



**UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PERUGIA  
DIP. INGEGNERIA CIVILE ED AMBIENTALE**



**CARATTERIZZAZIONE E MIGLIORAMENTO DI  
PROFILATI METALLICI A FREDDO ORP**

**RELAZIONE GENERALE**

**Gruppo di lavoro:**

**Prof. Ing. Marco Mezzi (Resp.scientifico)**

**Dott.Ing. Alessandro Fulco**

**Dicembre 2012**

---





# INDICE

1	PREMESSA .....	3
2	I PROFILI ORP .....	4
3	NORMATIVA DI RIFERIMENTO .....	5
4	LA CLASSIFICAZIONE DELLE SEZIONI DI ACCIAIO.....	6
4.1	La classificazione delle sezioni secondo NTC 2008 .....	6
4.2	La classificazione delle sezioni secondo EC3 .....	9
4.3	Classificazione dei profili formati a freddo.....	12
5	PROFILI ESAMINATI .....	13
6	PROCEDURA DI VALUTAZIONE DELLA INSTABILITÀ .....	16
6.1	Valutazione dell'instabilità locale.....	16
6.2	Valutazione preliminare dei profili.....	22
6.2.1	Flangia superiore .....	22
6.2.2	Anima .....	26
7	CLASSIFICAZIONE DEI PROFILI ESISTENTI .....	28
8	DEFINIZIONE DEGLI IRRIGIDIMENTI DELLE SEZIONI .....	30
8.1	Soluzioni di irrigidimento .....	30
8.2	Soluzioni di irrigidimento della flangia superiore .....	30
8.2.1	Irrigidimento della flangia con 1 bugna .....	30
8.2.2	Irrigidimento della flangia con 2 bugne .....	31
8.3	Soluzioni di irrigidimento dell'anima.....	32
8.4	Soluzioni per l'uso rovesciato dei profili .....	33
8.5	Valutazione dell'instabilità distorsionale .....	35
8.5.1	Soluzione a 1 bugna .....	36
8.5.2	Soluzione a 2 bugne .....	38
8.5.3	Dimensionamento .....	39
8.6	Osservazioni .....	42
9	ASPETTI CONNESSI ALLE PIEGATURE DI BORDO .....	48
9.1	Raggio delle piegature delle estremità laterali delle flange.....	48
9.2	Forma delle piegature delle estremità laterali delle flange .....	49
10	APPLICAZIONE DELLA PROCEDURA DI CALCOLO .....	53
10.1	Soluzioni flangia con 1 bugna (2 pieghe).....	53
10.1.1	Flangia di lunghezza nominale 250 mm (ORP 300 – ORP 280) .....	54
10.1.2	Flangia di lunghezza nominale 160 mm (ORP 250 – ORP 220 – ORP 200).....	55
10.1.3	Flangia di lunghezza nominale 140 mm (ORP 180 – ORP 150) .....	56
10.1.4	Flangia di lunghezza nominale 120 mm (ORP 120) .....	56



10.2	Soluzioni flangia con 2 bugne (4 pieghe).....	57
10.2.1	Flangia di lunghezza nominale 250 mm (ORP 300 – ORP 280) .....	58
10.2.2	Flangia di lunghezza nominale 160 mm (ORP 250 – ORP 220 – ORP 200).....	59
10.3	Soluzioni anima con 2 pieghe .....	60
10.4	Soluzioni a 4 pieghe per anima nella sezione "rovesciata" .....	61
11	NOTE ESPLICATIVE ALLE TABELLE DI PROGETTO.....	63
12	COMPUTO DEI PROFILI CLASSIFICATI .....	67
12.1	Computo generale delle soluzioni progettuali – profili tipo .....	67
12.2	Classificazione delle sezioni.....	68
13	CONCLUSIONI SULLE ANALISI TEORICHE.....	72
14	ANALISI NUMERICHE CON MODELLI FEM .....	74
14.1	Instabilità globale della trave ORP singola .....	74
14.1.1	Trattazione teorica .....	75
14.1.2	Analisi numerica .....	81
14.2	Instabilità globale di travi ORP200 accoppiate.....	84
14.2.1	Analisi statica lineare.....	90
14.3	Effetto delle piegature sulla instabilità locale .....	92
14.3.1	Modello P .....	93
14.3.2	-Modello "O" .....	96
14.4	Osservazioni sulle analisi numeriche svolte .....	99
15	PROGETTO DELLA DISPOSIZIONE DI PROVA.....	101
15.1	Schema della disposizione di prova.....	101
15.2	Valutazione della stabilità del sistema .....	104
15.2.1	Analisi di buckling.....	104
15.2.2	Analisi statica lineare.....	106
15.3	Progetto dell'accoppiamento .....	109
15.4	Sollecitazioni agenti e verifiche .....	111
15.4.1	Verifiche dei collegamenti tra le lamine (1-2-3) e l'anima del profilo ORP.....	114
15.4.2	Verifiche dei collegamenti tra le piastre (4-5) e le flange del profilo ORP.....	122
15.5	Commenti sulla disposizione adottata .....	125
16	PROVA SPERIMENTALE.....	127
16.1	Obiettivo della prova sperimentale.....	127
16.2	Caratteristiche delle travi oggetto di prova .....	127
16.3	Sistema di prova .....	128
16.4	Previsioni teoriche.....	131
16.5	Risultati della prova e commenti.....	133



## 1 PREMESSA

Il presente lavoro riguarda la valutazione dei profilati ORP formati a freddo di produzione Profilumbra ai fini della classificazione delle sezioni prevista sia dalle norme tecniche italiane che europee.

Non è possibile operare la classificazione riferendosi alle indicazioni fornite dalle NTC2008 (punto 4.2.3.1) perché esse riguardano sezioni di profilati laminati o saldati e forme di sezioni diverse da quelle dei profilati ORP.

La classificazione viene effettuata valutando la sezione efficace del profilato secondo i metodi formulati nell'Eurocodice 3 (EN1993-1-3 ed EN 1993-1-5).

Per i profili caratterizzati da una classificazione in classe 4 vengono progettati opportuni irrigidimenti, definiti da pieghe sugli elementi flangia e anima, che consentono di eliminare i fenomeni di instabilità. In tal modo la sezione è ricondotta nell'ambito della classe 3 in quanto si evita la riduzione della sezione efficace e si consente che le tensioni calcolate nelle fibre estreme compresse possano raggiungere la tensione di snervamento.

Una prova di laboratorio condotta su due profilati ORP irrigiditi ha dimostrato sperimentalmente le determinazioni raggiunte con le analisi teoriche basate sull'applicazione delle indicazioni normative.

## 2 I PROFILI ORP

I profili ORP prodotti da "Profilumbra" sono dei profili ad omega di configurazione particolare formati a freddo con lamiere sottili. I profili hanno la sezione caratterizzata dalla configurazione geometrica illustrata nello schema riportato nella Figura 1 ed identificata con i tre valori delle grandezze principali ( $L_1 \times L_0 \times H_0$ ).

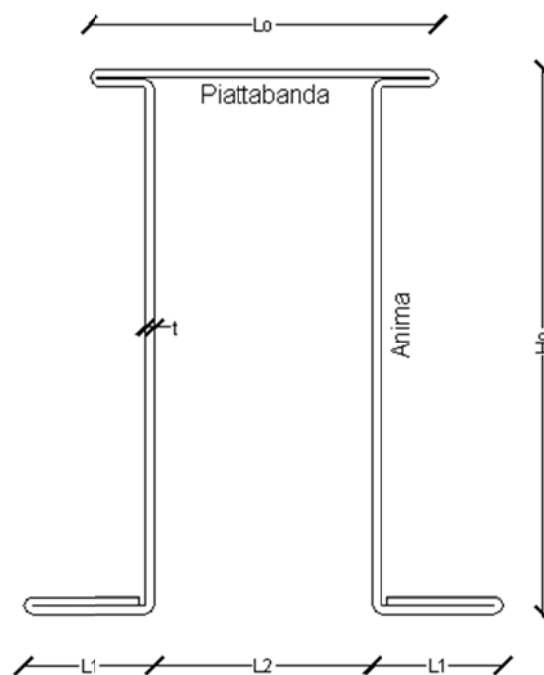


Figura 1 - Profilo ORP: dimensioni principali



### 3 NORMATIVA DI RIFERIMENTO

D.M. Ministero delle Infrastrutture 14 gennaio 2008: "Norme tecniche per le costruzioni" (GU n. 29 del 4-2-2008 Suppl. Ordinario n.30).

Circolare 2 febbraio 2009, n. 617: "Istruzioni per l'applicazione delle "Nuove norme tecniche per le costruzioni" di cui al Decreto Ministeriale 14 gennaio 2008" (GU n. 47 del 26-2-2009 Suppl. Ordinario n.27).

EN 1993-1-1: 2005 - Eurocodice 3 "Progettazione delle strutture di acciaio". Parte 1-1: "Regole generali e regole per gli edifici"

EN 1993-1-3: 2007 - Eurocodice 3 "Progettazione delle strutture di acciaio". Parte 1-3: "Regole generali - Regole supplementari per l'impiego dei profilati e delle lamiere sottili piegati a freddo"

EN 1993-1-5: 2006 - Eurocodice 3 "Progettazione delle strutture di acciaio". Parte 1-5: "Elementi strutturali a lastra"

EN 1998-1: 2004 - Eurocodice 8 "Design of structures for earthquake resistance". Part 1: "General rules, seismic actions and rules for buildings"



## 4 LA CLASSIFICAZIONE DELLE SEZIONI DI ACCIAIO

### 4.1 La classificazione delle sezioni secondo NTC 2008

Le correnti norme italiane (NTC2008) al punto 4.2.3.1 prevedono una classificazione delle sezioni dei profili di acciaio in funzione della quale si differenziano le modalità di analisi e di verifica. Il citato punto 4.2.3.1 prevede che le sezioni trasversali degli elementi strutturali si classifichino in funzione della loro capacità rotazionale  $C_\theta$  definita come

$$C_\theta = \theta_r / \theta_y$$

essendo  $\theta_r$  e  $\theta_y$  le curvature corrispondenti rispettivamente al raggiungimento della deformazione ultima ed allo snervamento. Sono previste quattro classi di sezioni.

**Classe 1** (sezioni compatte): sezioni in grado di sviluppare una cerniera plastica avente la capacità rotazionale richiesta per l'analisi strutturale condotta con il metodo plastico (§4.2.3.2) senza subire riduzioni della resistenza. Possono classificarsi come tali le sezioni con capacità rotazionale  $C_\theta \geq 3$ .

**Classe 2** (sezioni compatte): sezioni in grado di sviluppare il proprio momento resistente plastico, ma con capacità rotazionale limitata. Possono classificarsi come tali le sezioni con capacità rotazionale  $C_\theta \geq 1,5$ .

**Classe 3** (sezioni moderatamente snelle): sezioni in cui le tensioni calcolate nelle fibre estreme compresse possono raggiungere la tensione di snervamento, ma per le quali l'instabilità locale impedisce lo sviluppo del momento resistente plastico.

**Classe 4** (sezioni snelle): sezioni per le quali, per determinare 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. In tal caso nel calcolo della resistenza la sezione geometrica effettiva va sostituita con una sezione "efficace".

L'aspetto critico delle sezioni di Classe 4 è costituito dal fatto che nelle valutazioni di resistenza non si possono impiegare le caratteristiche geometriche della loro sezione reale, ma occorre invece impiegare le caratteristiche geometriche della loro sezione "efficace" che deve essere valutata di volta in volta. Inoltre queste





sezioni non assicurano un impiego ottimale del materiale in quanto nel calcolo della sezione efficace vengono esclusi alcuni tratti degli elementi che compongono l'intera sezione.

Le, nelle tabelle 4.2.I, 4.2.II, 4.2.III, forniscono indicazioni per la classificazione delle sezioni delle forme più comuni.

Ai fini pratici, per i casi più comuni di forma delle sezioni e di modalità di sollecitazione, la norma NTC 2008 fornisce indicazioni per la classificazione delle sezioni basate soltanto sull'esame delle dimensioni e degli spessori dei piatti componenti. Tali indicazioni sono contenute nelle Tabelle grafiche 4.2.I, 4.2.II e 4.2.III. Le prime due di queste tabelle, inerenti però a profili laminati o saldati, sono riportate in stralcio nella Figura 2.

Si osserva quindi che la classificazione, pur riferendosi alla differenziazione del comportamento sviluppato dalla sezione in fase plastica, avviene in prima istanza soltanto sulla base dei rapporti dimensionali delle porzioni di sezione.

Le sezioni dei profili ORP oggetto dello studio non rientrano nell'ambito delle "forme comuni" riferite dalle tabelle sopra dette. Nel paragrafo C4.2.12.2.3 della Circolare NTC viene esplicitamente chiarito come il metodo di riferimento per l'analisi delle sezioni dei profili laminati a freddo ricadenti in classe 4 sia il metodo delle aree efficaci. Tale metodo prevede la penalizzazione della sezione nella sua larghezza con un fattore di riduzione  $\rho$ . Tale riduzione si riflette sulle caratteristiche di resistenza della sezione. Per la valutare delle caratteristiche geometriche efficaci si fa riferimento a quanto indicato in UNI EN1993 1-3.

Parti interne compresse						
Classe	Parte soggetta a flessione	Parte soggetta a compressione	Parte soggetta a flessione e a compressione			
Distribuzione delle tensioni nelle parti (compressione positiva)						
1	$c/t \leq 72\epsilon$	$c/t \leq 33\epsilon$	quando $\alpha > 0,5: c/t \leq \frac{396\epsilon}{13\alpha - 1}$ quando $\alpha \leq 0,5: c/t \leq \frac{36\epsilon}{\alpha}$			
2	$c/t \leq 83\epsilon$	$c/t \leq 38\epsilon$	quando $\alpha > 0,5: c/t \leq \frac{456\epsilon}{13\alpha - 1}$ quando $\alpha \leq 0,5: c/t \leq \frac{41,5\epsilon}{\alpha}$			
Distribuzione delle tensioni nelle parti (compressione positiva)						
3	$c/t \leq 124\epsilon$	$c/t \leq 42\epsilon$	quando $\psi > -1: c/t \leq \frac{42\epsilon}{0,67 + 0,33\psi}$ quando $\psi \leq -1: c/t \leq 62\epsilon(1 - \psi)\sqrt{(-\psi)}$			
$\epsilon = \sqrt{235/f_{yk}}$	$f_{yk}$	235	275	355	420	460
	$\epsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
Piattabande esterne						
Profilati laminati a caldo			Sezioni saldate			
Classe	Piattabande esterne soggette a compressione	Piattabande esterne soggette a flessione e a compressione				
		Con estremità in compressione	Con estremità in trazione			
Distribuzione delle tensioni nelle parti (compressione positiva)						
1	$c/t \leq 9\epsilon$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$			
2	$c/t \leq 10\epsilon$	$c/t \leq \frac{10\epsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$			
Distribuzione delle tensioni nelle parti (compressione positiva)						
3	$c/t \leq 14\epsilon$	$c/t \leq 21\epsilon\sqrt{k_{\epsilon}}$ Per $k_{\epsilon}$ vedere EN 1993-1-5				
$\epsilon = \sqrt{235/f_{yk}}$	$f_{yk}$	235	275	355	420	460
	$\epsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

Figura 2 - Stralcio Tabelle 4.2.I e 4.2.II delle NTC2008 (Massimi rapporti larghezza spessore per parti compresse)



## 4.2 La classificazione delle sezioni secondo EC3

Anche la normativa europea Eurocodice 3 prevede la classificazione delle sezioni dei profilati metallici al fine di tener conto dell'entità della limitazione della resistenza e della capacità rotazionale della sezione trasversale per effetto della sua resistenza all'instabilità locale. La classificazione è analoga a quella già illustrata per le norme italiane. Le quattro classi di sezioni trasversali sono definite nel seguente modo e non si fa riferimento alla quantificazione della capacità rotazionale.

**Casse 1:** sezioni in grado di sviluppare una cerniera plastica avente la capacità rotazionale richiesta per l'analisi plastica senza che si verifichi riduzione di resistenza.

**Classe 2:** sezioni in grado di sviluppare il proprio momento resistente plastico, ma che hanno una capacità rotazionale limitata per effetto dell'instabilità locale.

**Classe 3:** sezioni nelle quali le tensioni nelle fibre estreme compresse della membratura di acciaio, ipotizzando una distribuzione elastica di tensioni, possono raggiungere la resistenza di snervamento, ma per le quali l'instabilità locale può impedire lo sviluppo del momento resistente plastico.

**Classe 4:** sezioni nelle quali l'instabilità locale si verifica prima che in uno o più elementi della sezione trasversale si raggiunga la tensione di snervamento.

In particolare sono fornite le prescrizioni seguenti.

- In corrispondenza della localizzazione delle cerniere plastiche, si raccomanda che la sezione trasversale della membratura abbia una capacità rotazionale non minore della rotazione richiesta in corrispondenza della cerniera plastica.
- Nelle sezioni trasversali di classe 4 possono essere utilizzate le larghezze "efficaci" per tenere in debito conto le riduzioni di resistenza dovute agli effetti dell'instabilità locale (EN 1993-1-5, punto 4.4).
- La classificazione di una sezione trasversale dipende dal rapporto tra la larghezza e lo spessore degli elementi compressi. Gli elementi compressi



includono ogni elemento della sezione trasversale che, per la combinazione di carico considerata, sia totalmente o parzialmente compresso.

- I vari elementi compressi in una sezione trasversale (quali anima o ala) possono, generalmente, appartenere a classi differenti.
- Una sezione trasversale è classificata secondo la più alta (meno favorevole) classe dei suoi elementi compressi. Salvo le eccezioni specificate.
- Si raccomanda che per gli elementi compressi delle sezioni trasversali delle classi 1, 2 e 3 i rapporti dimensionali limite siano ottenuti dal prospetto 5.2. Si raccomanda che un elemento della sezione trasversale che non soddisfi i limiti per la classe 3 sia considerato di classe 4.
- Le sezioni di classe 4 possono essere trattate come sezioni di classe 3 se i rapporti tra larghezza e spessore sono minori dei rapporti dimensionali limite ottenuti dal prospetto 5.2 per la classe 3 quando è incrementato per  $\sqrt{(f_y/\gamma_{M0})/\sigma_{com,ed}}$ , dove  $\sigma_{com,ed}$  è la tensione di compressione massima di progetto nell'elemento della sezione considerata ottenuta dall'analisi del primo ordine o, quando necessario, dall'analisi del secondo ordine.
- In ogni caso, nella verifica della resistenza alla instabilità di progetto di una membratura, condotta utilizzando il punto 6.3, si raccomanda che i rapporti dimensionali limite per la classe 3 siano sempre ottenuti dal prospetto 5.2.
- Sezioni trasversali aventi un'anima di classe 3 e ali di classe 1 o 2 possono essere classificate come sezioni trasversali di classe 2 con un'anima efficace definita in conformità al punto 6.2.2.4.
- Quando l'anima è considerata elemento resistente ai soli sforzi di taglio e si ipotizza che essa non contribuisca alla resistenza a flessione e a sforzo normale della sezione trasversale, la sezione trasversale può essere considerata come di classe 2, 3 o 4, in funzione della sola classe dell'ala.

Uno stralcio del prospetto 5.2 dell'Eurocodice 3 contenente i "rapporti massimi larghezza spessore per elementi compressi" ai fini della classificazione è riportato nella Figura 3.



Elementi compressi interi						
					Asse di flessione	
					Asse di flessione	
Classe	Elemento soggetto a flessione	Elemento soggetto a compressione	Elemento soggetto a flessione e compressione			
	Distribuzione delle tensioni negli elementi (compressione positiva)					
1			quando $\alpha > 0,5$ ; $ct \leq \frac{396e}{13\alpha - 1}$ quando $\alpha \leq 0,5$ ; $ct \leq \frac{36e}{\alpha}$			
2			quando $\alpha > 0,5$ ; $ct \leq \frac{456e}{13\alpha - 1}$ quando $\alpha \leq 0,5$ ; $ct \leq \frac{41,5e}{\alpha}$			
	Distribuzione delle tensioni negli elementi (compressione positiva)					
3			quando $\psi > -1$ ; $ct \leq \frac{42e}{0,67 + 0,33\psi}$ quando $\psi \leq -1$ ; $ct \leq 82e(1 -  \psi ) \sqrt{1 -  \psi }$			
$\epsilon = \sqrt{235/f_y}$	$f_y$	235	275	355	420	460
	$\epsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
*) $\psi \leq -1$ si applica quando la tensione di compressione $\sigma \leq f_y$ o in alternativa la deformazione di trazione $\epsilon_s > f_y/E$ .						
Al sporgenti						
	Sezioni laminale		Sezioni saldate			
Classe	Elemento soggetto a flessione	Elemento soggetto a flessione e compressione				
		Estremità compressa		Estremità tese		
	Distribuzione delle tensioni negli elementi (compressione positiva)					
1						
	$ct \leq 9e$	$ct \leq \frac{9e}{\alpha}$		$ct \leq \frac{9e}{\alpha/\alpha}$		
2						
	$ct \leq 10e$	$ct \leq \frac{10e}{\alpha}$		$ct \leq \frac{10e}{\alpha/\alpha}$		
	Distribuzione delle tensioni negli elementi (compressione positiva)					
3		$ct \leq 21 e_y / k_a$ Per $k_a$ vedere EN 1993-1-5				
$\epsilon = \sqrt{235/f_y}$	$f_y$	235	275	355	420	460
	$\epsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

Figura 3 - Stralcio del prospetto 5.2 di EC3 - rapporti massimi larghezza-spessore per elementi compressi



### 4.3 Classificazione dei profili formati a freddo

In assenza di indicazioni contrarie, sia nelle NTC2008 che nell'EC3, la classificazione delle sezioni dei profili formati a freddo è da ricondurre a quella delle sezioni dei profilati laminati illustrata nei paragrafi precedenti.

D'altra parte, come già riportato al §4.1 **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.** ed al §4.2, in sede di valutazione della resistenza dei profili le NTC2008 prevedono che *"nel caso in cui si abbiano elementi con sezioni di classe 4 può farsi riferimento alle caratteristiche geometriche "efficaci", area efficace  $A_{eff}$ , modulo di resistenza efficace  $W_{eff}$ , modulo di inerzia efficace  $J_{eff}$ , valutati seguendo il procedimento indicato in UNI EN1993-1-5". Specificando che "Nel caso di elementi strutturali formati a freddo e lamiere sottili, per valutare le caratteristiche geometriche "efficaci" si può fare riferimento a quanto indicato in UNI EN1993-1-3."*

I profili formati a freddo sono pertanto trattati contestualmente a quelli laminati, differenziandoli solo per le procedure di valutazione delle aree efficaci.



## 5 PROFILI ESAMINATI

Lo studio relativo alla classificazione dei profili esistenti ha riguardato tutti i profili presenti nel catalogo commerciale "Profilumbra". I profili trattati sono dei profili ad omega di configurazione particolare denominati ORP. I profili sono identificati con i tre valori delle grandezze principali ( $L_1 \times L_0 \times H_0$ ) (vedi Figura 4). Per ogni dimensione di profilo viene considerato uno spessore variabile da 1,5 a 5mm. Inoltre, per tutti i profili catalogati sono previste 3 diverse classi di resistenza dell'acciaio impiegato: S235, S275, S355.

