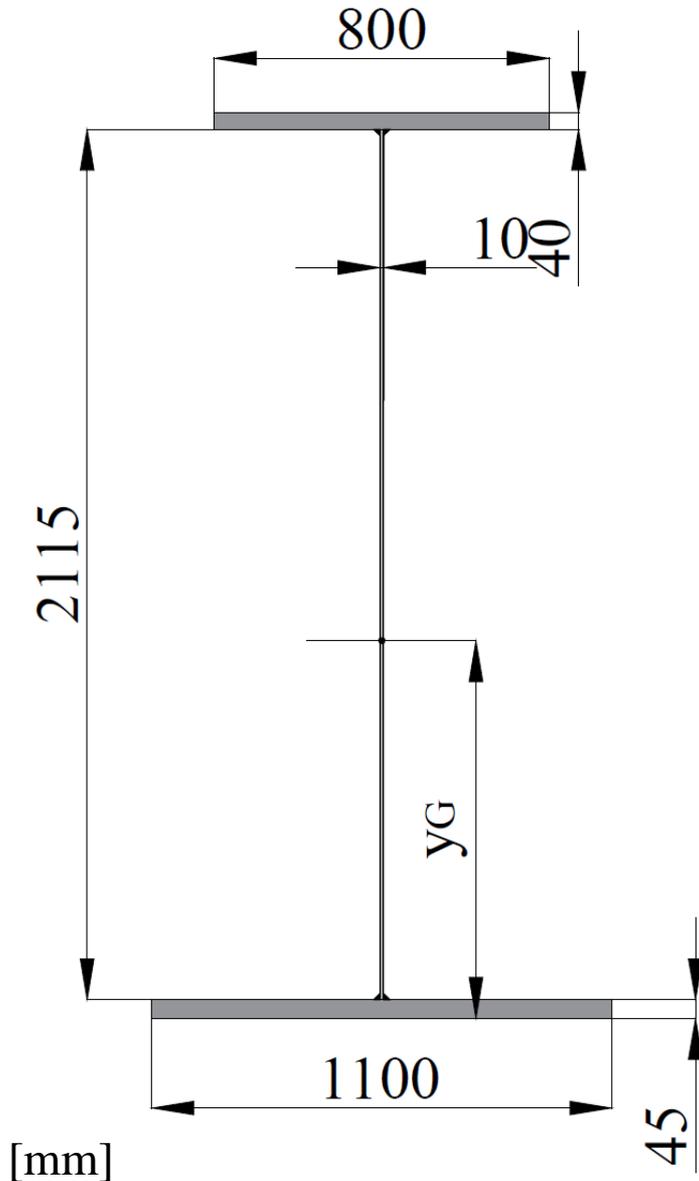
ASPETTI SPERIMENTALI



Proff. M. Orlando e F. Gusella

ASPETTI SPERIMENTALI





APPLICAZIONE: Profilo saldato a «doppio T»
non simmetrico in acciaio S275

STATO DI SOLLECITAZIONE: FLESSIONE

$$y_G = 917,6 \text{ mm}$$

$$I_y = 99276274080.7 \text{ mm}^4$$

APPLICAZIONE

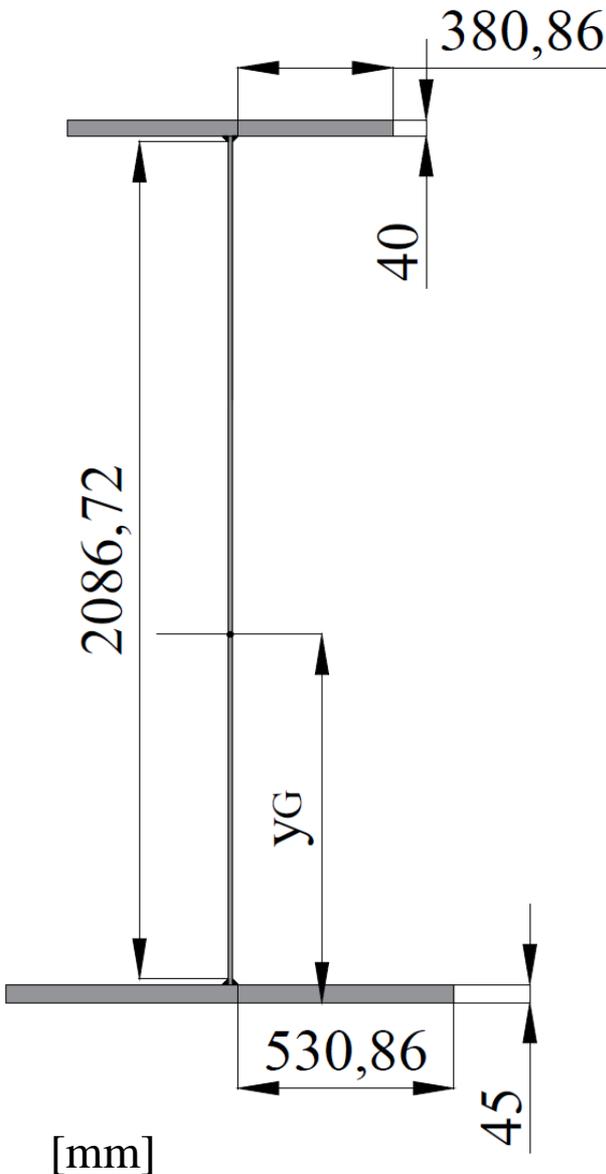