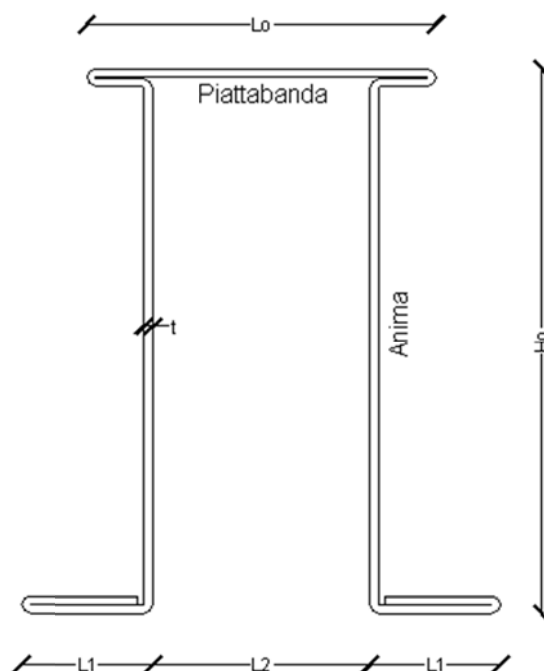


Figura 4 - Profilo ORP: dimensioni principali

Di seguito si riporta l'elenco di tutti i profili presi in considerazione e valutati nell'ambito del presente lavoro.

### Classe di resistenza S235

Spessori 1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 3,5 - 4 - 4,5 - 5 mm

- 1) ORP 80 x 300 x 250
- 2) ORP 60 x 250 x 160
- 3) ORP 80 x 280 x 250



- 4) ORP 60 x 220 x 160
- 5) ORP 60 x 200 x 160
- 6) ORP 50 x 150 x 140
- 7) ORP 50 x 180 x 140
- 8) ORP 50 x 120 x 120

#### Classe di resistenza S275

Spessori 1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 3,5 - 4 - 4,5 - 5 mm

- 1) ORP 80 x 300 x 250
- 2) ORP 60 x 250 x 160
- 3) ORP 80 x 280 x 250
- 4) ORP 60 x 220 x 160
- 5) ORP 60 x 200 x 160
- 6) ORP 50 x 150 x 140
- 7) ORP 50 x 180 x 140
- 8) ORP 50 x 120 x 120

#### Classe di resistenza S355

Spessori 1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 3,5 - 4 - 4,5 - 5 mm

- 1) ORP 80 x 300 x 250
- 2) ORP 60 x 250 x 160
- 3) ORP 80 x 280 x 250
- 4) ORP 60 x 220 x 160
- 5) ORP 60 x 200 x 160
- 6) ORP 50 x 150 x 140
- 7) ORP 50 x 180 x 140
- 8) ORP 50 x 120 x 120

In definitiva sono stati analizzati un numero di 56 profili per ogni classe di resistenza, per un totale di 168 profili. La valutazione ha riguardato gli elementi compressi della sezione, dunque considerando il solo utilizzo in posizione "dritta" dei profili, lo studio è stato rivolto a tutti i tratti componenti la flangia superiore e l'anima.

Il profilo tipo si compone di una flangia superiore, di una doppia anima e delle flange inferiori. Si possono inoltre definire i singoli tratti che definiscono i componenti della sezione (Figura 5).

La Flangia Superiore è costituita dai tratti:

- a) Piattabanda superiore
- b) Risvolto verticale





c) Piattabanda risvoltata

La Flangia Inferiore è costituita dai tratti:

e) Flangia inferiore

f) Flangia inferiore risvoltata

g) Risvolto verticale

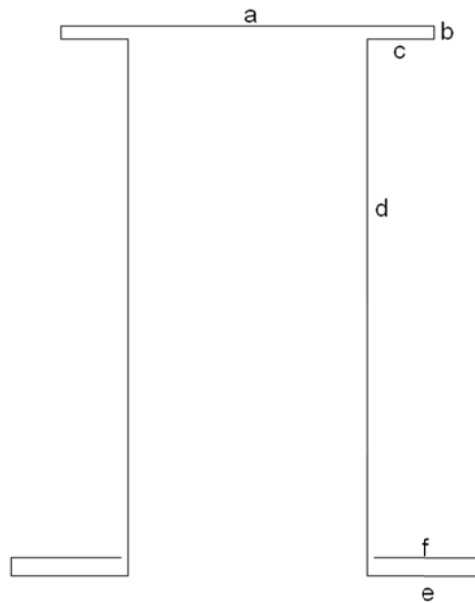


Figura 5 - Sezione schematica del profilo ORP



## 6 PROCEDURA DI VALUTAZIONE DELLA INSTABILITÀ

La procedura seguita ed illustrata nel seguito è quella generale riportata in EN1993-1-5 per ciò che riguarda l'instabilità locale, mentre viene seguita la procedura riportata in EN1993-1-3 per ciò che riguarda l'instabilità distorsionale dell'eventuale irrigidimento.

### 6.1 Valutazione dell'instabilità locale

La potenzialità di instabilità locale va valutata su ogni tratto del profilo soggetto a compressione (a,b,c,d in Figura 5). L'eventuale presenza del fenomeno, governato dal parametro snellezza  $\lambda$ , genera una penalizzazione della sezione reagente mediante un fattore di riduzione  $\rho$ .

Si è dunque valutato per ogni tratto costituente la flangia e per l'anima il coefficiente di riduzione  $\rho$ . Esso è valutato in modo diverso in base alle condizioni di vincolo dei singoli elementi.

Per elementi doppiamente vincolati (piattabanda superiore, piattabanda risvoltata, rivolto verticale, anima) valgono le seguenti espressioni

(2) The reduction factor  $\rho$  may be taken as follows:

- internal compression elements:  
 $\rho = 1,0$  for  $\bar{\lambda}_p \leq 0,673$   
 $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0$  for  $\bar{\lambda}_p > 0,673$ , where  $(3 + \psi) \geq 0$  (4.2)

Per elementi con un estremo libero valgono le seguenti espressioni

- outstand compression elements:  
 $\rho = 1,0$  for  $\bar{\lambda}_p \leq 0,748$   
 $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0$  for  $\bar{\lambda}_p > 0,748$  (4.3)

Nelle precedenti espressioni

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

è la snellezza relativa;



$b$  è la larghezza appropriata dell'elemento, tale larghezza rappresenta la larghezza compresa tra due irrigidimenti;

$t$  è lo spessore dell'elemento;

$$\varepsilon = (235/f_{yk})^{0,5};$$

$k_{\sigma}$  = fattore di instabilità.

Quest'ultimo dipende dalla distribuzione delle tensioni e dalle condizioni al contorno dell'elemento, quindi bisogna anzitutto definire il rapporto

$$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$$

tra le tensioni  $\sigma_2, \sigma_1$

Per gli elementi compresi tra due irrigidimenti (come i tratti a,b,c,d,e in Figura 5) i valori di  $k_{\sigma}$  in funzione di  $\psi$  sono definiti nella tabella 4.1 della EN1993-1-5:2006 riportata in stralcio di seguito.

**Table 4.1: Internal compression elements**

Stress distribution (compression positive)				Effective <sup>p</sup> width $b_{eff}$		
<b>A</b>				$\psi = 1:$		
				$b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff} \quad b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
<b>B</b>				$1 > \psi > 0:$		
				$b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} b_{eff} \quad b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
<b>C</b>				$\psi < 0:$		
				$b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff} \quad b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Buckling factor $k_{\sigma}$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Figura 6 - Tabella 4.1 della EN1993-1-5:2006

Per gli elementi con un estremo libero (come il tratto f in Figura 5) i valori di  $k_{\sigma}$  in funzione di  $\psi$  sono definiti nella tabella 4.2 della EN1993-1-5:2006 riportata in stralcio di seguito.

Table 4.2: Outstand compression elements

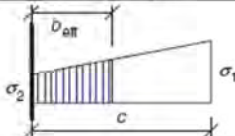
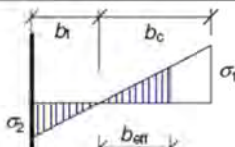
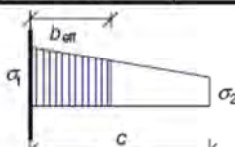
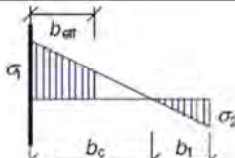
Stress distribution (compression positive)		Effective <sup>p</sup> width $b_{eff}$			
		$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1-\psi)$			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	0	-1	$1 > \psi \geq -3$	
Buckling factor $k_{\sigma}$	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$	
		$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1-\psi)$			
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Buckling factor $k_{\sigma}$	0,43	$0,578 / (\psi + 0,34)$	1,70	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8

Figura 7 - Tabella 4.2 della EN1993-1-5:2006

Affinché un elemento doppiamente vincolato non subisca fenomeni di instabilità locale è necessario dunque un valore di  $\lambda_p \leq 0,673$ , mentre per elementi con un estremo libero affinché non si instauri instabilità locale è necessario un valore di  $\lambda_p \leq 0,748$ .

Si procede dunque al calcolo delle larghezze efficaci  $b_{eff}$  e dei tratti reagenti  $b_{e1}$  e  $b_{e2}$ . Tali tratti non solo definiscono l'area efficace del profilo che, nel caso di penalizzazione nulla, è uguale all'area nominale, ma vanno a definire le aree efficaci degli irrigidimenti. Tutti gli elementi che presentano un coefficiente di riduzione  $\rho$  minore di 1 sono da considerare in classe 4 in quanto soggetti a fenomeni di instabilità locale.

Per tali elementi si procede all'inserimento di opportuni irrigidimenti che saranno descritti successivamente. Gli irrigidimenti inseriti definiscono un nuovo quadro di elementi da verificare ad instabilità locale. Come illustrato nelle tabelle generali di



progetto (Tabelle A, B, C allegate), le soluzioni geometriche proposte hanno, nella quasi totalità dei casi, eliminato il fenomeno di instabilità locale.

Alcuni profili, malgrado l'applicazione di irrigidimenti, continuano a manifestare fenomeni di instabilità locale. Per essi non è possibile eliminare tale fenomeno in quanto le soluzioni da attuare risultano non percorribili nell'ambito del processo di presso-piegatura. Tali profili (appena il 5% del totale) sono da considerarsi in classe 4 e dunque da trattare con il metodo delle aree efficaci.

E' evidente dalla procedura sopra descritta, come sia fondamentale minimizzare il valore di snellezza  $\lambda_p$ . Si può osservare come per ogni classe di resistenza i parametri significativi che determinano la snellezza  $\lambda_p$  siano due:

- il rapporto  $b/t$ , all'aumentare di questo rapporto si ha un aumento della snellezza di tipo lineare;
- fattore di instabilità  $k_\sigma$ , all'aumentare di tale fattore si ha una diminuzione della snellezza.

La successiva Figura 8 riporta i diagrammi di  $\lambda_p$  in funzione del rapporto ( $b/t$ ) per le tre classi di resistenza del materiale e per elementi interamente compressi ( $k_\sigma = 4$ ).

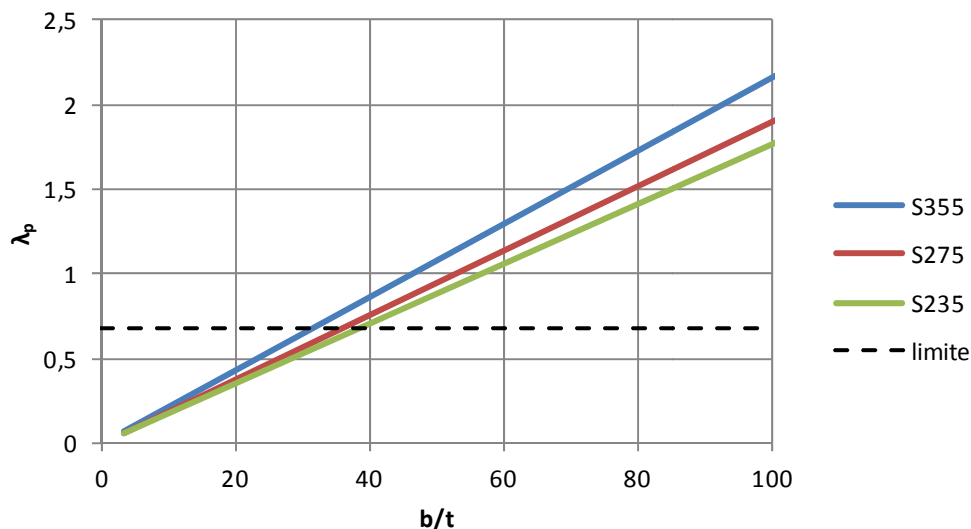


Figura 8 - Diagrammi  $\lambda_p$ - $b/t$  per le tre classi di resistenza per elementi interamente compressi ( $k_\sigma = 4$ )

L'andamento sopra riportato della snellezza, varia linearmente con il rapporto  $b/t$ , tale andamento però è condizionato dal fattore di instabilità  $k_\sigma$ . Il diagramma sopra



riportato è riferito alla condizione più gravosa a cui un elemento può essere sottoposto, ovvero compressione totale:

$$\psi = 1$$

$$k_{\sigma} = 4$$

Di seguito si riporta l'andamento della snellezza al variare di  $k_{\sigma}$ , per un fissato valore di  $b/t$ , assunto pari a 40.

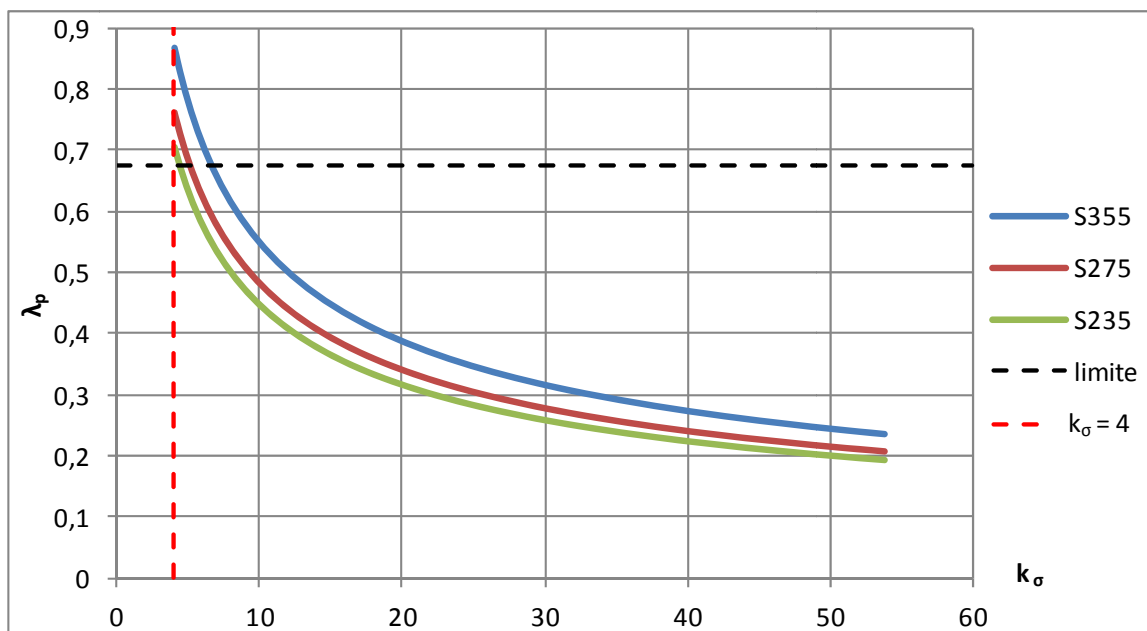


Figura 9 - Andamento della snellezza al variare del parametro  $k_{\sigma}$ , per un fissato valore di  $b/t = 40$

Si nota dalla Figura 9 come per un valore fissato di  $b/t = 40$  e per elementi totalmente compressi ( $k=4$ ) il valore di snellezza  $\lambda_p$  è sempre maggiore di quello limite, come risulta anche dalla Figura 8. Dunque gli elementi in questa condizione sono sempre da considerarsi in classe 4.

Risulta rilevante analizzare l'andamento del fattore  $k_{\sigma}$  al variare delle condizioni tensionali agenti sugli elementi. Infatti come già detto, a condizionare il fattore  $k_{\sigma}$  è il parametro  $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$ . Di seguito si riporta l'andamento di  $k_{\sigma}$  al variare di  $\psi$ .

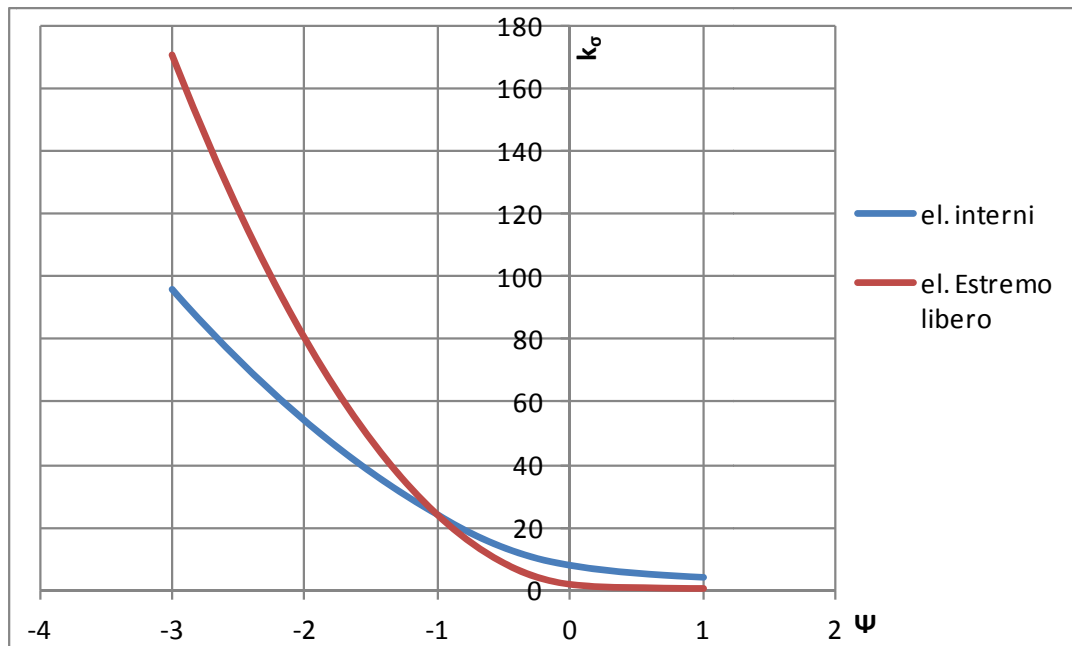


Figura 10 - Andamento del parametro  $k_\sigma$  al variare dei rapporti di tensione ai lembi opposti dell'elemento considerato

Si può dunque osservare come il fattore di instabilità  $k_\sigma$  aumenti al diminuire del tratto di elemento compresso. E' evidente infatti come minore è la distanza dall'asse neutro dell'elemento, minore sarà la snellezza  $\lambda_p$ .



## 6.2 Valutazione preliminare dei profili

La totalità dei profili è stata sottoposta alla valutazione di instabilità locale negli elementi flangia superiore ed anima.

### 6.2.1 Flangia superiore

I tratti da valutare sono quelli riportati in Figura 11.

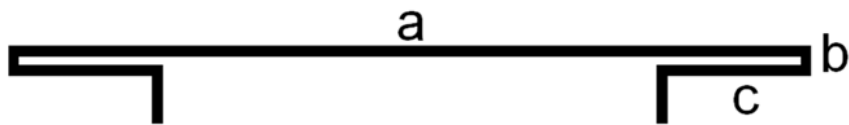


Figura 11 - Tratti della flangia da valutare





a) Piattabanda

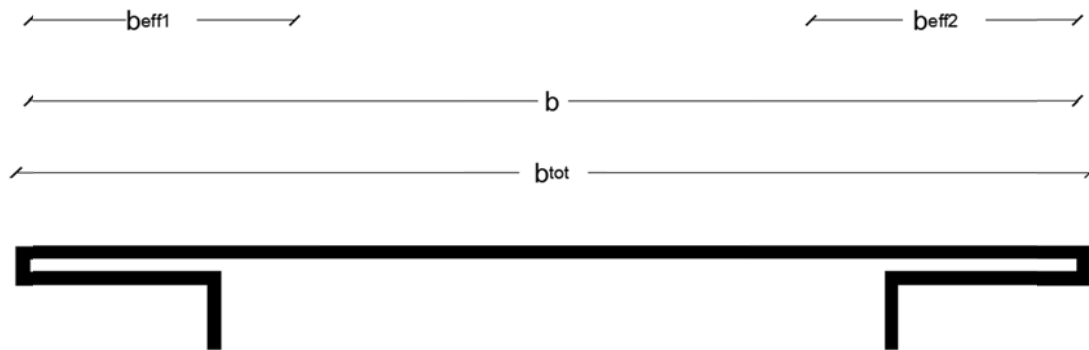


Figura 12 - Dimensioni dei tratti della flangia superiore

Si riporta nuovamente la procedura già descritta al paragrafo precedente

$$b = b_{\text{tot}} - 4t$$

$$\varepsilon = (235/f_y)^{0,5}$$

$$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 1$$

dalla tabella 4.1 EN1993-1-5 Riga A (vedi Figura 6) risulta

$$k_\sigma = 4$$

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

(2) The reduction factor  $\rho$  may be taken as follows:

- internal compression elements:
 

$\rho = 1,0$	for $\bar{\lambda}_p \leq 0,673$	
$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0$	for $\bar{\lambda}_p > 0,673$	, where $(3 + \psi) \geq 0$ (4.2)

$$b_{\text{eff1}} = b_{\text{eff2}} = (\rho \cdot b) / 2$$

se il coefficiente  $\rho$  risulta pari a 1, le lunghezze efficaci coprono per intero la larghezza  $b$  della piattabanda e non vi sono fenomeni di instabilità locale.

b) Risvolto verticale

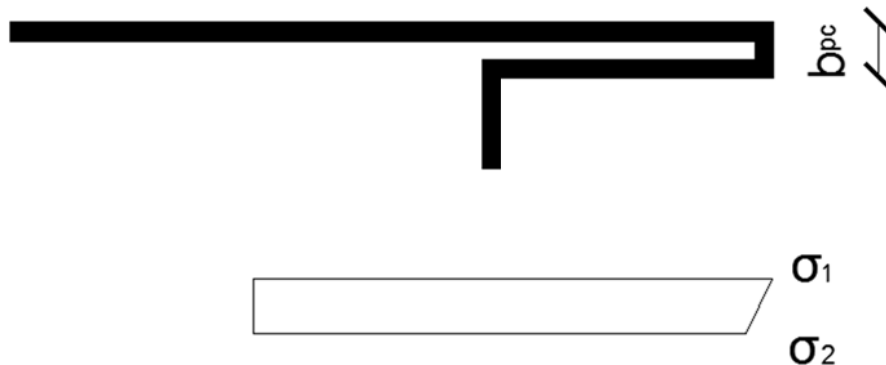


Figura 13 - Risvolto della flangia superiore

$$b_{pc} = 2 \cdot t + 2$$

$$\varepsilon = (235/f_y)^{0,5}$$

$$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 0,95$$

dalla tabella 4.1 EN-1993-1-5 Riga B (vedi Figura 6) risulta

$$k_\sigma = 8,2 / (1,05 + \psi)$$

Si esegue la procedura espressa al punto a) del §6.2.1 per la valutazione di  $\rho$ , per cui

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

(2) The reduction factor  $\rho$  may be taken as follows:

– internal compression elements:

$$\rho = 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p \leq 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p > 0,673 \quad , \text{ where } (3 + \psi) \geq 0 \quad (4.2)$$

Per ogni profilo e per ogni classe di resistenza, l'instabilità locale risulta sempre assente per il risvolto verticale.



c) Piattabanda risvoltata

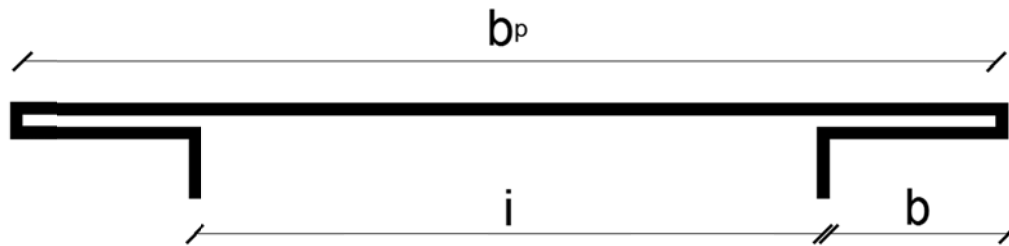


Figura 14 - Tratto risvoltato della flangia superiore

$$b_p = b_{tot} - 4t$$

$$b = (b_p - i) / 2$$

$$\varepsilon = (235/f_y)^{0.5}$$

$$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = 1$$

dalla tabella 4.1 EN-1993-1-5 Riga A (vedi Figura 6) risulta

$$k_\sigma = 4$$

Si segue la procedura per l'elemento al punto 6.2 a) per la valutazione di  $\rho$

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

(2) The reduction factor  $\rho$  may be taken as follows:

- internal compression elements:

$$\rho = 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p \leq 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p > 0,673 \quad , \text{ where } (3 + \psi) \geq 0 \quad (4.2)$$

Per ogni profilo e per ogni classe di resistenza, l'instabilità locale risulta sempre assente per il tratto di piattabanda superiore risvoltata.