$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = 0.92$$

Ala superiore:
 $c/t=386/40$ (CLASSE 3)

Anima
 $c/t=2086/10$ (CLASSE 4)

Ala inferiore
 $c/t=530/45$ (CLASSE 3)

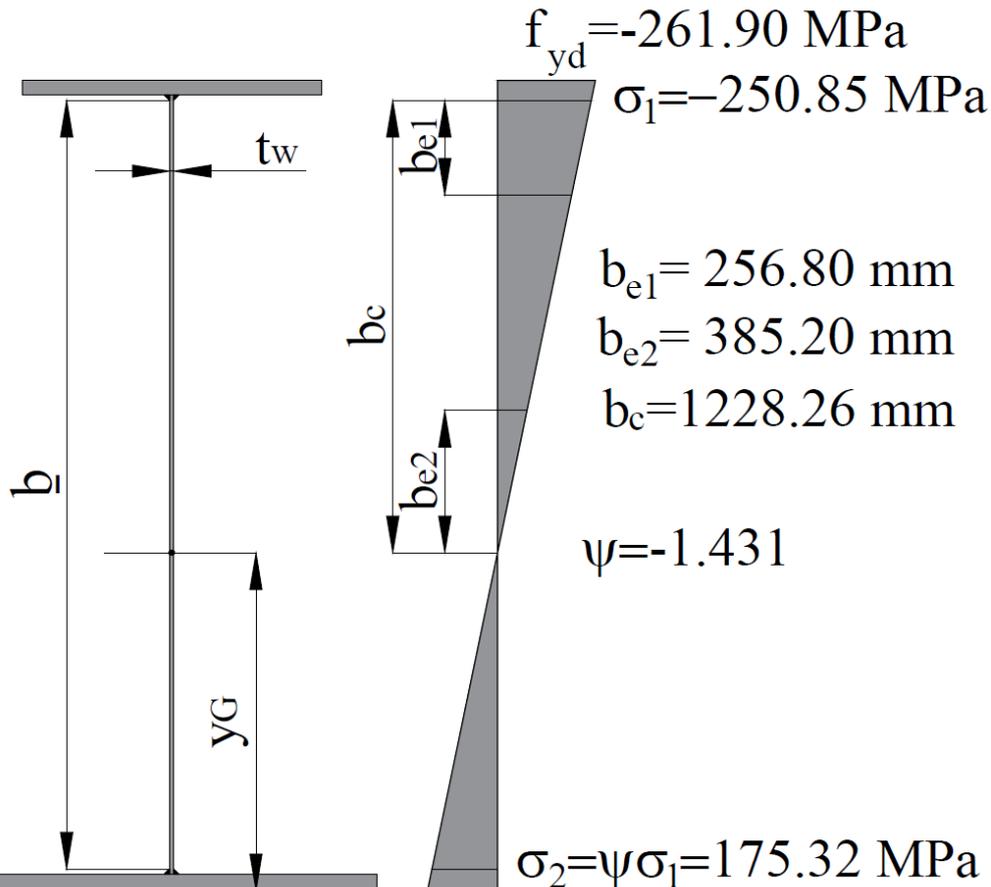
- Classificazione delle ali e dell'anima quindi classificazione della sezione;
- Definizione dei parametri geometrici della sezione lorda.



APPLICAZIONE

Iterazione 1

$$\psi = \frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{-250.85}{175.32} = -1,431$$



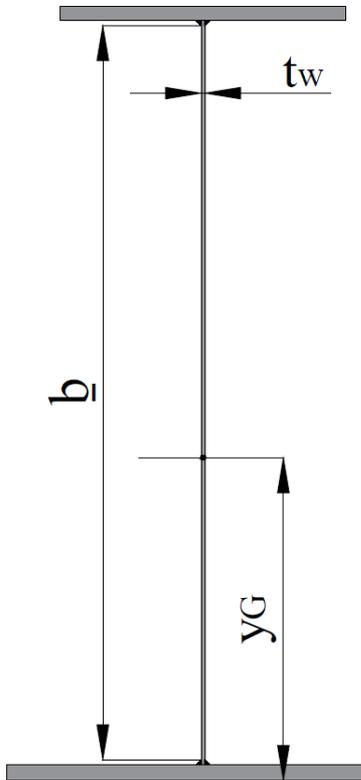
APPLICAZIONE

$$\psi = \frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{-250,85}{175,32} = -1,431$$

Iterazione 1

Tabella C4.2.VIII *Larghezza efficace di pannelli compressi con entrambi i bordi longitudinali irrigiditi*

Distribuzione delle tensioni				Larghezza efficace del pannello		
				$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$ $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 \cdot b_{eff} \quad b_{e2} = 0,5 \cdot b_{eff}$		
				$1 > \psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \geq 0$ $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} \cdot b_{eff} \quad b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} < 0$ $b_{eff} = \rho \cdot \frac{\bar{b}}{1 - \psi}$ $b_{e1} = 0,4 \cdot b_{eff} \quad b_{e2} = 0,6 \cdot b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1,00	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
fattore k_σ	4,00	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98(1 - \psi)^2$



APPLICAZIONE

Iterazione 1

$$\psi = \frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{-250.85}{175.32} = -1.431$$