### 6.2.2 Anima

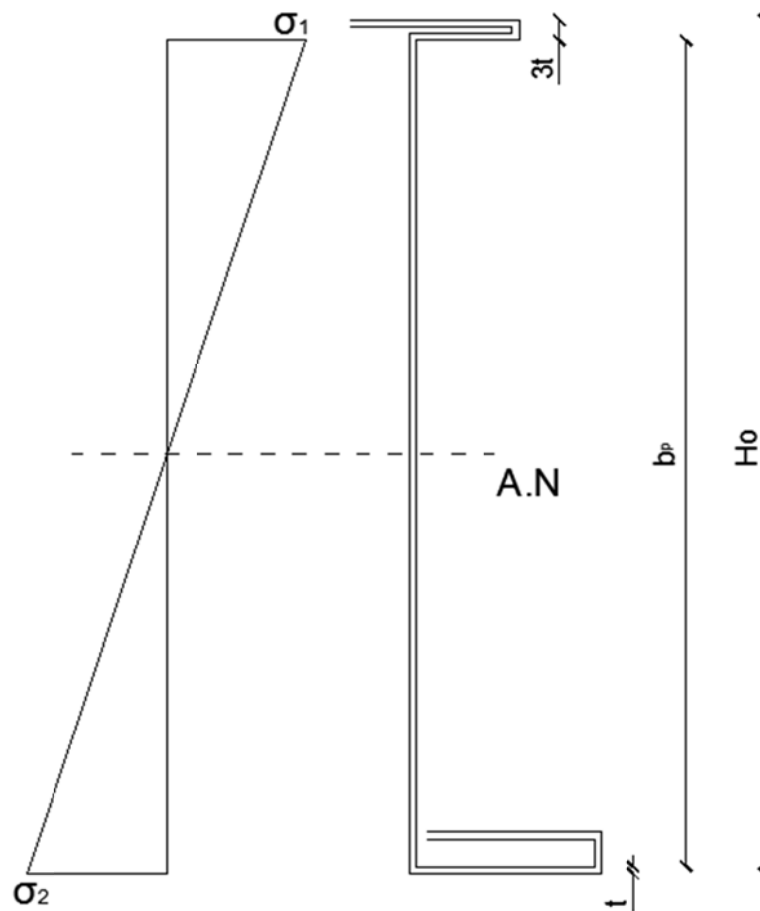


Figura 15 - Configurazione geometrica dell'anima

$$b_p = H_0 - 4 \cdot t$$

$$\varepsilon = (235/f_y)^{0,5}$$

$$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$$

Se  $\psi \leq -1$

dalla tabella 4.1 di EN-1993-1-5 Riga C ((vedi Figura 6)) risulta

$$k_\sigma = 5,98 \cdot (1 - \psi)^2$$

Se  $\psi > -1$

$$k_\sigma = 7,81 - 6,29 \psi + 9,78 \psi^2$$

$$\lambda_p = (b_p / t) / (28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma})$$



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

Si procede poi al calcolo del coefficiente di penalizzazione  $\rho$  come descritto in precedenza. Nel caso il coefficiente  $\rho$  sia inferiore ad 1, si deve procedere all'irrigidimento dell'anima.

(2) The reduction factor  $\rho$  may be taken as follows:

- internal compression elements:

$$\rho = 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p \leq 0,673$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p > 0,673, \text{ where } (3 + \psi) \geq 0 \quad (4.2)$$



## 7 CLASSIFICAZIONE DEI PROFILI ESISTENTI

I procedimenti di valutazione illustrati nel capitolo precedente e riguardanti la possibile instabilità locale dei tratti degli elementi costituenti la sezione sono stati applicati ai profili ORP in produzione.

Al fine di classificare le sezioni dei profili ORP si è dunque utilizzato il metodo delle aree efficaci. In particolare è stata elaborata una procedura di calcolo che preliminarmente definisca quali profili ricadono in classe 4. Tale condizione è vera per tutti i profili che presentano un coefficiente di riduzione dell'area minore di 1, dunque vanno penalizzati. Tutti i profili che presentano un coefficiente riduttivo unitario sono da considerare in classe 3.

Le successive tabelle, ciascuna relativa ad una classe di resistenza, indicano per ogni profilo se la flangia superiore e l'anima sono soggette o no al fenomeno dell'instabilità locale. L'indicazione "SI" indica la presenza di instabilità locale. Le caselle verdi individuano quei profili che secondo il metodo delle aree efficaci non devono subire alcuna penalizzazione e dunque rientrano in classe 3.

Tabella 1. Profili ORP. Condizioni di potenziale instabilità locale degli elementi compressi

### Classe di resistenza S235

ORP	INSTAB. LOCALE s=1,5mm		INSTAB. LOCALE s=2,00mm		INSTAB. LOCALE s=2,5mm		INSTAB. LOCALE s=3,00mm		INSTAB. LOCALE s=3,5mm		INSTAB. LOCALE s=4,00mm		INSTAB. LOCALE s=5,00mm	
	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA
300	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
280	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
250	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
220	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
200	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
180	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO
150	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO
120	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO	NO	NO



Tabella 2. Profili ORP. Condizioni di potenziale instabilità locale degli elementi compressi

Classe di resistenza S275

	INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE	
	s=1,5mm		s=2,00mm		s=2,5mm		s=3,00mm		s=3,5mm		s=4,00mm		s=5,00mm	
ORP	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA
300	SI	SI	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
280	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
250	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
220	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
200	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
180	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO
150	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO
120	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO	NO	NO

Tabella 3. Profili ORP. Condizioni di potenziale instabilità locale degli elementi compressi

Classe di resistenza S355

	INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE		INSTAB. LOCALE	
	s=1,5mm		s=2,00mm		s=2,5mm		s=3,00mm		s=3,5mm		s=4,00mm		s=5,00mm	
ORP	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA	FLANGIA	ANIMA
300	SI	SI	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
280	SI	SI	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
250	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
220	SI	SI	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
200	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO
180	SI	SI	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
150	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO
120	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	SI	NO	NO	NO	NO	NO

In definitiva di tutti i 168 profili analizzati solo 24 (14 %) risultano già classificabili nella classe 3. I restanti 144 profili sono soggetti a instabilità locale.

Una volta definiti i profili ricadenti in classe 4 perché soggetti a fenomeni di instabilità locale e quindi con un coefficiente di riduzione inferiore ad 1, per essi verranno definiti interventi sulla geometria delle sezioni con soluzioni di irrigidimento per portare il coefficiente di riduzione a 1. L'irrigidimento sarà costituito da piegature realizzate sugli elementi compressi che saranno dettagliate nel seguito. La nuova geometria delle sezioni consentirà di far rientrare le sezioni irrigidite nella classe 3.



## 8 DEFINIZIONE DEGLI IRRIGIDIMENTI DELLE SEZIONI

### 8.1 Soluzioni di irrigidimento

Le soluzioni progettuali per eliminare i problemi di instabilità locale consistono nella realizzazione di piegature nella flangia e nell'anima. Per la flangia sono state sviluppate due differenti soluzioni. Per l'anima è stata sviluppata un'unica soluzione. Le soluzioni progettuali prevedono pieghe di lunghezza 5,7 mm. La realizzazione delle piegature non riduce la larghezza complessiva dell'elemento flangia o l'altezza complessiva dell'elemento anima. Tali grandezze geometriche restano pari a quelle originarie dei profili ORP.

### 8.2 Soluzioni di irrigidimento della flangia superiore

#### 8.2.1 Irrigidimento della flangia con 1 bugna

E' una soluzione adeguata per la quasi totalità dei profili che presentano flange con problemi di instabilità locale. Tali profili sono individuabili nelle tabelle di progetto (vedi Tabelle A, B, C – "FLANGIA - 2 PIEGHE").

Il criterio di progetto adottato, con riferimento alla Figura 16 è il seguente:

- 1) Fissare  $b_{p1} = 12$  mm
- 2) Ricavare  $b_{p2}$  in funzione della lunghezza residua sulla flangia

$$b_{p2} = (L_{f,p} - b_{p1} - 2 \cdot b_s) / 2$$

essendo

$b_s$  la lunghezza della piega, fissata pari a 5,7 mm;

$L_{f,p}$  la lunghezza appropriata della flangia, che esclude le zone piegate di estremità, assunte pari a 2 mm per parte (per qualsiasi spessore), quindi

$$L_{f,p} = L_{flangia} - 4 \text{ mm}$$



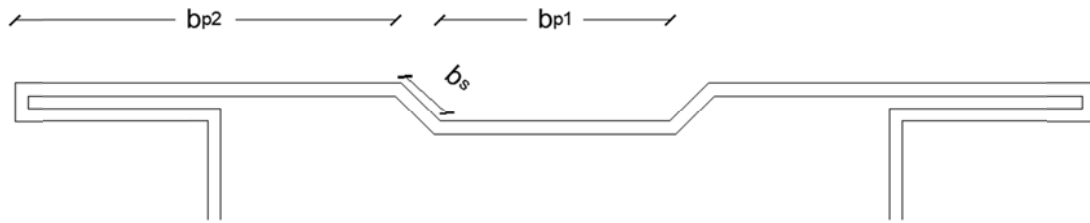


Figura 16 - Soluzione di irrigidimento della flangia con 1 bugna

### 8.2.2 Irrigidimento della flangia con 2 bugne

E' una soluzione che riguarda soltanto quei profili per i quali la soluzione con un'unica bugna non risolve i problemi di instabilità. Tali profili sono individuabili nelle tabelle di progetto (vedi Tabelle A, B, C – "FLANGIA - 4 PIEGHE").

Il criterio di progetto adottato è il seguente (vedi Figura 17):

- 1) Fissare  $b_{p1} = 10/12$  mm;
- 2) Fissare un valore di  $b_{p2}$  che rispetti le limitazioni di instabilità locale del tratto (vedi Tabella 4);
- 3) Ricavare il valore di  $b_{p3}$  con la lunghezza residua rimasta sulla flangia

$$b_{p3} = L_{f,p} - 2 \cdot (b_{p2} + b_{p1}) - 4 \cdot b_s$$

essendo

$b_s$  la lunghezza della piega, fissata pari a 5,7 mm.

$L_{f,p}$  la lunghezza appropriata della flangia, che esclude le zone piegate di estremità, assunte pari a 2 mm per parte (per qualsiasi spessore), quindi

$$L_{f,p} = L_{flangia} - 4 \text{ mm}$$



Figura 17 - Soluzione di irrigidimento della flangia con 2 bugne



Nella Tabella 4 sono riportati, per i vari spessori e per le varie classi di resistenza, i valori limite  $b_{p,lim}$  della lunghezza di un tratto vincolato alle due estremità e soggetto a tensione di compressione costante che consentono di evitare l'instabilità locale.

Rispettando tali valori sono state definite le soluzioni progettuali con l'obiettivo di uniformarle per tutti i profili.

Tabella 4. Lunghezza limite  $b_{p,lim}$  per instabilità locale di un tratto soggetto a tensione di compressione costante doppiamente vincolato

Classe	S355	S275	S235
t	$b_{p,lim}$	$b_{p,lim}$	$b_{p,lim}$
mm	mm	mm	mm
1,5	46,93	53,32	57,68
2	62,57	71,09	76,9
2,5	78,22	88,87	96,13
3	93,86	106,64	115,36
3,5	109,50	124,41	134,59
4	125,15	142,19	153,81
5	156,43	177,74	192,27

### 8.3 Soluzioni di irrigidimento dell'anima

Le soluzioni di irrigidimento dell'anima mediante opportune piegature sono da ritenersi valide solo per profili che presentano problemi di instabilità locale (vedi Tabelle A, B, C – "NECESSARIO IRRIGIDIMENTO"/"ANIMA").

Le soluzioni individuate valgono soltanto per il tratto compreso dell'anima nell'ambito di un utilizzo convenzionale dei profili in posizione "dritta".

La soluzione è illustrata nella Figura 18 in cui:

$h_a$  = quota dall'estradosso della flangia superiore

$h_b$  = quota dall'estradosso della flangia superiore

$s_{si}$  = lunghezza della piega

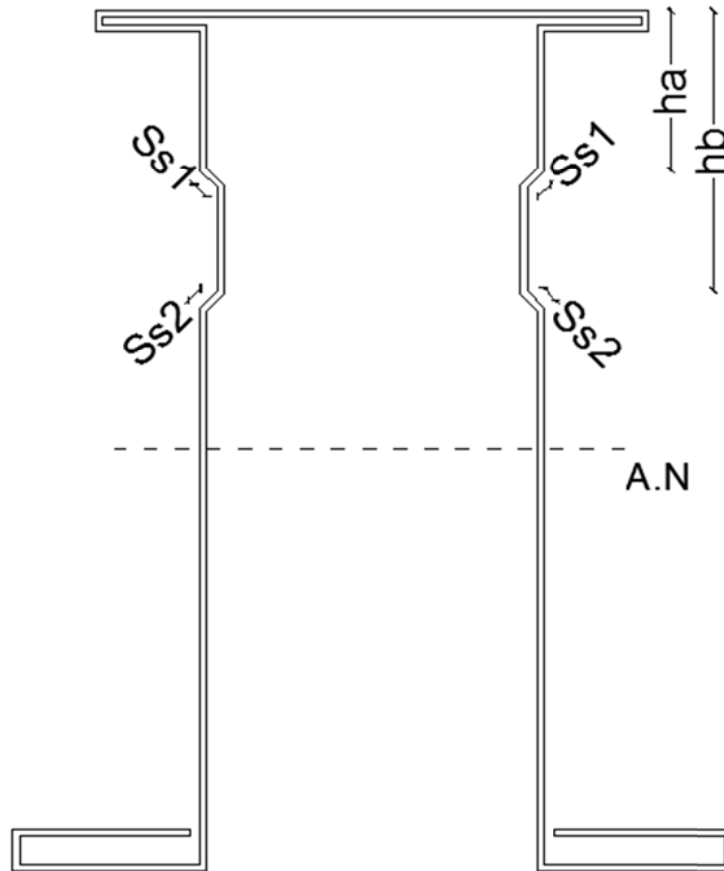


Figura 18 - Soluzione di irrigidimento dell'anima per utilizzo solo "dritto"

#### 8.4 Soluzioni per l'uso rovesciato dei profili

La soluzione di irrigidimento dell'anima descritta nel paragrafo 8.3 ed illustrata nella Figura 18 è valida solo per un utilizzo convenzionale del profilato in posizione "dritta". Per un utilizzo dei profili in posizione "rovesciata" è necessaria la realizzazione di piegature nell'anima simmetriche, rispetto all'asse neutro, a quelle descritte.

Inoltre l'utilizzo in posizione rovesciata dei profili richiede la necessità di valutare il fenomeno dell'instabilità locale sulla flangia inferiore risvoltata e sulla flangia inferiore. Per quest'ultima peraltro non è possibile definire alcuna soluzione di irrigidimento costruttivamente fattibile e compatibile con l'impiego del profilato.

Per quanto riguarda la flangia risvoltata l'assenza di instabilità locale potrebbe essere perseguita da soluzioni di piegatura come quelle illustrate nella Figura 19.

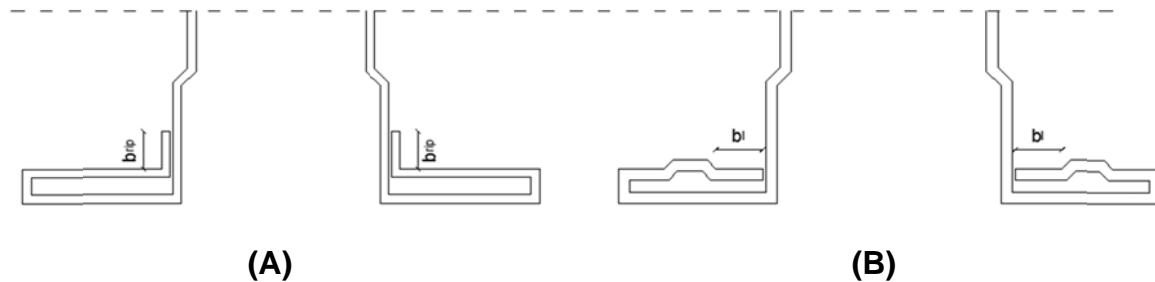


Figura 19 - Soluzioni di irrigidimento della flangia inferiore risvoltata per un utilizzo rovesciato dei profili

Per ciò che riguarda la soluzione (A), considerando uno sviluppo verticale  $b_{rip}$  limitato, si può assumere a vantaggio di sicurezza una tensione costante:  $\sigma_1 \approx \sigma_2$ . Nella successiva Tabella 5, sono riportati i valori massimi  $b_l$  e  $b_{rip}$  che garantiscono l'assenza di instabilità locale sulla flangia inferiore ripiegata per le due soluzioni proposte.

Per evitare l'instabilità, le lunghezze  $b_l$  e  $b_{rip}$  devono essere inferiori alla lunghezza  $b_{lim}$  calcolata rispettando le prescrizioni del paragrafo 4.4 della EN1993-1-5 relativo ad elementi compressi con un estremo libero che prevedono quanto segue

outstand compression elements:

$$\rho = 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p \leq 0,748$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_p > 0,748 \quad (4.3)$$

essendo la snellezza relativa

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

Pertanto risulta

$$b_{lim} = 0,748 \cdot 28,4 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma} \cdot t$$

in cui,

$$\varepsilon = (235/f_y)^{0,5}$$

$$k_\sigma = 0,43$$

dalla tabella 4.2 della EN-1993-1-5 (vedi Figura 7), essendo  $\psi = 1$ .



Tabella 5. Valori massimi dei tratti finali della flangia inferiore ripiegata che assicurano l'assenza di instabilità locale

Spessore (mm)	b <sub>l</sub> (max) o b <sub>rip</sub> (max)		
	S235 (mm)	S275 (mm)	S355 (mm)
1,5	20	19	17
2	27	25	22
2,5	34	32	28
3	41	38	34
3,5	48	45	39
4	55	51	45
5	69	64	56

Come già detto, il reale problema riguardante l'utilizzo dei profili in posizione "rovesciata" riguarda la flangia inferiore per la quale non è possibile l'applicazione di alcuna soluzione di irrigidimento costruttivamente praticabile. In considerazione di ciò, dimensioni tali da produrre fenomeni di instabilità locale sono state riscontrate su 24 profili, che dunque sono da considerare in classe 4 nel caso di impiego rovesciato, come è osservabile nelle Tabelle generali di progetto A, B, C allegate.

## 8.5 Valutazione dell'instabilità distorsionale

Per ogni irrigidimento inserito si verifica la piena efficacia verificando l'assenza di instabilità distorsionale. La procedura è quella illustrata al paragrafo 5.5.3.3 della EN1993-1-3:2006. Si procede al calcolo della tensione critica di instabilità per un irrigidimento intermedio valutando la tensione critica

$$\sigma_{cr,s} = (2\sqrt{K E I_s}) / A_s$$

K è la rigidezza per unità di lunghezza dell'irrigidimento valutata come  $K = u/\delta$

dove  $\delta$  è la deformazione dell'irrigidimento dovuta al carico unitario u agente su di esso, come illustrato nella Figura 20

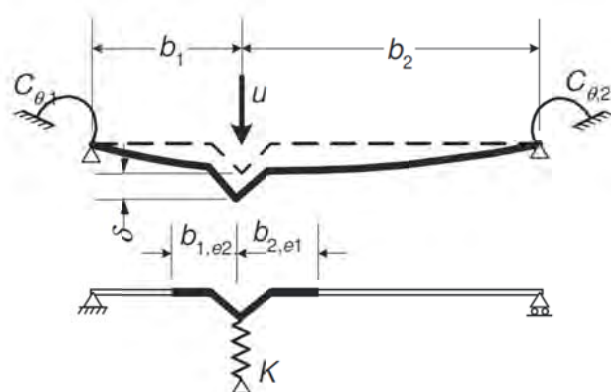


Figura 20 - Deformazione in corrispondenza dell'irrigidimento

Per gli irrigidimenti intermedi la deformazione  $\delta$ , è data da:

$$\delta = \frac{ub_1^2b_2^2}{3(b_1+b_2)} \cdot \frac{12(1-\nu^2)}{Et^3}$$

dove  $b_1$  e  $b_2$  rappresentano le distanze tra il baricentro dell'irrigidimento ed il vincolo o l'eventuale ulteriore irrigidimento precedente e successivo.

Pertanto la rigidezza elastica  $K$  è data da

$$K = u / \delta = \frac{3(b_1+b_2)}{b_1^2b_2^2} \cdot \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

$I_s$  è il momento di inerzia del secondo ordine efficace dell'area dell'irrigidimento, ovvero dell'area calcolata con le dimensioni efficaci, valutato rispetto all'asse baricentrico dell'irrigidimento e parallelo alla direzione dell'elemento sul quale è realizzata la piegatura.

$A_s$  è l'area efficace di competenza dell'irrigidimento. L'area efficace dell'irrigidimento è calcolata con le dimensioni efficaci  $b_{e1}$ ,  $b_{e2}$  calcolate come visto al paragrafo precedente (confronta Tabella 4 e Tabella 5, nonché le tabelle 4.1 e 4.2 della EN1993-1-5 in Figura 6 e Figura 7). Risulta

$$A_s = (b_{e2} + b_{e1} + L_{piega}) \cdot t$$

### 8.5.1 Soluzione a 1 bugna

La Figura 21 illustra l'area efficace e l'asse di inerzia relativi all'irrigidimento.