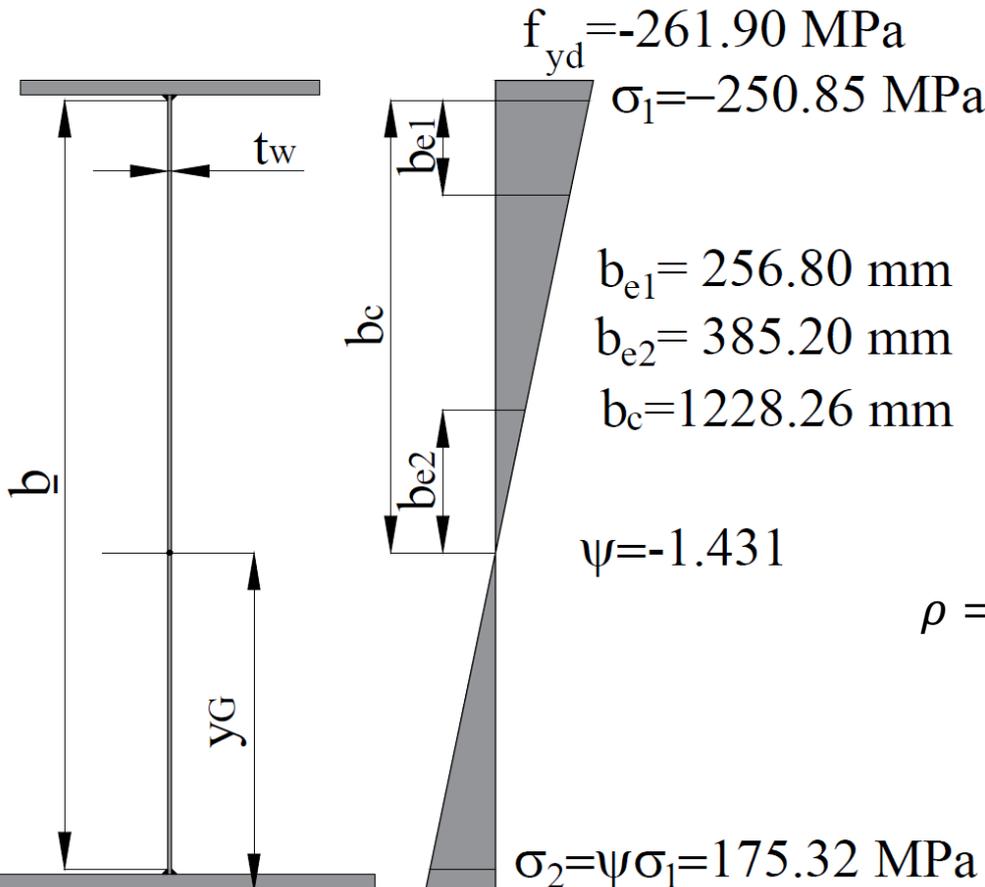
$$k_\sigma = 5.98(1 - \psi)^2 = 35.33$$

$$\lambda_p = \frac{\bar{b}/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = 1.337$$

$$\bar{b} = 380.86 \text{ mm} \quad \varepsilon = 0.92 \quad t = t_w = 10 \text{ mm}$$

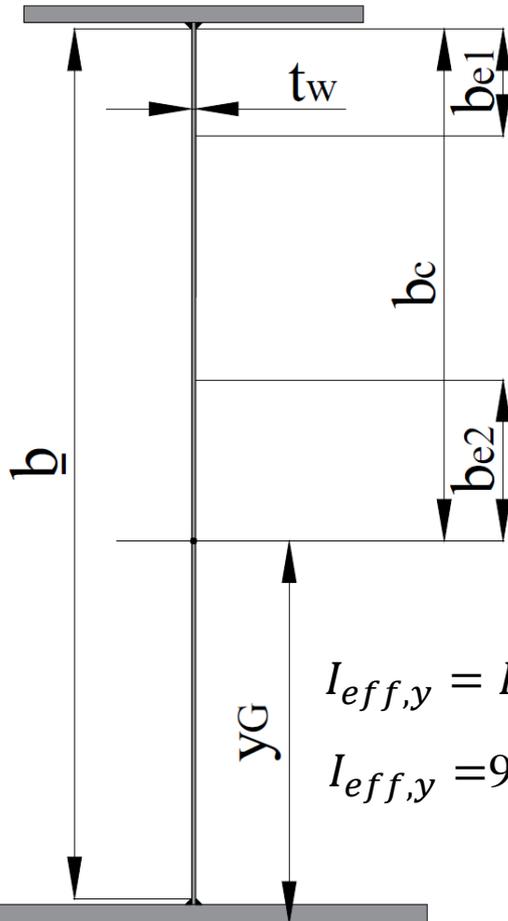
$$\rho = \frac{\lambda_p - 0.055(3 + \psi)}{\lambda_p^2} \geq \frac{1}{\lambda_p} \quad (\lambda_p \geq 0.673)$$