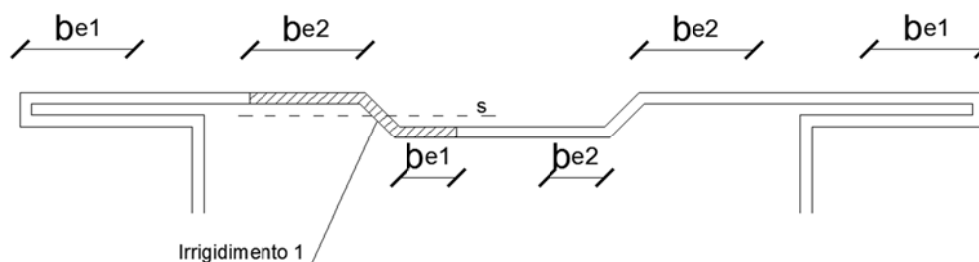


Figura 21 - Dimensioni significative per il calcolo dell'instabilità distorsionale della soluzione con 1 bugna

Calcolata dunque la tensione critica  $\sigma_{cr}$  si procede al calcolo della snellezza relativa

$$\lambda_d = \sqrt{(f_{yb} / \sigma_{cr})}$$

dove  $f_{yb}$  è la tensione di snervamento di base che è pari ad  $f_{yk}$  (dalla tabella 3.1b di EN1993-1-3, vedi Figura 22) per gli acciai in questione.

Table 3.1a: Nominal values of basic yield strength  $f_{yb}$  and ultimate tensile strength  $f_u$

Type of steel	Standard	Grade	$f_{yb}$ N/mm <sup>2</sup>	$f_u$ N/mm <sup>2</sup>
Hot rolled products of non-alloy structural steels. Part 2: Technical delivery conditions for non alloy structural steels	EN 10025: Part 2	S 235	235	360
		S 275	275	430
		S 355	355	510
Hot-rolled products of structural steels. Part 3: Technical delivery conditions for normalized/normalized rolled weldable fine grain structural steels	EN 10025: Part 3	S 275 N	275	370
		S 355 N	355	470
		S 420 N	420	520
		S 460 N	460	550
		S 275 NL	275	370
		S 355 NL	355	470
		S 420 NL	420	520
Hot-rolled products of structural steels. Part 4: Technical delivery conditions for thermomechanical rolled weldable fine grain structural steels	EN 10025: Part 4	S 275 M	275	360
		S 355 M	355	450
		S 420 M	420	500
		S 460 M	460	530
		S 275 ML	275	360
		S 355 ML	355	450
		S 420 ML	420	500
S 460 ML	460	530		

**NOTE 1:** For steel strip less than 3 mm thick conforming to EN 10025, if the width of the original strip is greater than or equal to 600 mm, the characteristic values may be given in the National Annex. Values equal to 0,9 times those given in Table 3.1a are recommended.

Figura 22 - Stralcio della tabella 3.1a di EN1993-1-3

Si può quindi calcolare il fattore di riduzione per instabilità distorsionale  $\chi_d$

$$\chi_d = 1,0 \quad \text{if } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \dots (5.12a)$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad \text{if } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \dots (5.12b)$$

$$\chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad \text{if } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \dots (5.12c)$$

### 8.5.2 Soluzione a 2 bugne

Di seguito si riportano, anche per la soluzione a due bugne, le grandezze significative per il calcolo dell'instabilità distorsionale (Figura 23).

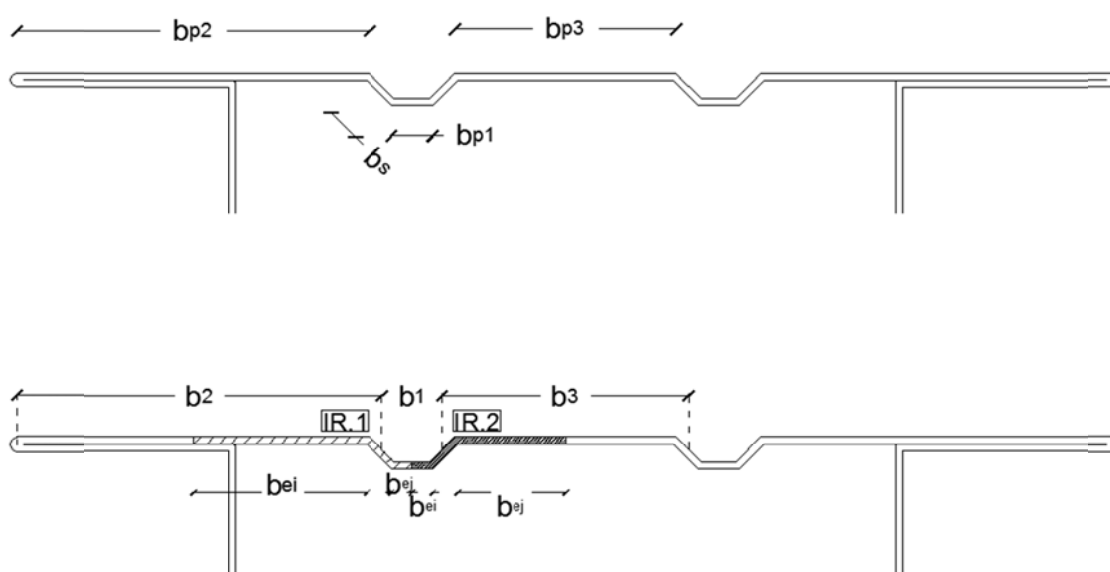


Figura 23 - Dimensioni significative per il calcolo dell'instabilità distorsionale della soluzione a 2 bugne

Nella Figura 23 si evidenziano:

$b_{pi}$  = larghezza appropriata del singolo tratto  $i$ -esimo, mediante la quale viene calcolata  $\lambda_p$  e si valuta dunque l'instabilità locale;

$b_s$  = lunghezza della piega, fissata pari a 5,7 mm;

$b_2, b_1, b_3$  = Interasse tra gli irrigidimenti della flangia;

$b_{ei}$  = primo tratto dell'irrigidimento;

$b_{ej}$  = secondo tratto dell'irrigidimento.

Analogamente a quanto fatto per la soluzione a 1 bugna, risulta

$$A_{s(ir\ 1)} = (b_{ej} + b_{ei} + b_s) \cdot t$$





Calcolata dunque la tensione critica  $\sigma_{cr}$  si procede al calcolo della snellezza relativa

$$\lambda_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr}}$$

dove  $f_{yb}$  è la tensione di snervamento di base che è pari ad  $f_{yk}$  (dalla tabella 3.1b di EN1993-1-3, vedi Figura 22) per gli acciai in questione.

Si può quindi individuare il fattore di riduzione per instabilità distorsionale  $\chi_d$

$$\chi_d = 1,0 \quad \text{if } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \dots (5.12a)$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad \text{if } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \dots (5.12b)$$

$$\chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad \text{if } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \dots (5.12c)$$

### 8.5.3 Dimensionamento

Per entrambe le soluzioni, affinché all'irrigidimento non si verifichino fenomeni di instabilità distorsionale (in realtà di instabilità flessionale per l'irrigidimento) il fattore di riduzione  $\chi$  dovrà essere uguale ad 1. Le grandezze che governano il fenomeno sono sostanzialmente due:

- la rigidità  $K$ ;
- l'area dell'irrigidimento  $A_s$ .

All'aumentare della rigidità si ha un aumento della tensione critica e dunque una diminuzione della snellezza relativa. Per aumentare la rigidità dell'irrigidimento è necessario diminuire il prodotto delle distanze dai baricentri degli stessi  $b_1 b_2$ .

Al diminuire dell'area dell'irrigidimento si ha un aumento della tensione critica e dunque una diminuzione della snellezza relativa. Per diminuire l'area dell'irrigidimento è necessario diminuire il prodotto delle lunghezze efficaci  $b_{e1}, b_{e2}$  definite sulla base della tabella 4.1 della EN1993-1-5 (Figura 6).

Particolare attenzione va posta sul calcolo dell'area efficace dell'irrigidimento sulle anime. Infatti, essendo l'anima soggetta ad un andamento lineare delle tensioni con un'inversione di segno lungo l'altezza, i valori di  $b_{e1}, b_{e2}$  saranno diversi da quelli sulla flangia dove la tensione è costante o comunque non è mai di trazione. Tale differenza nel calcolo delle dimensioni efficaci risulta dalle specifiche della tabella 4.1 della EN1993-1-5 e sono evidenziate Figura 24.

Table 4.1: Internal compression elements

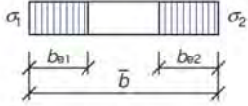
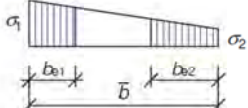
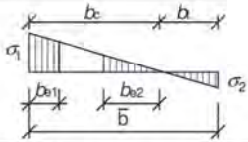
Stress distribution (compression positive)		Effective <sup>p</sup> width $b_{eff}$				
A		$\psi = 1:$				
		$b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff} \quad b_{e2} = 0,5 b_{eff}$				
B		$1 > \psi \geq 0:$				
		$b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} b_{eff} \quad b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$				
C		$\psi < 0:$				
		$b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff} \quad b_{e2} = 0,6 b_{eff}$				
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Buckling factor $k_{\sigma}$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Figura 24 - Differenze nel calcolo delle larghezze efficaci secondo la tabella 3.1a di EN1993-1-3

La Figura 25 mostra la definizione delle aree efficaci per i singoli irrigidimenti dell'anima. I tratti 1 e 2 appartenenti all'anima sono da considerare interamente compressi e per questo le lunghezze delle zone efficaci  $b_{e1}$  e  $b_{e2}$  valgono

$$b_{e1} = (2 / 5 - \psi) \cdot b_{eff}$$

$$b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$$

dove:

$$b_{eff} = \rho \cdot b_{pi}$$

Il tratto 3 presenta invece inversione della tensione lungo il suo sviluppo dunque dalla tabella 4.1 EN1993-1-5 (Figura 6)

$$b_{e1} = 0,4 \cdot b_{eff}$$

$$b_{e2} = 0,6 \cdot b_{e1}$$

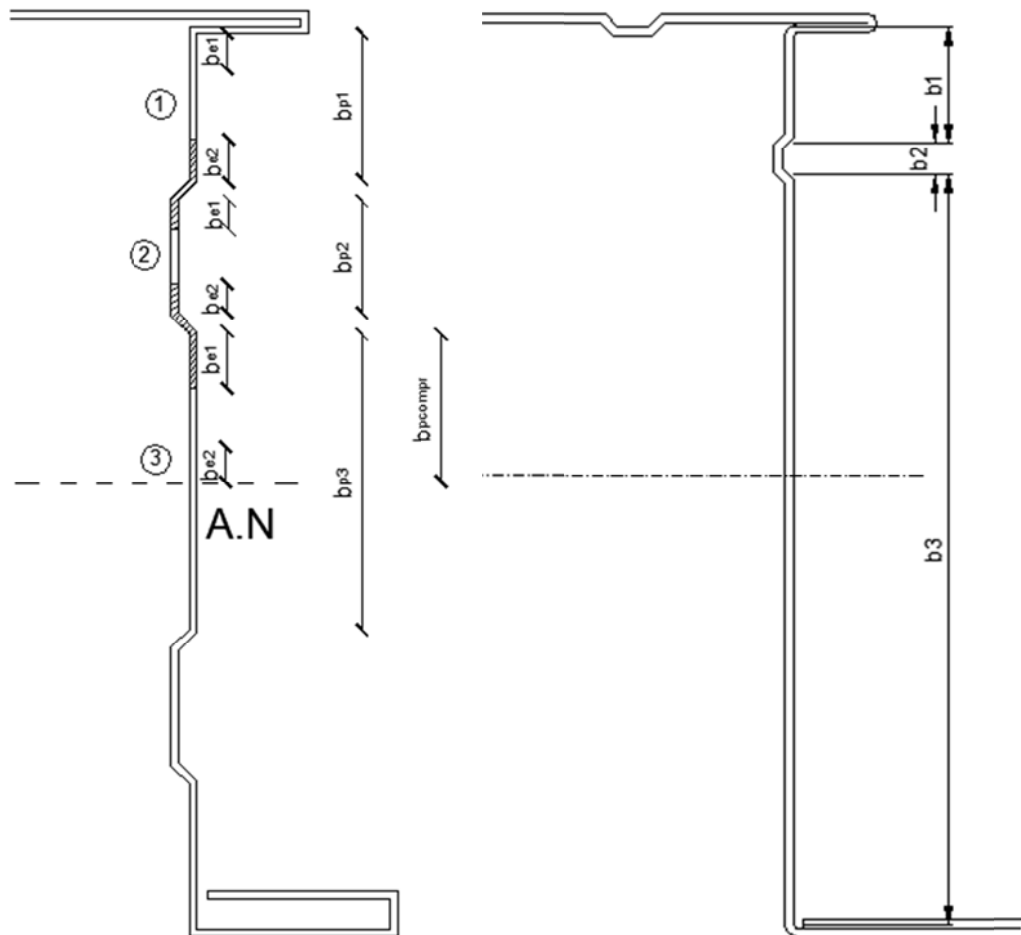


Figura 25 - Dimensioni significative per il calcolo dell'instabilità distorsionale delle soluzioni con 1 o 2 bugne dell'anima.

La valutazione dell'instabilità distorsionale è condotta analogamente alla procedura condotta per la flangia, facendo particolare attenzione alla determinazione delle lunghezze efficaci  $b_{eff}$  essendo presente, per alcuni elementi, una tensione non costante. Risulta pertanto

$$\lambda_d = \sqrt{(f_{yb} / \sigma_{cr})}$$

$$\sigma_{cr,s} = (2\sqrt{(K E I_s)}) / A_s$$

Si può quindi calcolare il fattore di riduzione per instabilità distorsionale  $\chi_d$  come



$$\chi_d = 1,0 \quad \text{if } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \dots (5.12a)$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad \text{if } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \dots (5.12b)$$

$$\chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad \text{if } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \dots (5.12c)$$

Anche in questo caso le grandezze che governano il fenomeno sono sostanzialmente due:

- la rigidezza  $K$ ;
- l'area dell'irrigidimento  $A_s$ .

All'aumentare della rigidezza si ha un aumento della tensione critica e dunque una diminuzione della snellezza relativa. Per aumentare la rigidezza dell'irrigidimento è necessario diminuire il prodotto ( $b_1 \cdot b_2$ ) delle distanze, infatti

$$K = u / \delta = \frac{3(b_1 + b_2)}{b_1^2 b_2^2} \cdot \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)}$$

dove  $b_1$  e  $b_2$  rappresentano le distanze tra il baricentro dell'irrigidimento ed il vincolo, o l'eventuale ulteriore irrigidimento, precedente e successivo (Figura 25).

Nel caso in esame si hanno due irrigidimenti, per entrambi nel calcolo della rigidezza sarà considerato il tratto  $b_2$  che, essendo molto piccolo (6,5 mm), contribuirà ad aumentare significativamente la rigidezza  $K$  degli stessi.

## 8.6 Osservazioni

E' evidente, sulla base delle valutazioni condotte, come a governare il fenomeno dell'instabilità distorsionale sia la tensione critica

$$\sigma_{cr,s} = (2\sqrt{K E I_s}) / A_s$$

Infatti, maggiore risulta essere tale valore minore è la possibilità che l'irrigidimento subisca fenomeni di instabilità distorsionale. E' dunque fondamentale, come esposto nei paragrafi precedenti, limitare il valore del parametro  $\lambda_d$

$$\lambda_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr}}$$

fino ad ottenere un coefficiente di riduzione



$$X = 1$$

Per affrontare la tematica dell'instabilità distorsionale i parametri significativi sono sostanzialmente due:

- la rigidità  $K$  dell'irrigidimento

$$K = u / \delta = \frac{3(b_1 + b_2)}{b_1^2 b_2^2} \cdot \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)}$$

- l'area dell'irrigidimento

$$A_s = (b_{e2} + b_{e1} + L_{piega}) \cdot t$$

Per ogni prefissato valore della resistenza dell'acciaio (235, 275, 355), le grandezze principali prese in considerazione nello sviluppo della procedura di calcolo sono state:

- a) l'interasse tra gli irrigidimenti,  $b_i$ ;
- b) la larghezza efficace degli irrigidimenti,  $b_{ei}$ ;
- c) lo spessore degli elementi,  $t$ .

Le grandezze sopra riportate sono ovviamente legate alla scelta della lunghezza appropriata  $b_{pi}$  definita nell'ambito della valutazione dell'instabilità locale.

Tuttavia è risultato come aver scelto valori di  $b_{pi}$  che garantiscono assenza di instabilità locale, non sempre (anzi, quasi mai) garantisce l'assenza di instabilità distorsionale. Tale fenomeno infatti risulta essere il più critico, in quanto per risolvere il problema dell'instabilità locale occorre disporre un irrigidimento efficace, ma la sua efficacia è valutata mediante l'assenza di instabilità distorsionale.

Dunque la scelta dei valori di  $b_{pi}$  deve essere tale da determinare l'assenza di instabilità locale ed, allo stesso tempo, anche l'assenza di instabilità distorsionale.

In definitiva la scelta delle grandezze di progetto sia per la flangia che per l'anima non è determinata dall'osservazione di un valore limite bensì dal soddisfacimento di più condizioni necessarie per l'assenza delle instabilità locali e distorsionali. I fogli di calcolo implementati per la definizione delle tabelle di progetto consentono

le suddette valutazioni e dunque determinano precise scelte progettuali, riportate nelle stesse tabelle generali di progetto (Tabelle A, B, C).

Assumendo due tratti contigui di larghezza appropriata uguale

$$b_{p1} = b_{p2}$$

in Figura 25 sono riportati i diagrammi di  $\lambda_p$  e  $\lambda_d$  al variare del prodotto ( $b_{p1} \cdot b_{p2}$ ) per una resistenza dell'acciaio di 355 N/mm<sup>2</sup> e per uno spessore pari a 3 mm. Nella figura sono anche riportati i limiti di snellezza che evitano la instabilità locale (I.L.) e la instabilità distorsionale (I.D.). Si osserva che l'assenza di instabilità locale sarebbe garantita fino ad un valore del prodotto delle larghezze appropriate pari a 7000. In realtà la valutazione dell'instabilità locale è condotta solo sul tratto  $b_{p1}$ . Diversamente si osserva che l'instabilità distorsionale si manifesta per valori molto bassi del suddetto prodotto. Ciò conferma come a condizionare le soluzioni progettuali, sia prevalentemente il fenomeno dell'instabilità distorsionale.

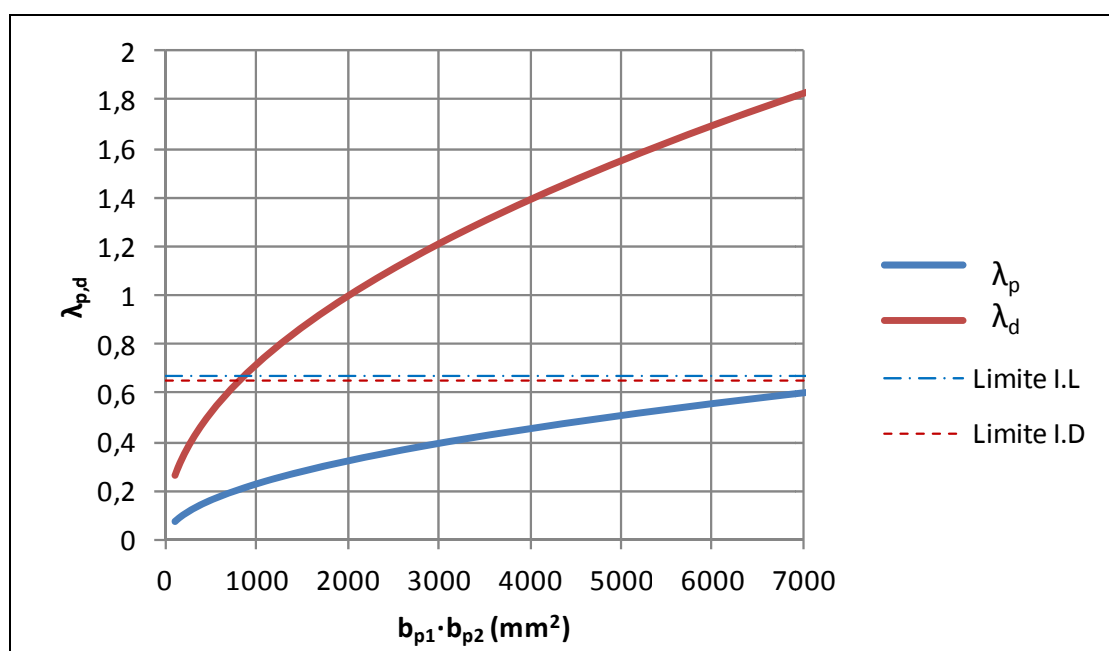


Figura 26 - Andamento di  $\lambda_p$  e  $\lambda_d$  al variare del prodotto ( $b_{p1} \cdot b_{p2}$ )

Il diagramma in Figura 27 mostra l'andamento dei coefficienti riduttivi  $\rho$  e  $X$  al variare del rapporto  $(b_{p1} \cdot b_{p2})/t$  per profili con classe di resistenza S355.

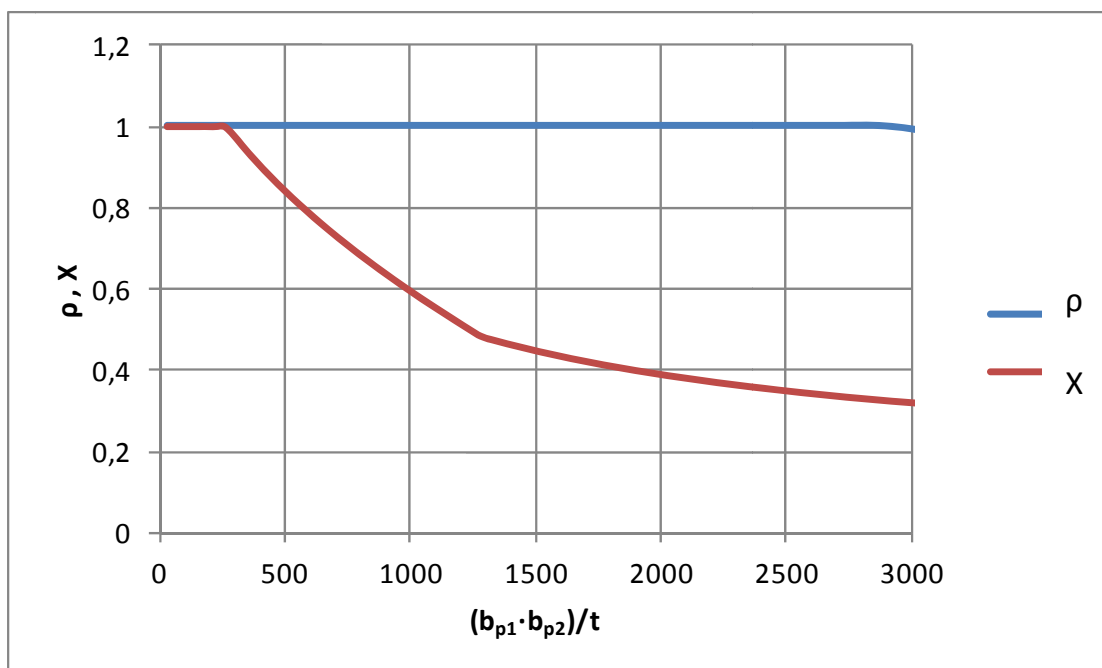


Figura 27 - Andamento dei coefficienti riduttivi  $\rho$  e  $X$  al variare rapporto  $(b_{p1} \cdot b_{p2}) / t$  per profili appartenenti alla classe S355

Nelle figure seguenti (Figura 28, Figura 29, Figura 30) sono riportati i diagrammi del fattore di riduzione  $\chi$  al variare del prodotto  $(b_{p1} \cdot b_{p2})$  per i differenti spessori e classi di resistenza presenti.

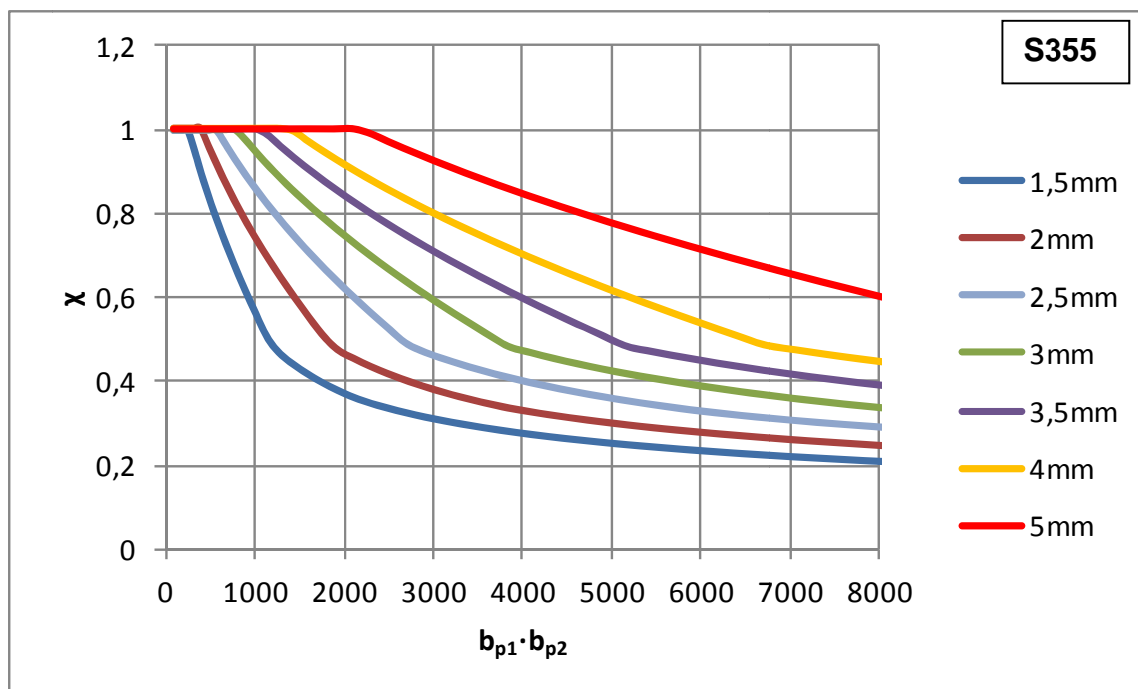


Figura 28 - Andamento del coefficiente riduttivo  $X$  al variare del prodotto  $(b_{p1} \cdot b_{p2})$  per profili appartenenti alla classe S355

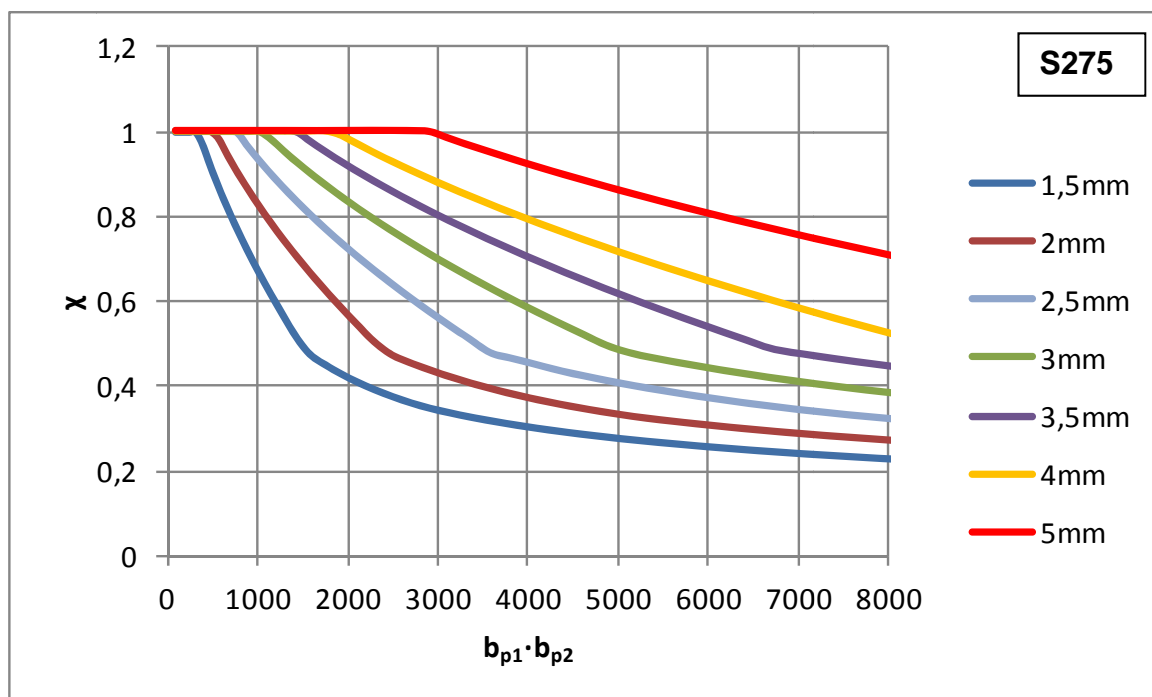


Figura 29 - Andamento del coefficiente riduttivo X al variare del prodotto ( $b_{p1} \cdot b_{p2}$ ) per profili appartenenti alla classe S275

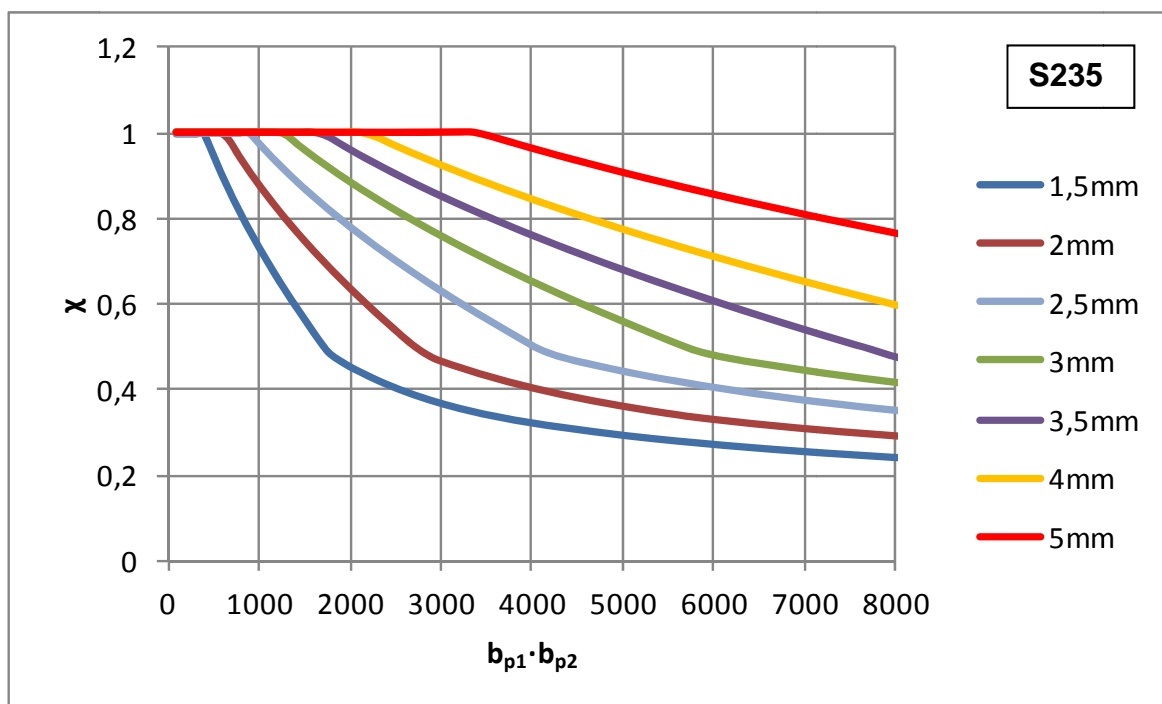


Figura 30 - Andamento del coefficiente riduttivo X al variare del prodotto ( $b_{p1} \cdot b_{p2}$ ) per profili appartenenti alla classe S235

Si può dunque concludere, sulla base dell'esame dei diagrammi sopra riportati, che, nel caso in cui si renda necessario l'inserimento di irrigidimenti, per evitare il





fenomeno dell'instabilità distorsionale è fondamentale massimizzare la rigidità degli stessi.

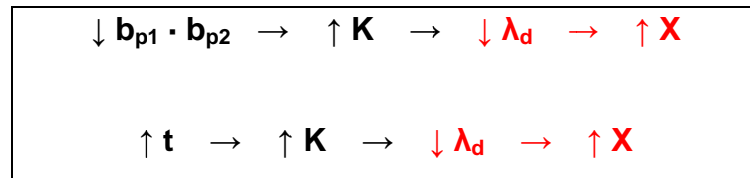


Figura 31 - Schema delle operazioni per l'incremento del coefficiente riduttivo  $\chi$

E' evidente che al fine di minimizzare il prodotto di due tratti che definiscono un irrigidimento si può fare in modo che almeno uno dei due sia molto basso. Tale principio è stato applicato nella definizione delle soluzioni progettuali proposte e riportate nella tabelle generale di progetto. Infatti l'utilizzo delle bugne, presuppone appunto che uno dei due tratti convergente nella generica piega i-esima sia di lunghezza  $b_{pi}$  molto limitata in modo tale da garantire un prodotto ( $b_{p1} \cdot b_{p2}$ ) che determini assenza di instabilità distorsionale della piega stessa. E' di fondamentale importanza però assumere delle lunghezze  $b_{pi}$  che determinino delle lunghezze appropriate  $b_{pj}$  dei tratti adiacenti all'irrigidimento che comunque non siano soggetti ad instabilità locale.



## 9 ASPETTI CONNESSI ALLE PIEGATURE DI BORDO

### 9.1 Raggio delle piegature delle estremità laterali delle flange

Il primo aspetto riguarda la piegatura alle estremità laterali della flangia superiore.

Si fa riferimento alle indicazioni sulla geometria dei profili formati a freddo riportate al punto 5.2 della Parte 1-3 dell'Eurocodice 3 (EN 1993-1-3: 2006 (E))

Non sembrano esistere limitazioni minime sul raggio di curvatura delle piegature, quindi la ripiegatura "su se stessa" realizzata negli ORP alle estremità laterali della flangia superiore è accettabile da questo punto di vista.

Le limitazioni formulate in 5.1(3) riguardano il raggio massimo al di sotto del quale l'influenza degli arrotondamenti degli angoli può essere ignorata nella valutazione della resistenza della sezione trasversale e tali limitazioni sono

$$r \leq 5 t \quad \text{sempre verificata}$$

$$r \leq 0.10 b_p \quad \text{sempre verificata}$$

Si osserva che l'influenza degli arrotondamenti delle piegature deve sempre essere considerata nella valutazione della rigidezza della sezione (cfr. 5.1(3)).

L'influenza degli arrotondamenti delle piegature può essere considerata nella valutazione della rigidezza della sezione attraverso le approssimazioni fornite in 5.1(4) riportate di seguito.

$$A_g \approx A_{g,sh} (1 - \delta) \quad \dots (5.1a)$$

$$I_g \approx I_{g,sh} (1 - 2\delta) \quad \dots (5.1b)$$

$$I_w \approx I_{w,sh} (1 - 4\delta) \quad \dots (5.1c)$$

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\phi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} \quad \dots (5.1d)$$



where:

$A_g$	is	the area of the gross cross-section;
$A_{g,sh}$	is	the value of $A_g$ for a cross-section with sharp corners;
$b_{p,i}$	is	the notional flat width of plane element $i$ for a cross-section with sharp corners;
$I_g$	is	the second moment of area of the gross cross-section;
$I_{g,sh}$	is	the value of $I_g$ for a cross-section with sharp corners;
$I_w$	is	the warping constant of the gross cross-section;
$I_{w,sh}$	is	the value of $I_w$ for a cross-section with sharp corners;
$\phi$	is	the angle between two plane elements;
$m$	is	the number of plane elements;
$n$	is	the number of curved elements;
$r_j$	is	the internal radius of curved element $j$ .

## 9.2 Forma delle piegature delle estremità laterali delle flange

Il secondo aspetto riguarda i rapporti di forma delle piegature e dei tratti piatti.

Si fa ancora riferimento alle indicazioni sulla geometria dei profili formati a freddo riportate al punto 5.2 della Parte 1-3 dell'Eurocodice 3 (EN 1993-1-3: 2006 (E))

Considerando la Tabella 5.1 "Massimi rapporti larghezza-spessore" non vengono proposte configurazioni esattamente corrispondenti a quella dei profili ORP.

Le due situazioni riconducibili al profilo ORP sono le seguenti.

La situazione 1 è quella riportata nella Figura 32.

Applicandola ai profilati ORP nell'accezione di considerare il parametro  $b$  pari alla larghezza totale della flangia superiore, la limitazione posta

$$b / t \leq 500$$

semberebbe sempre verificata.

La situazione 2 è invece quella riportata nella Figura 33, ma in realtà nel profilo ORP non c'è un vero e proprio irrigidimento di bordo, in quando la lamiera, dopo la piegatura di bordo, risvolta verticalmente a realizzare l'anima.

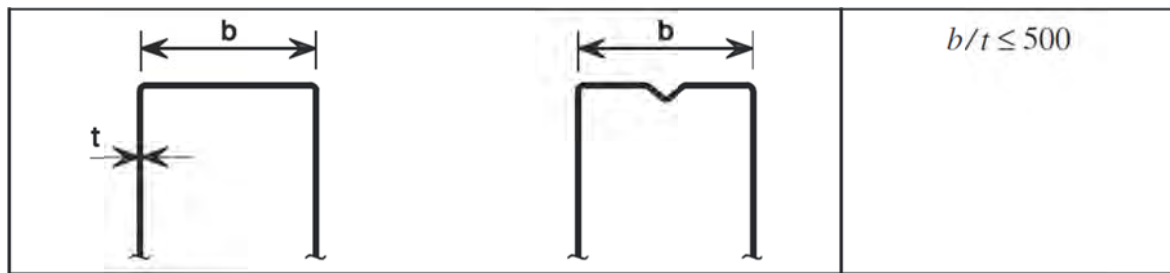


Figura 32 - Stralcio della Tabella 5.1 della EN 1993-1-3: 2006 (E)

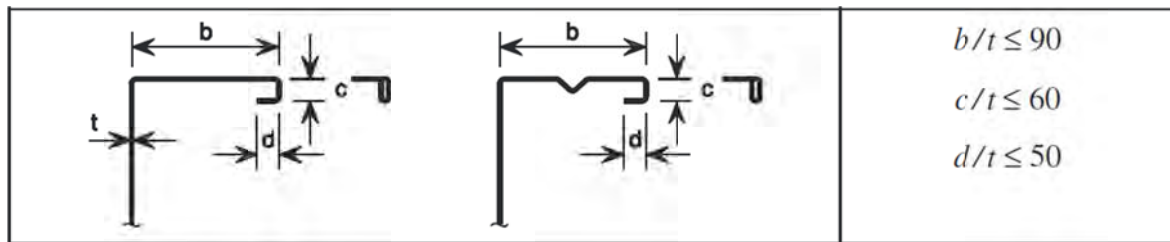


Figura 33 - Stralcio della Tabella 5.1 della EN 1993-1-3: 2006 (E)

Nell'applicazione ai profilati ORP si dovrebbe fare riferimento allo schema riportato nella Figura 34.

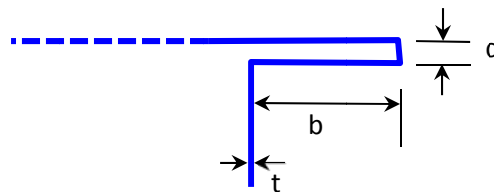


Figura 34 - Stralcio del profilo ORP

In tal caso le limitazioni poste risulterebbero

$b / t \leq 90$  verificata

$c / t \leq 60$  sempre verificata

$d / t \leq 50$  non applicabile

In merito alla condizione  $c / t \leq 60$  occorre tenere conto che di fatto la lunghezza

$c \cong 0$

in quanto la lamiera è ripiegata "su se stessa". Questo fatto potrebbe precludere la possibilità di considerare la piegatura come un irrigidimento efficace in quanto al paragrafo 5.5.3.2 della EN 1993-1-3: 2006 (E) viene fornita la procedura di valutazione degli irrigidimenti di bordo sotto le seguenti due condizioni:



- 1) che siano rispettate le prescrizioni del paragrafo 5.2 della stessa EN 1993-1-3: 2006 (E);
- 2) che l'angolo tra l'irrigidimento e l'elemento piano sia compreso tra  $45^\circ$  e  $135^\circ$ .

In merito alla condizione 1) essa si traduce nel fatto che le indicazioni di progetto mediante il calcolo della EN 1993-1-3: 2006 (E) non possono essere applicate a sezioni che non rispettino le limitazioni dei rapporti larghezza/spessore  $b/t$ ,  $h/t$ ,  $c/t$  e  $d/t$  fornite nella Tabella 5.1 della stessa EN 1993-1-3. A tale proposito le considerazioni sono quelle già svolte nella prima parte di questo capitolo.

In ogni caso il mancato rispetto delle limitazioni formulate nella Tabella 5.1 non preclude l'impiego del profilato, per quanto detto nella nota di seguito riportata

**NOTE:** These limits  $b/t$ ,  $h/t$ ,  $c/t$  and  $d/t$  given in table 5.1 may be assumed to represent the field for which sufficient experience and verification by testing is already available. Cross-sections with larger width-to-thickness ratios may also be used, provided that their resistance at ultimate limit states and their behaviour at serviceability limit states are verified by testing and/or by calculations, where the results are confirmed by an appropriate number of tests.

Sarebbe necessario verificare la resistenza agli stati limite ultimi ed il loro comportamento agli stati limite di servizio attraverso le prove o il calcolo ed i risultati essere confermati da un appropriato numero di prove.

**Diversamente rilevante è la questione riguardante la condizione 2). Poiché la piegatura di bordo dei profili ORP è "su se stessa" di fatto configura una piegatura a  $180^\circ$  e quindi al di sopra del limite massimo di  $135^\circ$  posto per l'applicabilità dei criteri formulati per la valutazione dell'irrigidimento (Figura 35).**

**In merito a questo aspetto le norme non fanno peraltro riferimento alla possibilità di validare il comportamento e le valutazioni di resistenza attraverso prove sperimentali o metodi di calcolo.**

**Questo aspetto richiede pertanto qualche ulteriore riflessione per trovare un suo superamento.**

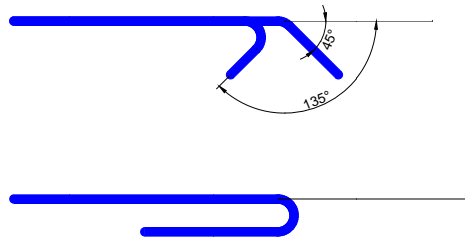


Figura 35 - Piegature limite di 45° e 135° (sopra) e piegatura effettiva a 180° del profilo ORP (sotto)



## 10 APPLICAZIONE DELLA PROCEDURA DI CALCOLO

Nel presente capitolo sono illustrate le soluzioni necessarie per eliminare le situazioni di instabilità locale e distorsionale. Alla luce delle valutazioni condotte, si è proceduto ad uniformare, per quanto possibile, i parametri progettuali per tutti i profili ORP, così da ottenere una sagomatura standard nella definizione delle pieghe. Tale processo di unificazione delle soluzioni si rende necessario per ottimizzare i processi di piegatura dei profilati.

I parametri progettuali sono stati determinati considerando un profilo di riferimento, ovvero il profilo che necessita delle soluzioni geometriche più restrittive.

Sono stati esclusi da ogni valutazione i profili con spessore  $t = 1,5$  mm in quanto richiedono soluzioni difficilmente percorribili dal punto di vista costruttivo.

Nelle Tabelle A, B, C allegate sono riportate le soluzioni di irrigidimento dei profilati che garantiscono l'assenza di instabilità locale e distorsionale per tutti i profili presenti sul catalogo.

Le tabelle sono tre, una per ciascuna classe di resistenza caratteristica del materiale:

Tabella A - Classe S235

Tabella B - Classe S275

Tabella C - Classe S355.

Ogni tabella contiene la caratterizzazione di 8 diversi profili per i 7 valori di spessore previsti (1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 3,5 - 4 - 5 mm). Dunque sono stati valutati un totale di 168 elementi.

### 10.1 Soluzioni flangia con 1 bugna (2 pieghe)

E' una soluzione che riguarda la quasi totalità dei profili che presentano flange con problemi di instabilità e che non necessitano della soluzione a 4 pieghe. Questi profili sono individuabili nelle tabelle di progetto (vedi colonne "FLANGIA -2 PIEGHE" nelle Tabelle A, B, C -).



Al variare della lunghezza della flangia, si determina la terna di valori ( $b_{p2}$ ,  $b_{p1}$ ,  $b_{p2}$ ) tale da assicurare assenza di instabilità locale e distorsionale. Con  $b_{p2}$  si indica la lunghezza del primo (e dell'ultimo) tratto di flangia comprensivo dell'ingombro dato dalla piega di estremità, tale ingombro è assunto, per ogni profilo e per ogni spessore, pari a 2 mm. Dunque la lunghezza da considerare ai fini del calcolo per la valutazione dell'instabilità locale risulta essere:

$$b_{p2,calcolo} = b_{p2} - 2\text{mm} \quad (\text{Figura 36})$$

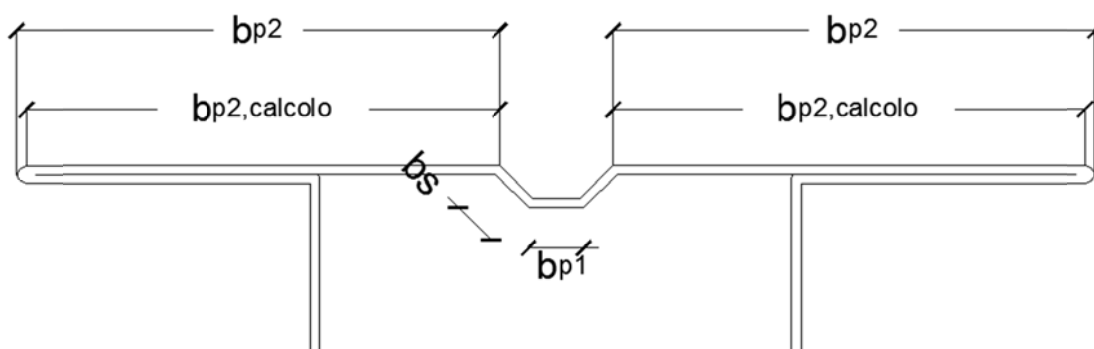


Figura 36 - Soluzione flangia con un'unica bugna

#### 10.1.1 Flangia di lunghezza nominale 250 mm (ORP 300 – ORP 280)

$$L_{piega} = 5,7 \text{ mm}$$

$$L_{flangia, reale} = 253,3 \text{ mm}$$

Profilo di riferimento: ORP300  $t = 3 \text{ mm}$  S235 ( $b_{plim} = 115,36 \text{ mm}$ )

Terna di progetto  $b_{p2}$ ,  $b_{p1}$ ,  $b_{p2}$  : 115, 12, 115 mm.