$$\rho = 0.75$$



APPLICAZIONE

Iterazione 1



$$b_{eff} = \rho \frac{b}{1 - \psi} = 642 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = 0,4 b_{eff} = 256,80 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6 b_{eff} = 385,20 \text{ mm}$$

$$A_{eff} = A - (1 - \rho) b_c t = 100485 \text{ mm}^2$$

$$b_c = 1228,26 \text{ mm}$$

$$y'_G = \frac{[(1 - \rho) b_c t_w] [(0,5 - 0,1 \rho) b_c]}{A_{eff}} = 10,63 \text{ mm}$$

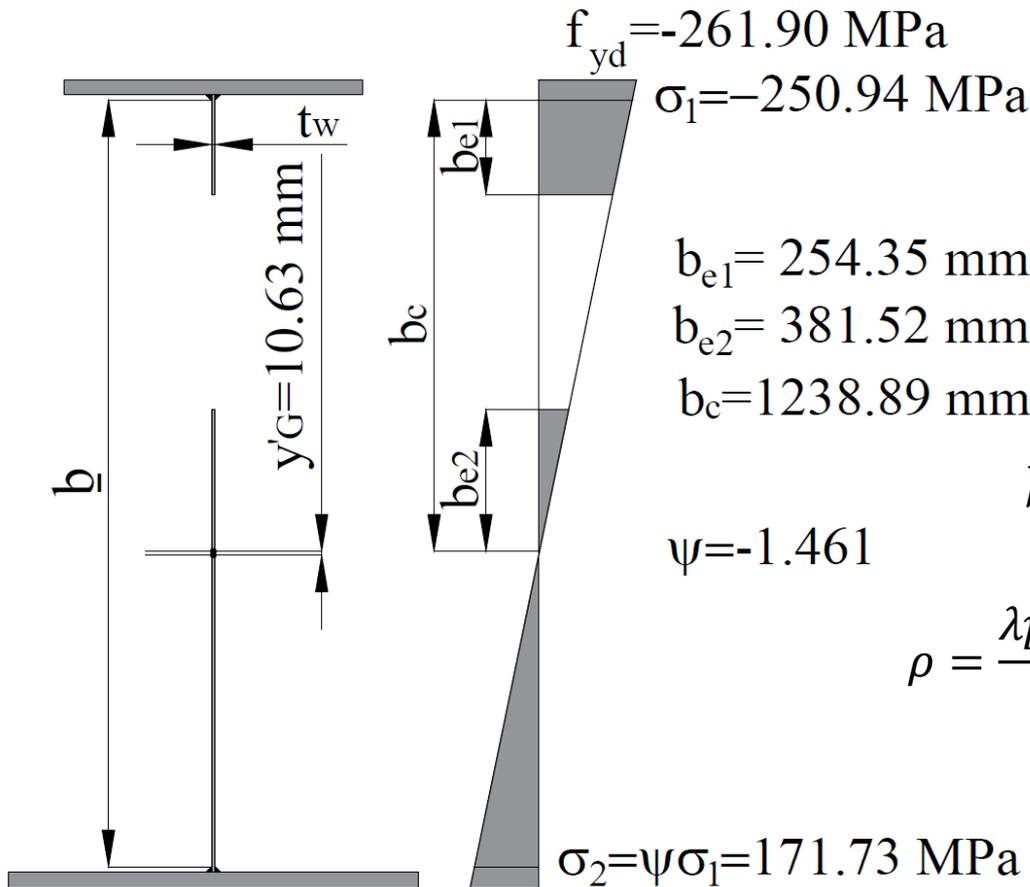
$$I_{eff,y} = I_y - \frac{1}{12} t_w [(1 - \rho) b_c]^3 - [(1 - \rho) b_c t_w] [(0,5 - 0,1 \rho) b_c]^2 + A_{eff} y_G'^2$$