La soluzione di progetto così definita risulta verificata.

Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate.

La soluzione sopra esposta è dunque valida per tutti gli ORP 300 e ORP 280 che non necessitano di due bugne sulla flangia. Tuttavia per standardizzare la realizzazione dei profili è comunque applicabile la soluzione della doppia bugna anche per questi profili



### 10.1.2 Flangia di lunghezza nominale 160 mm (ORP 250 – ORP 220 – ORP 200)

Le configurazioni dei profili sono mostrate in Figura 37.

$$L_{\text{piega}} = 5,7 \text{ mm}$$

$$L_{\text{flangia, reale}} = 163,3 \text{ mm}$$

Profilo di riferimento: ORP250  $t = 2\text{mm}$  – S275 ( $b_{\text{plim}} = 71 \text{ mm}$ )

Terna di progetto  $b_{p2}$ ,  $b_{p1}$ ,  $b_{p2}$ : 70, 12, 70 mm.

La soluzione progettuale risulta verificata.

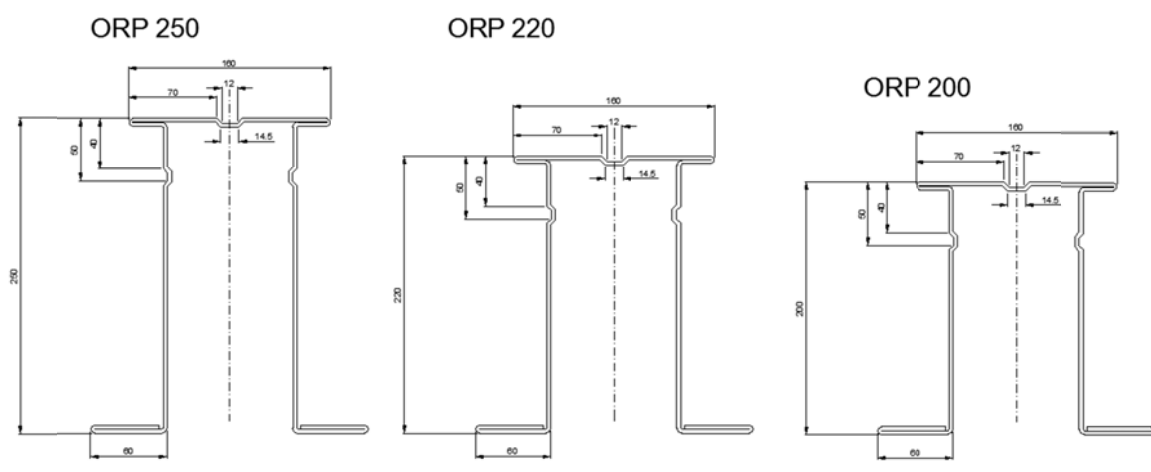


Figura 37 - Soluzione progettuale: Profili ORP 250, ORP 220, ORP 200

Dunque i profili in questione soddisfano i criteri di progetto utilizzando, per la flangia, la terna di valori indicata nei disegni. Si fa notare inoltre che per gli ORP 250, ORP 220 e ORP 200 è necessario l'irrigidimento dell'anima solo per spessori pari a 1,5 mm. Per spessori maggiori l'anima non risulta soggetta a fenomeni di instabilità locale (per qualsiasi classe di resistenza). Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate.

### 10.1.3 Flangia di lunghezza nominale 140 mm (ORP 180 – ORP 150)

Le configurazioni dei profili sono mostrate in Figura 38.

$$L_{\text{piega}} = 5,7 \text{ mm}$$

$$L_{\text{flangia, reale}} = 143,3 \text{ mm}$$

Profilo di riferimento: ORP180  $t = 2\text{mm}$  – S355 ( $b_{\text{plim}} = 62 \text{ mm}$ )

Terna di progetto  $b_{p2}$ ,  $b_{p1}$ ,  $b_{p2}$ : 60, 12, 60 mm.

La soluzione progettuale risulta verificata.

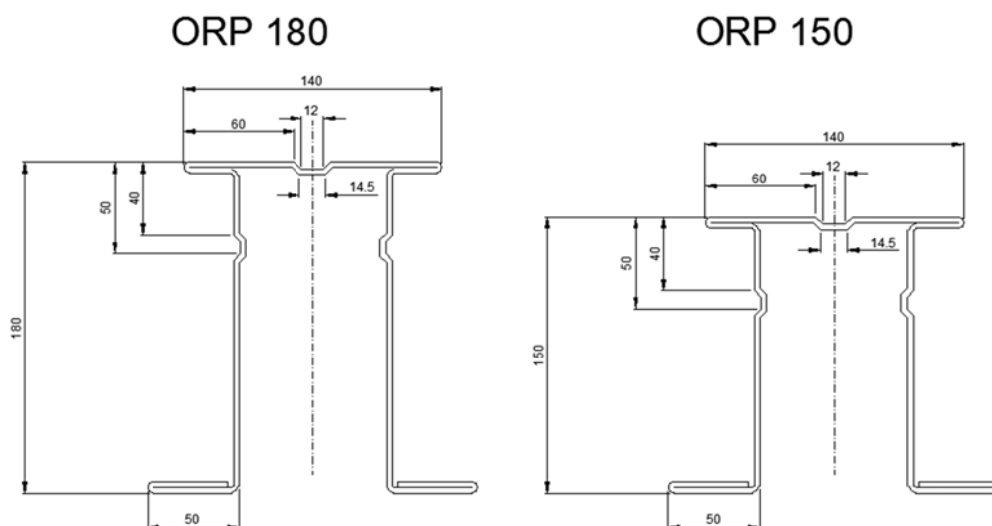


Figura 38 - Soluzione progettuale: Profili ORP 180 e ORP 150

Dunque i profili in questione soddisfano i criteri di progetto utilizzando, per la flangia, la terna di valori indicata nei disegni. Si fa notare inoltre che per gli ORP 180 è necessario l'irrigidimento dell'anima solo per spessori pari a 1,5 mm, mentre per gli ORP 150 non è mai necessario irrigidire l'anima, la quale non risulta soggetta a problemi instabilità locale (per qualsiasi classe di resistenza). Dunque l'irrigidimento presente sull'anima dell'ORP 150 può essere eliminato. Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate.

### 10.1.4 Flangia di lunghezza nominale 120 mm (ORP 120)

Le configurazioni dei profili sono mostrate in Figura 39.



$$L_{\text{piega}} = 5,7 \text{ mm}$$

$$L_{\text{flangia, reale}} = 123,3 \text{ mm}$$

Profilo di riferimento: ORP180  $t = 2\text{mm}$  – S355 ( $b_{\text{plim}} = 62 \text{ mm}$ )

Terna di progetto  $b_{p2}, b_{p1}, b_{p2}$ : 50, 12, 50 mm

La soluzione progettuale risulta verificata.

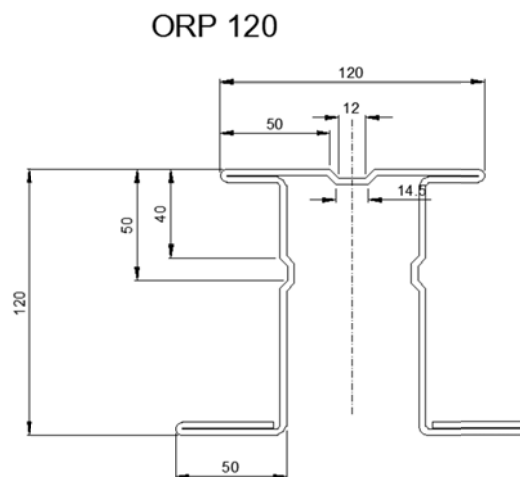


Figura 39 - Soluzione progettuale: Profilo ORP 120

Dunque i profili in questione soddisfano i criteri di progetto utilizzando, per la flangia, la terna di valori indicata nei disegni. Si fa notare inoltre che per gli ORP 120 non è mai necessario irrigidire l'anima, la quale non è mai soggetta a problemi di instabilità locale (per qualsiasi classe di resistenza). L'irrigidimento sull'anima dell'ORP 150 può essere omesso. Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate.

## 10.2 Soluzioni flangia con 2 bugne (4 pieghe)

La soluzione con due bugne riguarda soltanto i profili per i quali, con un'unica bugna, non si risolvono i problemi di instabilità. Tali profili sono individuabili nelle tabelle di progetto (vedi colonne "FLANGIA - 4 PIEGHE" nelle tabelle A, B, C).

Nel seguito, al variare della lunghezza della flangia, si determina la terna di valori ( $b_{p2}, b_{p1}, b_{p3}$ ) che assicura l'assenza di instabilità locale e distorsionale.

$b_{p2}$  è la lunghezza del primo tratto di flangia comprensivo dell'ingombro dato dalla piega di estremità, tale ingombro è assunto, per ogni profilo e per ogni spessore, pari a 2mm. Dunque la lunghezza da considerare ai fini del calcolo per la valutazione dell'instabilità locale risulta essere:

$$b_{p2,calcolo} = b_{p2} - 2\text{mm} \quad (\text{Figura 40})$$

$b_{p1}$  è la lunghezza del tratto centrale della bugna (Figura 41).

$b_{p3}$  è la parte restante della flangia centrale (Figura 41).

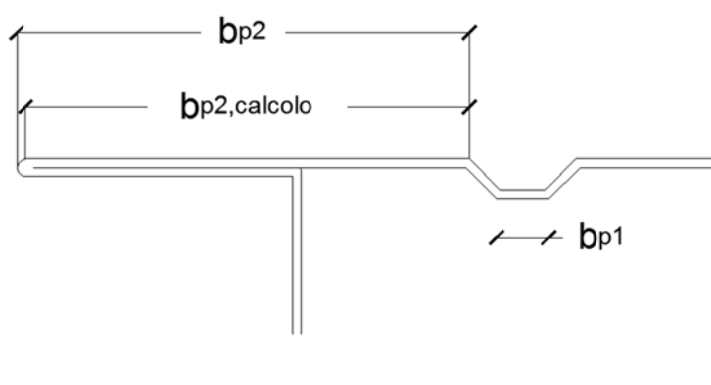


Figura 40 - Valore di calcolo della larghezza  $b_{p2}$  definito dall'ingombro della piega iniziale

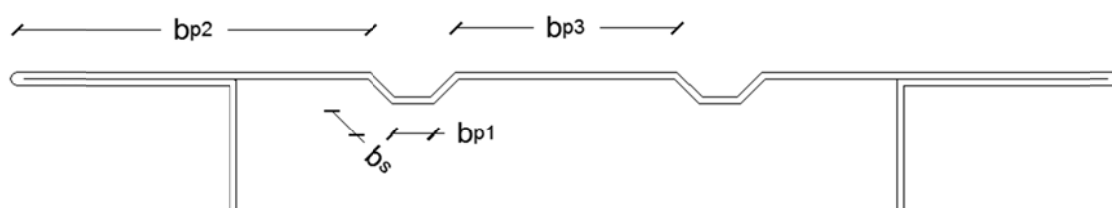


Figura 41 - Lunghezze appropriate per la soluzione flangia 4 pieghe - 2 bugne

### 10.2.1 Flangia di lunghezza nominale 250 mm (ORP 300 – ORP 280)

Le configurazioni dei profili sono mostrate in Figura 42.

$$L_{piega} = 5,7 \text{ mm}$$

$$L_{flangia, reale} = 256,7 \text{ mm}$$

Profilo di riferimento: ORP300  $t = 2\text{mm}$  – S275 ( $b_{plim} = 71 \text{ mm}$ )



Terna di progetto  $b_{p2}$ ,  $b_{p1}$ ,  $b_{p3}$ : 70, 12, 70 mm

La soluzione progettuale risulta verificata.

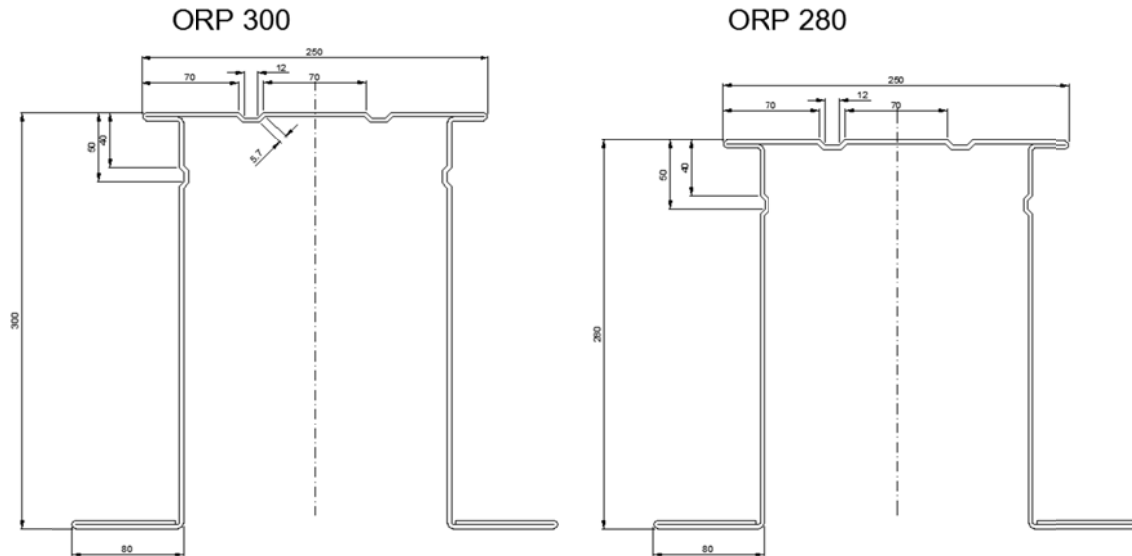


Figura 42 - Soluzione progettuale con 2bugne: ORP300 e ORP280

Dunque i profili in questione soddisfano i criteri di progetto utilizzando, per la flangia, la terna di valori riportata nei disegni. Si fa notare inoltre che per gli ORP 300 e ORP 280 di spessore 3mm o superiore (appartenenti la classe di resistenza S355) non sono necessari irrigidimenti sulle anime. Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate.

#### 10.2.2 Flangia di lunghezza nominale 160 mm (ORP 250 – ORP 220 – ORP 200)

$$L_{piega} = 5,7 \text{ mm}$$

$$L_{flangia, reale} = 166,7 \text{ mm}$$

Profilo di riferimento: ORP250  $t = 2\text{mm}$  – S355 ( $b_{plim} = 62 \text{ mm}$ )

Terna di progetto  $b_{p2}$ ,  $b_{p1}$ ,  $b_{p3}$ : 50, 10, 24 mm

La soluzione progettuale risulta verificata.

Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate. Questo tipo di soluzione è relativo soltanto a 3 profili (ORP 250 – ORP 220 – ORP 200) di spessore 2 mm e per classe di resistenza S355.



### 10.3 Soluzioni anima con 2 pieghe

Le soluzioni di irrigidimento dell'anima mediante opportune pieghe devono essere considerate solo per quei profili che presentano problemi di instabilità locale e o distorsionale a carico dell'anima (vedi colonne "NECESSARIO IRRIGIDIMENTO"- "ANIMA" nelle tabelle A, B, C).

Di tutti i profili ORP valutati (escludendo, come già detto, tutti quelli di spessore 1,5 mm), soltanto 12 (8,3%) risultano avere problemi di instabilità locale e/o distorsionale e dunque necessitano di irrigidimenti.

La soluzione di progetto (Figura 43) risulta essere:

$h_a = 40$  mm (quota dell'inizio della prima piega dall'estradosso della flangia superiore);

$h_b = 50$  mm ( quota dell'inizio della seconda piega dall'estradosso della flangia superiore);

$s = 5$  mm (lunghezza della piega).

La soluzione è valida per ogni profilo e per ogni spessore appartenente a tutte le classi resistenti. Le soluzioni appena descritte sono riportate nelle Tabelle A, B, C di progetto allegate.

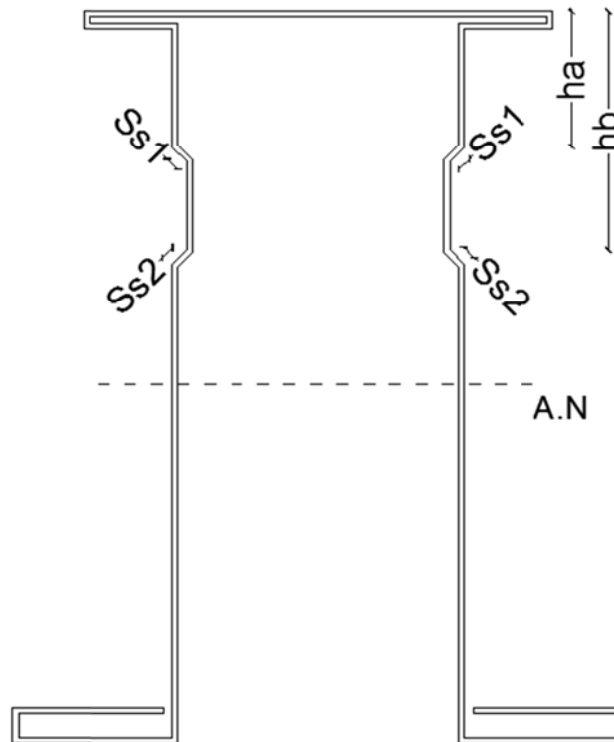


Figura 43 - Soluzione progettuale di irrigidimento dell'anima: utilizzo solo "dritto"

#### 10.4 Soluzioni a 4 pieghe per anima nella sezione "rovesciata"

In merito all'utilizzo rovesciato dei profili, la soluzione progettuale consiste nel considerare per l'anima una seconda serie di pieghe, analoghe a quelle già definite per l'utilizzo "dritto", e disposte simmetricamente ad esse rispetto all'asse orizzontale baricentrico (asse neutro della sezione).

Per tutti i profili ORP soggetti a problemi di instabilità sull'anima, la soluzione di irrigidimento consiste nella disposizione delle piegature alle seguenti quote (vedi Figura 44):

$h_a = 40$  mm (quota dell'inizio della prima piega dall'estradosso della flangia superiore);

$h_b = 50$  mm ( quota dell'inizio della seconda piega dall'estradosso della flangia superiore);

$Y_a = 40$  mm (quota dell'inizio della prima piega dall'intradosso della flangia inferiore);

$Y_b = 50$  mm ( quota dell'inizio della seconda piega dall'intradosso della flangia inferiore);

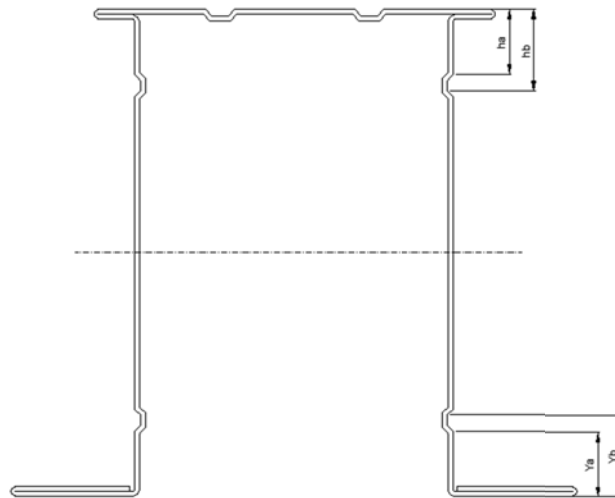


Figura 44 - Soluzione progettuale di irrigidimento dell'anima: utilizzo "dritto" e "rovescio"

Se per necessità di montaggio le pieghe intralciassero degli spazi, queste possono essere anche rivolte verso l'esterno (Figura 45) così da consentire, per esempio, l'inserimento di un elemento tubolare all'interno

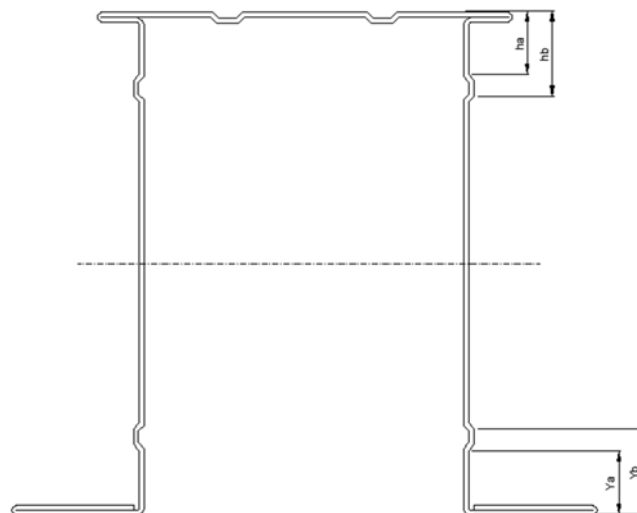


Figura 45 - Soluzione progettuale di irrigidimento dell'anima: utilizzo solo "dritto"

Si ricorda infine che per l'utilizzo rovesciato dei profili è necessario un'ulteriore piega sulla flangia inferiore risvoltata come già evidenziato al punto 3.3 d)

Le soluzioni relative alle anime per utilizzo dritto e rovesciato sono osservabili nelle tabelle di progetto in allegato.





## 11 NOTE ESPLICATIVE ALLE TABELLE DI PROGETTO

Nelle Tabelle A, B, C allegate sono riportate le soluzioni di irrigidimento dei profilati che garantiscono l'assenza di instabilità locale e distorsionale per tutti i profili presenti sul catalogo.

Le tabelle sono tre, una per ciascuna classe di resistenza caratteristica del materiale:

Tabella A - Classe S235

Tabella B - Classe S275

Tabella C - Classe S355.

Ogni tabella contiene la caratterizzazione di 8 diversi profili per i 7 valori di spessore previsti (1,5 - 2 - 2,5 - 3 - 3,5 - 4 - 5 mm). Dunque sono stati valutati un totale di 168 elementi.

Ciascuna tabella comprende 6 gruppi di colonne, di seguito descritti.

### **-Geometria**

In questo gruppo di colonne sono riportate le caratteristiche geometriche iniziali del profilo.

### **-Necessario irrigidimento**

Questo gruppo di colonne individua quali elementi costituenti il profilo subiscono fenomeni di instabilità locale. A causa di stati tensionali di presso-flessione i possibili elementi critici sono quattro:

a) Flangia superiore (si intende anche la parte ripiegata);

b) Anima;

c) Flangia inferiore;

d) Flangia inferiore risvoltata.