$$I_{eff,y} = 97719270158,98 \text{ mm}^2$$

$$W_{eff,y} = \frac{I_{eff,y}}{y_G + y'_G} = 105274967,08 \text{ mm}^3$$

APPLICAZIONE

Iterazione 2



$$\psi = \frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{-250.94}{175.32} = -1.461$$

$$k_\sigma = 5.98(1 - \psi)^2 = 36.23$$

$$\lambda_p = \frac{\bar{b}/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = 1.321$$

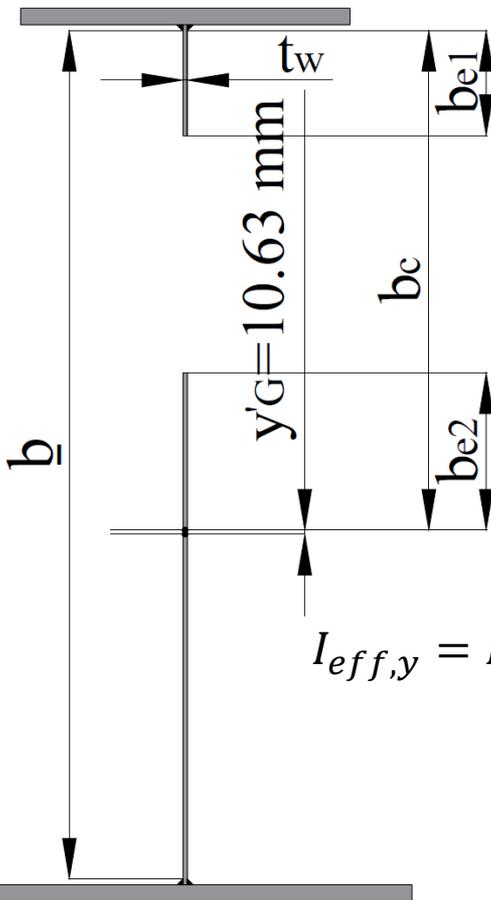
$$\bar{b} = 380.86 \text{ mm} \quad \varepsilon = 0.92 \quad t = tw = 10 \text{ mm}$$

$$\rho = \frac{\lambda_p - 0.055(3 + \psi)}{\lambda_p^2} \geq \frac{1}{\lambda_p} \quad (\lambda_p \geq 0.673)$$

$$\rho = 0.76$$

APPLICAZIONE

Iterazione 2



$$b_{eff} = \rho \frac{b}{1 - \psi} = 635,87 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = 0,4 b_{eff} = 254,35 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6 b_{eff} = 381,52 \text{ mm}$$

$$A_{eff} = A - (1 - \rho) b_c t = 100530 \text{ mm}^2$$

$$b_c = 1238,89 \text{ mm}$$

$$y'_G = \frac{[(1 - \rho) b_c t_w][(0,5 - 0,1\rho) b_c]}{A_{eff}} = 10,28 \text{ mm}$$

$$I_{eff,y} = I_y - \frac{1}{12} t_w [(1 - \rho) b_c]^3 - [(1 - \rho) b_c t_w] [(0,5 - 0,1\rho) b_c]^2 + A_{eff} y_G'^2$$

$$I_{eff,y} = 97690423087,47 \text{ mm}^2$$

$$W_{eff,y} = \frac{I_{eff,y}}{y_G + y'_G} = 105283656,28 \text{ mm}^3$$

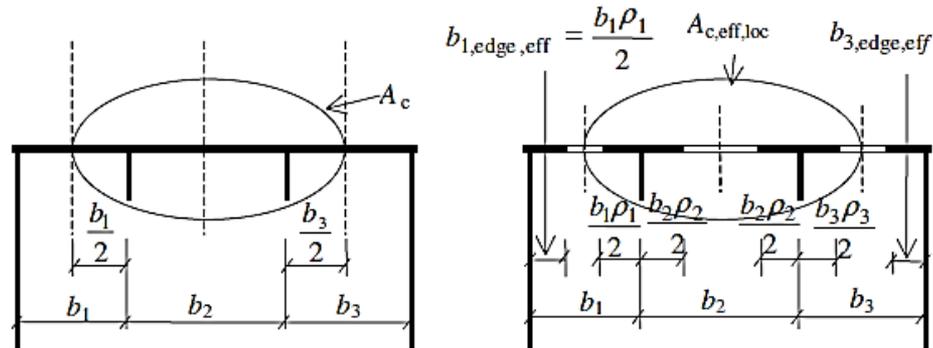
APPLICAZIONE

		Iter 1	Iter 2	Iter 3	Iter 4	Iter 5	Iter 6
ρ	[-]	0.75	0.75	0.76	0.76	0.76	0.76
b_{eff}	[mm]	642.00	635.87	642.00	642.00	642.00	642.00
b_{e1}	[mm]	256.80	254.35	256.80	256.80	256.80	256.80
b_{e2}	[mm]	385.20	381.52	385.20	385.20	385.20	385.20
b_c	[mm]	1228.26	1238.89	1238.54	1238.27	1238.28	1238.28
$A_{\text{eff},y}$	[mm ²]	100485.42	100530.42	100588.21	100585.51	100585.67	100585.66
y'_G	[mm]	10.63	10.28	10.01	10.02	10.02	10.02
$I_{\text{eff},y}$	[mm ⁴]	97719270159	97690423087	97732999042	97732592078	97732616343	97732614892
$W_{\text{eff},y, \text{inf}}$	[mm ³]	105274967	105283656	105360178	105357907	105358042	105358034

$$I_y = 99276274080.7 \text{ mm}^4$$

APPLICAZIONE

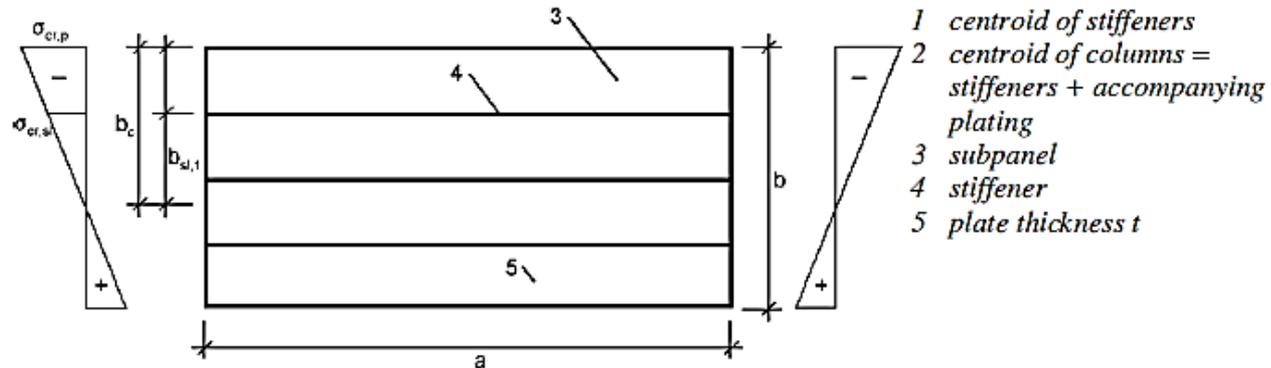
L'inserimento di uno o più irrigidimenti longitudinali continui nella zona compressa della sezione consente di «recuperare» area efficace della sezione.