Gli ultimi due elementi (flangia inferiore e flangia inferiore risvoltata) sono elementi da valutare ai fini dell'instabilità locale solo nel caso di utilizzo "rovesciato" dei profili, situazione in cui tali elementi risultano compressi.

Le celle possono assumere i seguenti valori:



SI: l'elemento è soggetto ad instabilità locale, è necessario un irrigidimento;

NO: l'elemento non è soggetto ad instabilità locale, da considerarsi in classe 3.

#### **- Flangia: 2 pieghe**

In questo gruppo di colonne si riporta la soluzione proposta per evitare fenomeni di instabilità locale e distorsionale sulla flangia superiore (elemento a). I dati sono significativi solo per gli elementi flangia che sono soggetti a fenomeni di instabilità, quindi che nel gruppo di colonne "**Necessario Irrigidimento**" presentano il valore "SI".

L'irrigidimento proposto per la flangia è stato descritto nel presente documento ai paragrafi 8.2.1 e 8.5.1. Affinché l'elemento possa considerarsi in classe 3 è necessario che sia l'instabilità locale che quella distorsionale siano assenti: I.D. = NO; I.L. = NO

#### **- Flangia: 4 pieghe**

In questo gruppo di colonne si riporta la soluzione progettuale per tutti i casi in cui con due sole pieghe (Flangia: 2 bends) non si risolve il problema dell'instabilità locale. I dati sono significativi solo per gli elementi flangia che sono soggetti a fenomeni di instabilità, quindi che nel gruppo di colonne "**Necessario Irrigidimento**" presentano il valore "SI". L'irrigidimento proposto per la flangia è stato esposto nel presente documento ai paragrafi 8.2.2 ed 8.5.2. Affinché l'elemento possa considerarsi in classe 3 è necessario che sia l'instabilità locale che quella distorsionale siano assenti: I.D. = NO; I.L. = NO

#### **- Anima: 4 pieghe / 2 pieghe**

In questo gruppo di colonne si riporta la soluzione proposta per evitare fenomeni di instabilità locale e distorsionale per le anime (elemento b). I dati sono significativi solo per gli elementi anima che sono soggetti a fenomeni di instabilità, quindi che nel gruppo di colonne "**Necessario Irrigidimento**" presentano il valore "SI". L'irrigidimento proposto per la flangia è stato descritto nel presente documento al paragrafo 8.3. Si fa notare come per l'utilizzo solo in posizione "dritta" dei profili sono necessarie solo 2 pieghe, mentre per un utilizzo "dritto" e "rovesciato" sono necessarie due coppie di pieghe simmetriche, appunto 4 pieghe.



Si ricorda che per un utilizzo rovesciato dei profili è necessario intervenire per eliminare i problemi di instabilità locale sulla flangia inferiore e sulla flangia inferiore risvoltata, come discusso nel paragrafo 8.4.

#### - Profili tipo

Considerata la valutazione dei fenomeni di instabilità locale su tutti i profili e l'applicazione delle soluzioni di irrigidimento presentate possono essere individuate cinque tipologie di profilo. In quest'ultima colonna delle tabelle è riportata, per ciascun profilo, la tipologia di progetto con riferimento alle tipologie mostrate nella successiva Figura 46, valide soltanto per un utilizzo "dritto" del profilato.

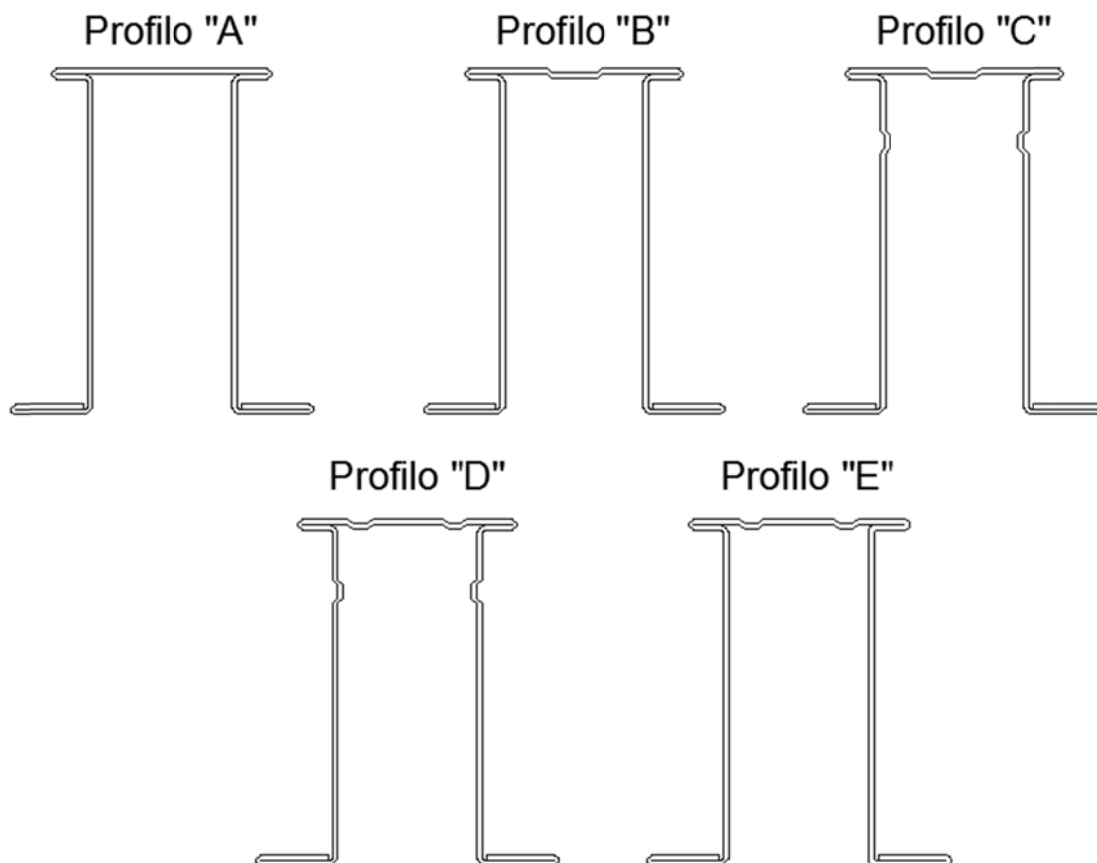


Figura 46 - Tipologie di profilo indicate nelle tabelle generali di progetto

#### -Legenda dei colori



Nelle Tabelle A, B, C di progetto sono visibili delle evidenze colorate per rendere maggiormente comprensibile il significato del documento.

-Per ogni elemento componente il profilo (Flangia, Anima, Flangia inferiore, Flangia inferiore risvoltata) nella sezione "Necessario irrigidimento" sono osservabili 3 gradi di colorazione:

**Rosso:** Elemento soggetto a instabilità locale, per cui è necessaria l'applicazione di irrigidimenti.

**Arancio:** Elemento soggetto a instabilità locale, per cui non è stata trovata una soluzione progettuale. Per tali elementi si propone un utilizzo solo a trazione. In questa categoria ricade esclusivamente la flangia inferiore.

**Marrone:** Elemento soggetto a instabilità locale. Si necessita l'applicazione di irrigidimenti solo per un utilizzo rovesciato dei profili.

-Per ogni profilo valutato, nelle sezioni "Nome profilo" e "Profilo Tipo", sono osservabili 4 gradi di colorazione:

**Giallo:** Profilo ancora soggetto a instabilità locale malgrado l'applicazione di soluzioni progettuali: il profilo è dunque da penalizzare con il metodo delle aree efficaci e da considerarsi in classe 4.

**Verde:** Profilo non soggetto a fenomeni di instabilità locale già nella sua forma originaria: da considerarsi in classe 3.

**Bianco:** Profilo irrigidito mediante le soluzioni di progetto e non più soggetto a fenomeni di instabilità locale: profilo da considerarsi in classe 3.

**Celeste:** Profilo per cui si necessita una soluzione progettuale dedicata affinché non manifesti fenomeni di instabilità locale. Per soluzione progettuale dedicata, si intende una soluzione che non rispetta il principio di uniformità rispetto alla soluzione generalizzata di riferimento adottata.



## 12 COMPUTO DEI PROFILI CLASSIFICATI

### 12.1 Computo generale delle soluzioni progettuali – profili tipo

Di seguito si riporta il computo generale dei profili su cui adottare gli irrigidimenti affinché ricadano in classe 3. La valutazione è stata condotta sulla totalità dei profili, dunque un numero pari a 168

#### **-S355**

N° Profili Tipo A = 4 (profili adeguati, privi di fenomeni di instabilità)

N° Profili Tipo B = 34

N° Profili Tipo C = 0

N° Profili Tipo D = 8

N° Profili Tipo E = 6

N° profili comunque soggetti a instabilità e dunque da penalizzare= 4

#### **-S275**

N° Profili Tipo A = 10 (profili adeguati, privi di fenomeni di instabilità)

N° Profili Tipo B = 32

N° Profili Tipo C = 1

N° Profili Tipo D = 8

N° Profili Tipo E = 3

N° profili comunque soggetti a instabilità e dunque da penalizzare= 2

#### **-S235**

N° Profili Tipo A = 10 (profili adeguati, privi di fenomeni di instabilità)

N° Profili Tipo B = 37

N° Profili Tipo C = 0

N° Profili Tipo D = 5

N° Profili Tipo E = 2

N° profili comunque soggetti a instabilità e dunque da penalizzare= 2

#### **TOTALE**

N° Profili Tipo A = 24 (14,3 %) (profili adeguati, privi di fenomeni di instabilità)



N° Profili Tipo B = 103 (61,3 %)

N° Profili Tipo C = 1 (0,6 %)

N° Profili Tipo D = 21 (12,5 %)

N° Profili Tipo E = 11 (6,6 %)

N° profili comunque soggetti a instabilità e dunque da penalizzare= 8 (4,8 %)

La totalità dei profili per esigenze di standardizzazione può essere uniformata alla tipologia "D" con le indicazioni progettuali riportate in tabella.

## 12.2 Classificazione delle sezioni

Si è proceduto alla classificazione delle sezioni dei profili ORP previa adozione delle soluzioni progettuali indicate nelle tabelle generali di progetto (Tabelle A, B, C in allegato). Tutti quei profili inizialmente ricadenti in classe 4 e per i quali si adottò la soluzione indicata in tabella per l'eliminazione dell'instabilità locale, sono da considerare in classe 3. Sono stati esclusi da questa catalogazione i profili di spessore 1,5mm per gli ORP 300-280-250-220-200, ed i profili di spessore 5 mm per gli ORP 150 e 120, riducendo il numero totale dei profili da 168 a 147.



Tabella 6. Classificazione risultante dei profili a seguito dell'applicazione degli irrigidimenti (parte I)

PROFILO	Sp. mm			
		S235	S275	S355
ORP 300x250	2,0	3	3	4
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
	5,0	3	3	3
ORP 280x250	2,0	3	3	4
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
	5,0	3	3	3
ORP 250x160	2,0	3	3	3
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
	5,0	3	3	3
ORP 220x160	2,0	3	3	3
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
	5,0	3	3	3



Tabella 7. Classificazione risultante dei profili a seguito dell'applicazione degli irrigidimenti (parte II)

PROFILO	Sp. mm	S235	S275	S355
<b>ORP 200x160</b>	2,0	3	3	3
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
	5,0	3	3	3
<b>ORP 180x140</b>	1,5	3	3	3
	2,0	3	3	3
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
	5,0	3	3	2
<b>ORP 150x140</b>	1,5	3	3	3
	2,0	3	3	3
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3
<b>ORP 120x120</b>	1,5	3	3	3
	2,0	3	3	3
	2,5	3	3	3
	3,0	3	3	3
	3,5	3	3	3
	4,0	3	3	3





In giallo sono evidenziati quei profili che malgrado l'applicazione degli irrigidimenti ricadono in classe 4. In blu sono indicati quei profili per cui è necessaria una soluzione progettuale "dedicata" affinché non subiscano fenomeni di instabilità locale. Per soluzione dedicata si intende una soluzione che non è quella standardizzata (vedi Tabelle A, B, C in allegato).

N° Totale Profili = 147

N° Profili Classe 3 = 145

N° Profili Classe 4 = 2

Dalla tabella generale di progetto in allegato è possibile osservare come il numero di profili sul quale intervenire risulta essere pari a 124.

Per quanto riguarda i restanti profili che già inizialmente non presentavano problemi di instabilità locale, non è comunque possibile applicare le indicazioni fornite dalla NTC 2008 al punto 4.2.3.1. per definirne una eventuale classificazione in classe 2 o 1. Infatti le tabelle 4.2.I, 4.2.II, 4.2.III riportate in 4.2.3.1 riguardano i casi più comuni di sezioni di profilati laminati o saldati. Dunque i profili ORP oggetto di studio non possono essere classificati sulla base di tali tabelle e quindi per classificare una sezione in classe 2 o 1 sarebbe necessario valutare sperimentalmente la capacità rotazionale  $C_{\theta} = \theta_r / \theta_y - 1$ , essendo  $\theta_r$  e  $\theta_y$  le curvature corrispondenti rispettivamente al raggiungimento della deformazione ultima ed allo snervamento.



## 13 CONCLUSIONI SULLE ANALISI TEORICHE

Nel presente lavoro sono stati verificate le condizioni di instabilità locale e distorsionale presenti sugli elementi laminati a freddo, denominati ORP, di produzione Profilumbra.

I fenomeni di instabilità non consentono che nella sezione le tensioni calcolate nelle fibre estreme compresse possano raggiungere la tensione di snervamento, determinandone la loro appartenenza in classe 4.

Per determinare la resistenza flettente, tagliante o assiale, è necessario tener conto degli effetti dell'instabilità locale in fase elastica nelle parti compresse che compongono la sezione.

Mediante la procedura di calcolo riportata nel presente documento è possibile verificare l'assenza di fenomeni di instabilità locale. La procedura di calcolo utilizzata è un'applicazione del metodo delle aree efficaci, tramite il quale viene penalizzata una sezione appartenente alla classe 4. In linea con le indicazioni fornite dalle NTC 2008 al C4.2.12.2.3 e con quelle presenti nell'Eurocodice 3 in materia di profilati laminati a freddo sono state sviluppate diverse soluzioni progettuali atte ad eliminare il fenomeno dell'instabilità locale. Tali soluzioni consistono nella realizzazione di opportuni irrigidimenti definiti da pieghe sugli elementi flangia e anima dei profili ORP. Preliminarmente all'applicazione delle pieghe di irrigidimento è stata condotta un'analisi su tutti i profili mediante il metodo dell'area efficace ottenendo come risultato che appena 24 profili (appena il 14%) del totale potevano già ritenersi in classe 3 in quanto presentavano coefficienti di penalizzazione uguali ad 1 (sezione efficace = sezione effettiva), dunque non soggetti ad instabilità locale. Per i restanti 144 profili è stata necessaria l'applicazione di pieghe di irrigidimento. La progettazione di tali pieghe, espressa dettagliatamente nel presente documento e nelle tabelle generali di progetto in allegato, è conseguenza di una procedura di calcolo che ha imposto come parametro il coefficiente di penalizzazione pari ad 1, determinando così le caratteristiche geometriche della sezione necessarie per il conseguimento di tale assunzione. Si è osservato come l'applicazione di pieghe irrigidenti è da ritenersi pienamente valida solo se adeguatamente efficace. L'efficacia degli irrigidimenti è



stata valutata mediante l'analisi dell'instabilità distorsionale delle pieghe. Quest'ultimo fenomeno, se presente, produce una penalizzazione dell'irrigidimento nel suo spessore, definendo dunque una non completa efficacia dello stesso. La procedura espressa nel presente documento ha assunto per ogni soluzione progettuale una piena efficacia dell'irrigidimento imponendo una penalizzazione nulla. Ciò ha spesso determinato una condizione per cui soluzioni adatte alla eliminazione dell'instabilità locale, per le particolari condizioni al contorno (spessore elementi, interassi pieghe) non erano invece sufficienti a garantire assenza di instabilità distorsionale sulla piega appena progettata. Le soluzioni sono state dunque ri-modificate in funzione delle esigenze richieste dall'efficacia dell'irrigidimento stesso, evitando i fenomeni di instabilità distorsionale. Mediante le soluzioni progettuali proposte si sono ottenuti profili privi di instabilità locale per effetto di irrigidimenti pienamente efficaci, quindi profili da considerarsi almeno in classe 3 e per i quali è possibile considerare per intero le loro capacità in termini di resistenza. In definitiva di tutti i profili valutati pari a 168, appena 8 sono comunque da considerarsi in classe 4, in quanto nessuna soluzione percorribile elimina i problemi di instabilità locale / distorsionale. I restanti 160 sono da considerarsi tutti almeno in classe 3. Nello specifico 24 non necessitano di alcuna soluzione progettuale ed i restanti 136 eliminano i fenomeni di instabilità locale / distorsionale mediante le soluzioni di progetto proposte.

## 14 ANALISI NUMERICHE CON MODELLI FEM

Il presente capitolo illustra le analisi numeriche svolte al fine di simulare il comportamento delle travi ORP200 oggetto di prova sperimentale. E' inoltre riportato il calcolo teorico delle sollecitazioni responsabili dei fenomeni di instabilità globale flessio-torsionale per la trave ORP200.

L'analisi numerica è stata condotta per perseguire i seguenti tre obiettivi:

- verificare l'instabilità globale flessio-torsionale della singola trave ORP appoggiata e caricata come previsto nella prova sperimentale;
- verificare l'instabilità globale flessio-torsionale per due travi ORP accoppiate mediante il sistema progettato ai fini della prova sperimentale;
- valutare l'effetto irrigidente nei confronti dell'instabilità locale operato dalle piegature realizzate su travi ORP200 di spessore 2 mm.

### 14.1 Instabilità globale della trave ORP singola

Il modello numerico di seguito riportato riproduce le condizioni per le quali sia il calcolo teorico che l'evidenza sperimentale hanno mostrato fenomeni di instabilità globale flessio-torsionale per valori molto bassi di carico, inferiori alle condizioni di limite elastico. Preliminarmente verrà riportata una trattazione teorica per la valutazione del carico corrispondente alle condizioni di instabilità globale della trave sottoposta alle condizioni di prova.

Lo schema statico della prova sperimentale è riportato nella figura successiva.

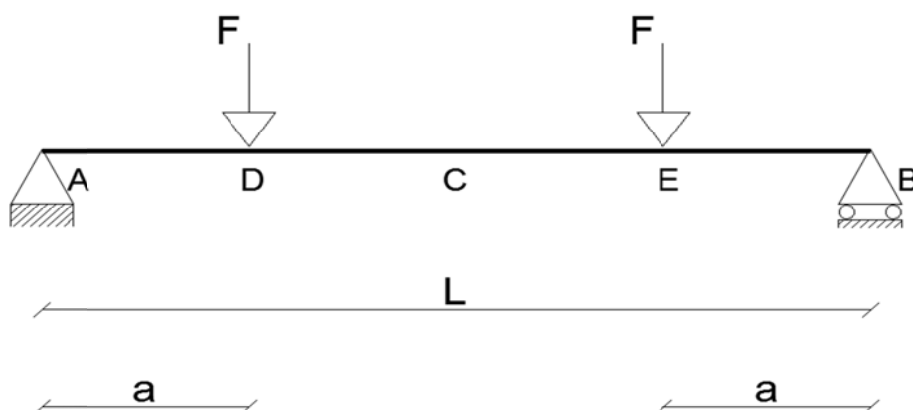


Figura 47 - Schema statico della prova sperimentale



I valori delle grandezze caratteristiche sono elencati di seguito:

$L = 3,50$  m luce netta a filo degli appoggi

$a = 1,25$  m

$d =$  lunghezza del tratto di trave in appoggio  $= 0,25$  m

Lunghezza totale della trave  $= 4,00$  m

#### 14.1.1 Trattazione teorica

In questo paragrafo viene illustrato il procedimento per il calcolo del fattore di riduzione  $\chi_{LT}$  del momento resistente elastico per effetto di eventuali fenomeni di "svergolamento laterale". Il calcolo è stato condotto come indicato al punto 4.2.4.1.3.2 delle NTC 2008

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot M_{Rd,el}$$

dove:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi} \cdot \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta \cdot \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq \begin{cases} 1,0 \\ \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \cdot \frac{1}{\phi} \end{cases}$$

e

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

ed il coefficiente di snellezza è

$$\lambda_{LT} = \sqrt{\frac{W_y \cdot f_{yk}}{M_{cr}}}$$

Prima di procedere al calcolo del momento critico  $M_{cr}$ , si riportano i valori dei parametri che compaiono nelle espressioni precedentemente riportate.

Per valutare  $\alpha_{LT}$  si considera in primo luogo la Tab. 4.2.VII, riportata di seguito, ai fini della individuazione della curva di instabilità rilevante. Il fattore di imperfezione  $\alpha_{LT}$  è poi ottenuto dalla tab. 4.2.VI considerando una curva di instabilità di tipo d e risulta

$$\alpha_{LT} = 0,76$$



**Tabella 4.2.VII** Definizione delle curve d'instabilità per le varie tipologie di sezione e per gli elementi inflessi.

Sezione trasversale	Limiti	Curva di instabilità da Tab. 4.2.VI
Sezione laminata ad I	$h/b \leq 2$	b
	$h/b > 2$	c
Sezione composta saldata	$h/b \leq 2$	c
	$h/b > 2$	d
Altre sezioni trasversale	-	d

Figura 48 - Stralcio della Tabella 4.2.VII delle NTC2008

$\lambda_{LT0}$  è un coefficiente da valutare in osservanza al §4.2.4.1.3.2 e quindi *"..pari a 0,2 e comunque mai superiore a 0,4 (consigliato per sezioni laminate e composte saldate)"* pertanto risulta

$$\lambda_{LT0} = 0,40$$

$\beta$  è un coefficiente stimato in osservanza al 4.2.4.1.3.2 e quindi: *"..Il coefficiente  $\beta$  può essere assunto in generale pari ad 1 e comunque mai inferiore a 0,75 (valore consigliato per sezioni laminate)"*

$$\beta = 0,75$$

Il *fattore f* tiene conto della reale distribuzione del momento flettente tra i ritegni torsionali e vale

$$f = 1 - 0,5(1 - k_c) \left[ 1 - 2,0(\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2 \right]$$

dove il parametro  $k_c$  si ricava dalla Tabella 4.2.VIII, riportata di seguito.

Nel caso in questione risulta

$$k_c = 0,86$$



**Tabella 4.2.VIII** Coefficiente correttivo del momento flettente per la verifica a stabilità delle travi inflesse.






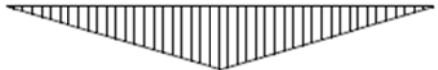


Distribuzione del momento flettente	Fattore correttivo $k_c$
$M_{sx}$  $M_{dx}$ $\psi = M_{dx}/M_{sx} = 1$	1,0
$M_{sx}$  $M_{dx}$ $-1 \leq \psi \leq 1$	$\frac{1}{1,33 - 0,33\psi}$
	0,94
	0,90
	0,91
	0,86
	0,77
	0,82

Figura 49 - Stralcio della Tabella 4.2.VIII delle NTC2008

Il *momento critico*  $M_{cr}$  viene definito in accordo con le indicazioni dell'Eurocodice 3 riportate di seguito.