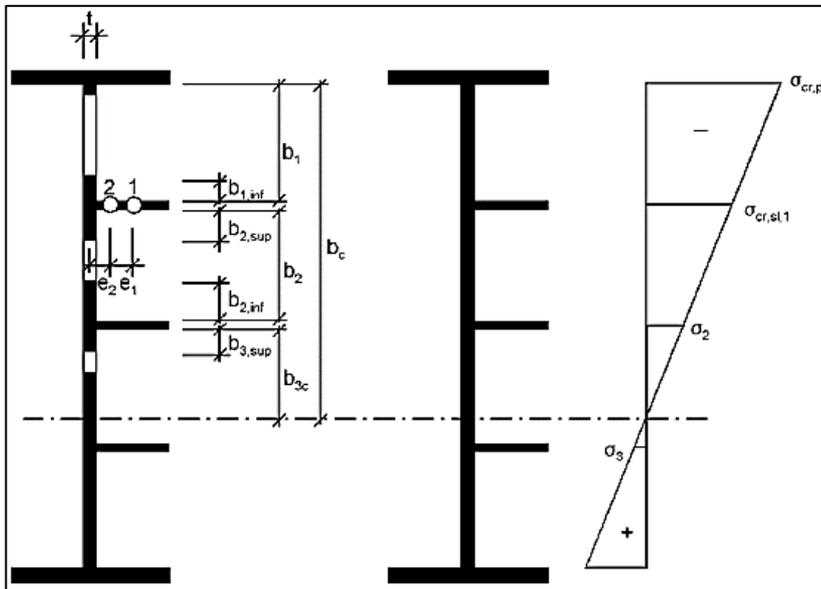
$$A_{c,eff,loc} = A_{sl,eff} + \sum_i \rho_{loc,i} b_{loc,i} t$$

- $A_{sl,eff}$ è data dalla somma delle aree efficaci degli irrigidimenti longitudinali, escludendo la parte di piastra collaborante;
- $b_{loc,i}$ è la larghezza di ciascun sottopannello i-esimo;
- $\rho_{loc,i}$ è il fattore di riduzione per ciascun sottopannello i-esimo;
- A_c è la sezione lorda della parte compressa dell'intera piastra irrigidita, esclusi i bordi longitudinali della piastra stessa.

APPLICAZIONE



- 1 centroid of stiffeners
- 2 centroid of columns = stiffeners + accompanying plating
- 3 subpanel
- 4 stiffener
- 5 plate thickness t



	width for gross area	width for effective area according to Table 4.1	condition for ψ_i
$b_{1,inf}$	$\frac{3-\psi_1}{5-\psi_1} b_1$	$\frac{3-\psi_1}{5-\psi_1} b_{1,eff}$	$\psi_1 = \frac{\sigma_{cr,sl,1}}{\sigma_{cr,p}} > 0$
$b_{2,sup}$	$\frac{2}{5-\psi_2} b_2$	$\frac{2}{5-\psi_2} b_{2,eff}$	$\psi_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_{cr,sl,1}} > 0$
$b_{2,inf}$	$\frac{3-\psi_2}{5-\psi_2} b_2$	$\frac{3-\psi_2}{5-\psi_2} b_{2,eff}$	$\psi_2 > 0$
$b_{3,sup}$	$0,4 b_{3c}$	$0,4 b_{3c,eff}$	$\psi_3 = \frac{\sigma_3}{\sigma_2} < 0$

RIFERIMENTI

Claudio Bernuzzi. PROGETTO E VERIFICA DELLE STRUTTURE IN ACCIAIO (2018). Hoepli

Dan Dubina, Viorel Ungureanu, Raffaele Landolfo. DESIGN OF COLD-FORMED STEEL STRUCTURES (2012). ECCS EUROCODE DESIGN MANUALS.

Maiorana, E., Tetougueni, C.D., Zampieri, P., Pellegrino, C. EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATIONS ON SLENDER PANELS WITH HOLES UNDER SYMMETRICAL LOCALISED LOADS (2020). Engineering Structures, DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111323



RIFERIMENTI

paolo.zampieri@unipd.it