**F 1.2. Formula generale per sezioni trasversali simmetriche rispetto all'asse minore**

- (1) Nel caso di una trave avente sezione trasversale uniforme simmetrica rispetto all'asse minore, per flessione rispetto all'asse maggiore, il momento critico elastico per instabilità flessor-torsionale è dato dalla equazione generale:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 E I_z}{(kL)^2} \left\{ \left[ \left( \frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 G I_t}{\pi^2 E I_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 \right] - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right\} \quad [F 2]$$

dove:

$C_1, C_2$  e  $C_3$  sono i coefficienti che dipendono dalle condizioni di carico e di vincolo all'estremo;

$k$  e  $k_w$  sono i coefficienti di lunghezza efficace;

$z_g = z_a - z_z$

$$z_j = z_z - 0,5 \frac{\int (y^2 + z^2) z dA}{I_y}$$

$z_a$  è la coordinata del punto dove viene applicato il carico;

$z_z$  è la coordinata del centro di taglio.

Nota - Vedere F 1.2(7) e (8) per le convenzioni sui segni e F 1.4(2) per le approssimazioni di  $z_j$ .

- (2) I coefficienti di lunghezza efficace  $k$  e  $k_w$  variano da 0,5 per incastro completo a 1,0 quando non vi è incastro, con 0,7 quando vi è un estremo incastrato ed un estremo libero.
- P(3) Il coefficiente  $k$  si riferisce alla rotazione di un estremo nel piano. Esso è analogo al rapporto  $l/L$  di una membratura compressa.
- P(4) Il coefficiente  $k_w$  si riferisce all'ingobbamento di un estremo. Se non si è posto un vincolo apposito per l'ingobbamento, si raccomanda di prendere  $k_w$  uguale a 1,0.

Figura 50 - Stralcio del punto F 1.2 dell'EC3

Risulta dunque

$$k = 1$$

$$k_w = 1$$

$C_1, C_2, C_3$  sono determinati in funzione dell'andamento dei momenti e delle condizioni di vincolo mediante la tabella F 1.2 riportata di seguito e quindi

$$C_1 = 1,46$$

$$C_2 = 0,43$$

$$C_3 = 1,12$$





Prospetto F 1.2 - Valori dei coefficienti  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$  corrispondenti ai valori del coefficiente  $k$ : casi di carico trasversale

Condizioni di carico e di vincolo	Diagramma del momento flettente	Valori di $k$	Valori dei coefficienti		
			$C_1$	$C_2$	$C_3$
		1,0 0,5	1,132 0,972	0,459 0,304	0,525 0,980
		1,0 0,5	1,285 0,712	1,562 0,652	0,753 1,070
		1,0 0,5	1,365 1,070	0,553 0,432	1,730 3,050
		1,0 0,5	1,565 0,938	1,267 0,715	2,640 4,800
		1,0 0,5	1,046 1,010	0,430 0,410	1,120 1,890

Figura 51 - Stralcio del prospetto F 1.2 dell'EC3

La costante di ingobbamento  $I_w$  è determinata in accordo con le indicazioni dell'Eurocodice 3 riportate di seguito.

**F 1.4. Travi con sezioni trasversali uniformi con un solo asse di simmetria ed ali diverse**

(1) Per una sezione ad  $I$  con ali diverse:

$$I_w = \beta_f (1 - \beta_f) I_z h_s^2$$

[F 7]

dove:

$$\beta_f = \frac{I_{fc}}{I_{fc} + I_{ft}}$$

$I_{fc}$  è il momento di inerzia dell'ala in compressione rispetto all'asse minore della sezione;

$I_{ft}$  è il momento di inerzia dell'ala in trazione rispetto all'asse minore della sezione;

$h_s$  è la distanza fra i centri di taglio delle ali.

Figura 52 - Stralcio del punto F 1.4 dell'EC3



Calcolo costante di ingobbamento  $I_w$

	id	b	s	A	d	num	$I_y$	
Flangia sup	1	160	3	480	0	1	1024000	compr
Flangia sup risv	2	30	3	90	65	2	774000	compr
Flangia inf	3	60	3	180	80	2	2412000	teso
Flangia inf risv	4	58	3	174	80	2	2324756	teso

	$mm^4$	$mm^6$		
$\beta_f$	$I_y$	$H_{tot}$	$h_s$	$I_w$
0,275	9390000	200	194	70482451483

Infine per calcolare il momento critico è necessario determinare anche  $z_g$  e  $z_j$  che risultano pari a

$$z_g = 100 \text{ mm}$$

$z_j = -43 \text{ mm}$  , secondo le indicazioni dell'EC3 riportate di seguito

quando  $\beta_f > 0,5$ :

$$z_j = 0,8 (2 \beta_f - 1) \frac{h_s}{2} \quad [F 8]$$

quando  $\beta_f < 0,5$ :

$$z_j = 1,0 (2 \beta_f - 1) \frac{h_s}{2} \quad [F 9]$$

In definitiva risultano i valori riportati nella tabella seguente.

$\alpha_{lt}$	$\lambda_{lt0}$	$\beta$	$L_{cr}$	E	G	$I_x$	$I_y$	$I_t$	$z_g$	$I_w$
			mm	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>	mm	mm <sup>6</sup>
0,76	0,4	0,75	3500	200000	76923,08	15950000	9390000,00	7000	100	70482451483,39

Il momento critico (assumendo una lunghezza critica pari a 3500m) risulta pari a

$$M_{cr} = 57 \text{ kNm}$$

Mcr	$\lambda_{lt}$	$\phi_{lt}$	kc	f	$\chi_{lt}$	Mbrd
57	0,871445	0,963930686	0,86	0,9307146	<b>0,687161</b>	<b>29,54962</b>

Il coefficiente riduttivo del momento resistente elastico risulta pari a 0,687.



Date le condizioni di vincolo e le caratteristiche geometriche, la trave risulta quindi soggetta a fenomeni di svergolamento per cui si considera un coefficiente riduttivo per il momento resistente elastico

$$M_{rd,el} = 43,00 \text{ kNm}$$

Il momento resistente ridotto risulta essere

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot M_{Rd,el}$$

dove

$$\chi = 0,687$$

e quindi risulta

$$M_{brd} = 29,64 \text{ kNm}$$

A questo valore di momento flettente corrisponde un valore di carico

$$F = M_{brd} / a = 23,64 \text{ kN}$$

#### 14.1.2 Analisi numerica

E' stata condotta un'analisi numerica al fine di validare la trattazione teorica esposta al paragrafo precedente. La trave è stata modellata mediante elementi shell riproducenti le singole componenti del profilo ORP200 di spessore 3 mm, ovvero la flangia, l'anima, gli irrigidimenti, le flange ripiegate e i risvolti verticali. Le caratteristiche meccaniche sono quelle riportate nel catalogo del produttore.

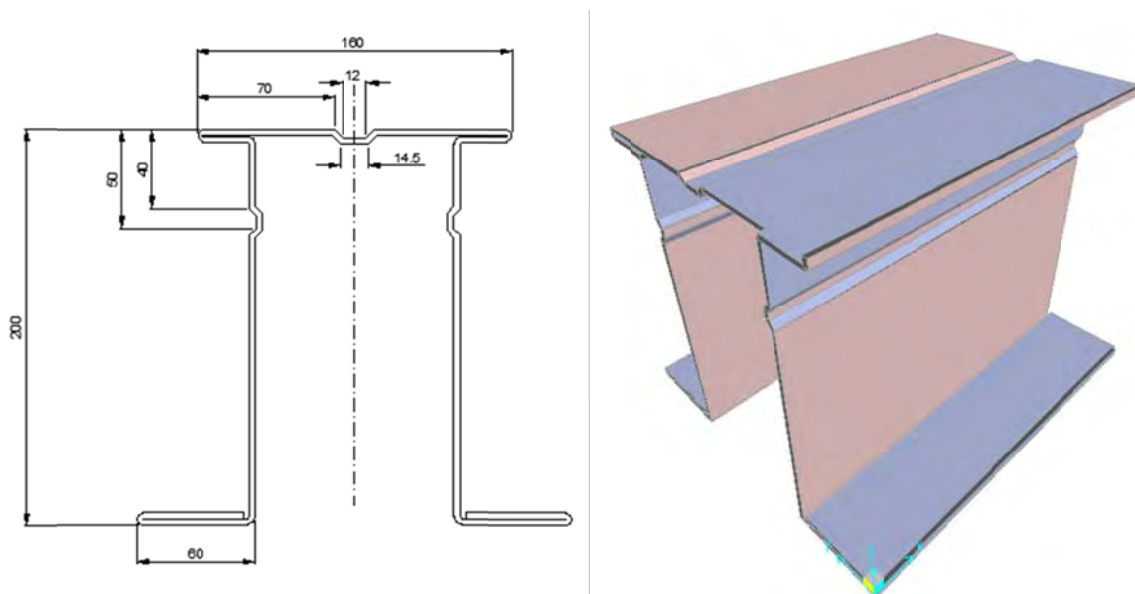


Figura 53 - Sezione reale dell'elemento ORP200 e modello del cono di sviluppo longitudinale pari a 250 mm

Il modello della trave è stato costruito mediante l'assemblaggio dei "conci" di sviluppo longitudinale pari a 250 mm. Il modello della trave con le condizioni di vincolo è illustrato nella figura successiva.

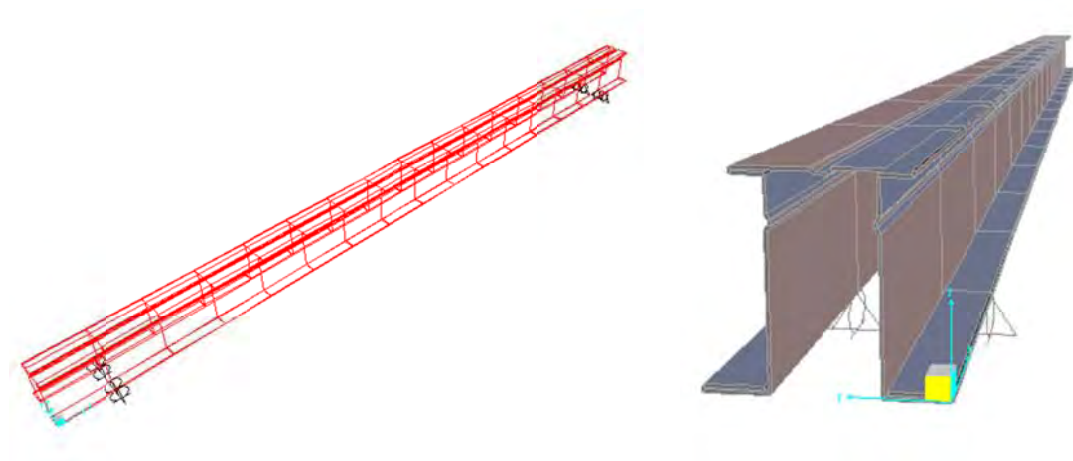


Figura 54 - Modello numerico della trave di prova di lunghezza 4000 mm mediante conci di lunghezza 250 mm.

I vincoli sono stati definiti come carrelli scorrevoli nella direzione longitudinale X. I vincoli impediscono soltanto le traslazioni verticali e trasversali.

Lo schema di carico è mostrato nella figura successiva e consiste di quattro carichi concentrati unitari in corrispondenza dei punti D ed E evidenziati nello schema di prova.

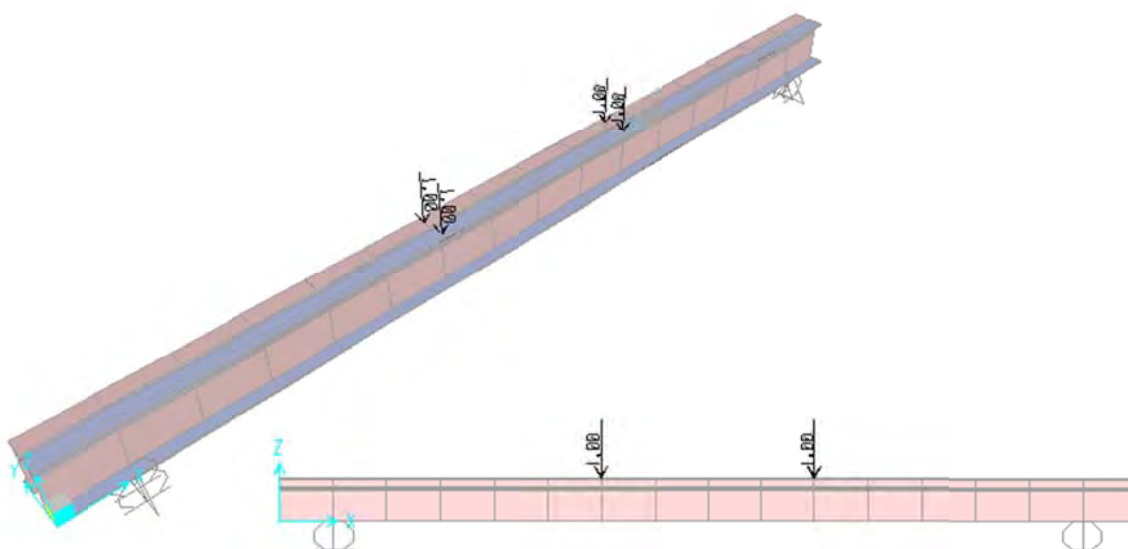


Figura 55 - Carichi applicati nel modello numerico della trave di prova.



E' stata eseguita una "*Buckling analysis*" la quale fornisce un numero  $n$  di modi di instabilizzarsi del sistema a ciascuno dei quali è associato un moltiplicatore  $\alpha$  dei singoli carichi unitari responsabili di quella configurazione, crescente con il numero del modo.

L'analisi ha determinato per il primo modo la condizione di instabilità globale flesso-torsionale individuata dalla deformata mostrata nella figura successiva.

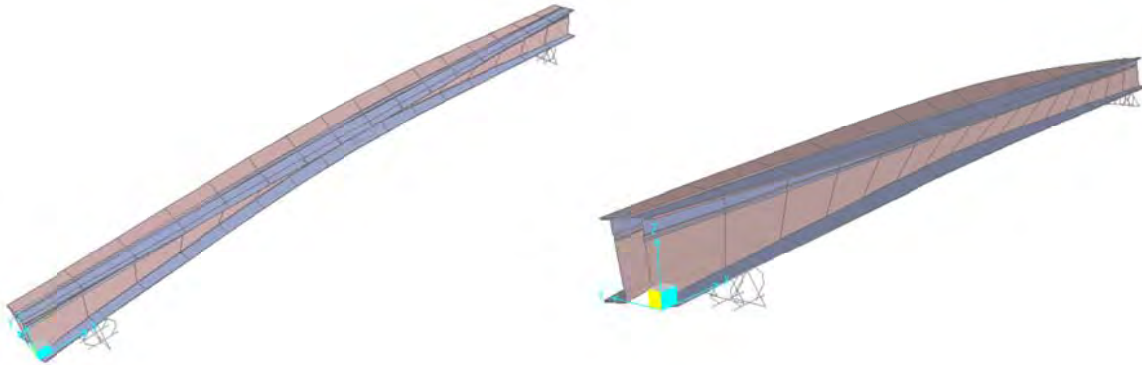


Figura 56 - Configurazione deformata del primo modo di instabilità globale flesso-torsionale.

L'instabilità è di tipo globale in quanto la deformata non coinvolge le sezioni trasversali, ma soltanto lo sviluppo longitudinale della trave.

Il moltiplicatore responsabile della configurazione è

$$\alpha = 13,13$$

dunque

$$F = 2 \cdot \alpha = 26,26 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 52,52 \text{ kN}$$

$$M_{\text{max}} = F \cdot a = 32,83 \text{ kNm}$$

essendo  $F$  la forza indicata nel sistema di prova generata dall'incremento dei 2 carichi unitari agenti,  $F_{\text{tot}}$  la forza totale da conferire al sistema,  $M_{\text{max}}$  il momento massimo agente.

Nella figura successiva è illustrato lo stato tensionale che risulta molto al di sotto dei limiti elastici.

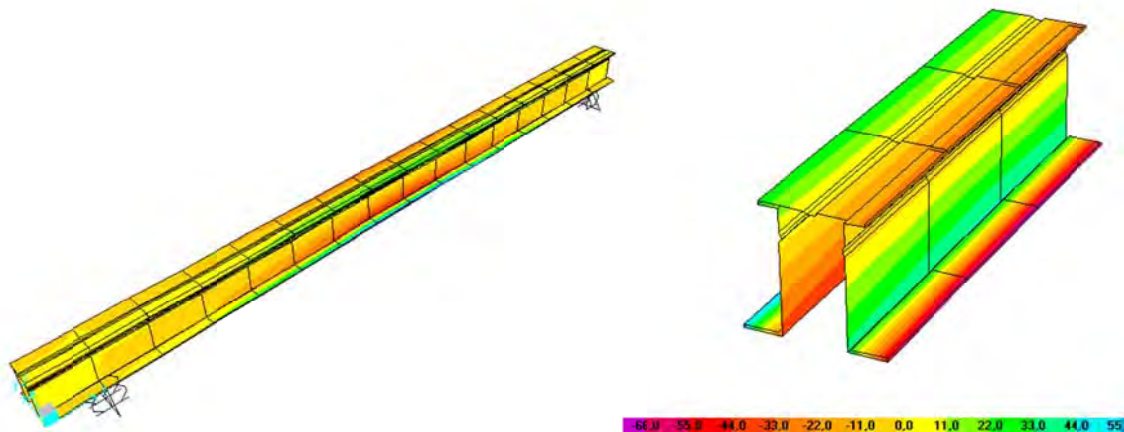


Figura 57 - Stato tensionale corrispondente alle condizioni di instabilità flessotorsionale globale.

Si osserva come l'analisi numerica abbia dato risultati molto simili alla trattazione teorica, infatti la condizione di instabilità globale si raggiunge prima delle condizioni di limite elastico sia nella trattazione teorica che in quella numerica per un valore di momento

$$M_{\text{teorico}} = 29,64 \text{ kNm}$$

$$M_{\text{numerico}} = 32,83 \text{ kNm}$$

Al fine di valutare gli eventuali effetti di instabilità locale sulle sezioni trasversali risulta dunque necessario impedire il fenomeno della instabilità globale. Per ottenere ciò e raggiungere il limite elastico delle sezioni è necessario stabilizzare il sistema di prova.

## 14.2 Instabilità globale di travi ORP200 accoppiate

Per eliminare il fenomeno dell'instabilità globale della trave si è deciso di accoppiare due travi ORP200  $t = 3 \text{ mm}$  mediante piastre di collegamento sulle flange superiori e inferiori e tra le anime delle due travi. Inoltre le singole travi sono state irrigidite mediante lamine metalliche all'interno della sezione ORP. Tutti gli elementi di accoppiamento e irrigidimento sono stati collegati mediante bullonatura. Sono stati lasciati ovviamente liberi da ogni connessione i tratti centrali compresi tra i punti di applicazione dei carichi. Nelle figure seguenti si riportano a titolo esemplificativo degli stralci degli elaborati di progetto relativi al sistema di accoppiamento.

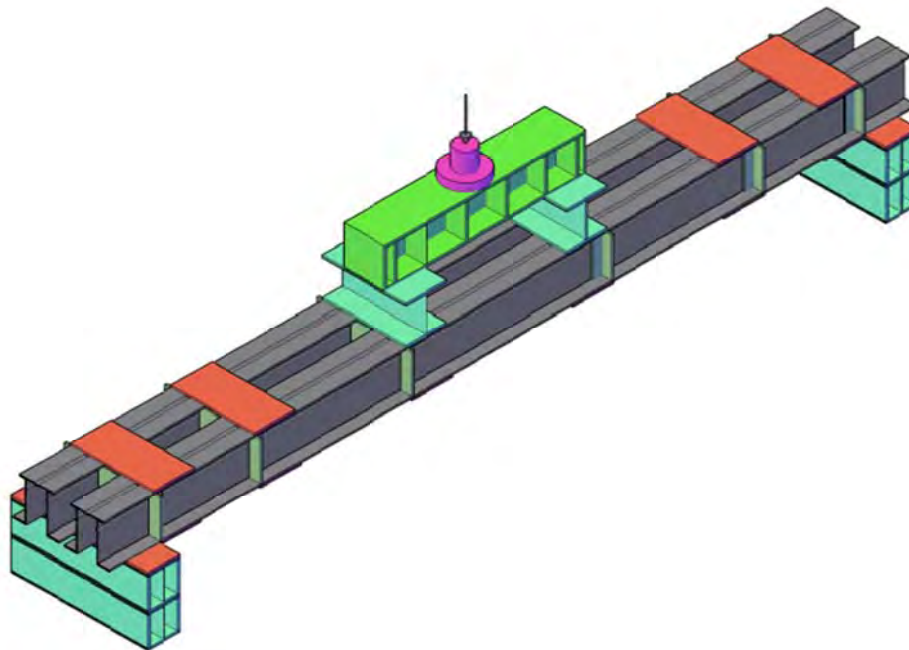


Figura 58 - Vista 3D del sistema di travi accoppiate.

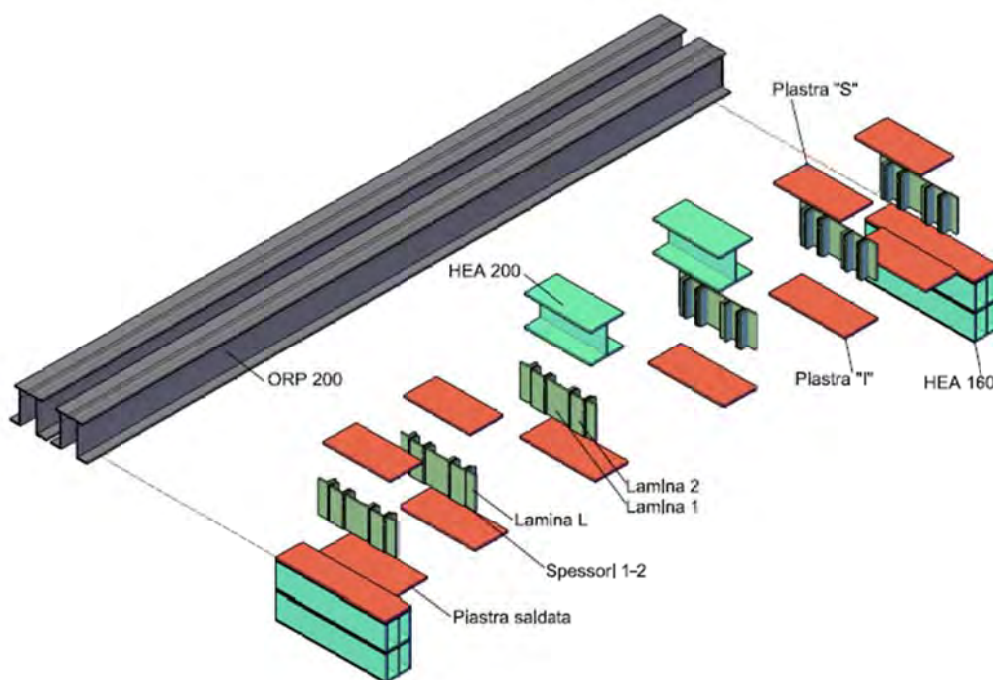


Figura 59 - Schema di montaggio del sistema di travi accoppiate.

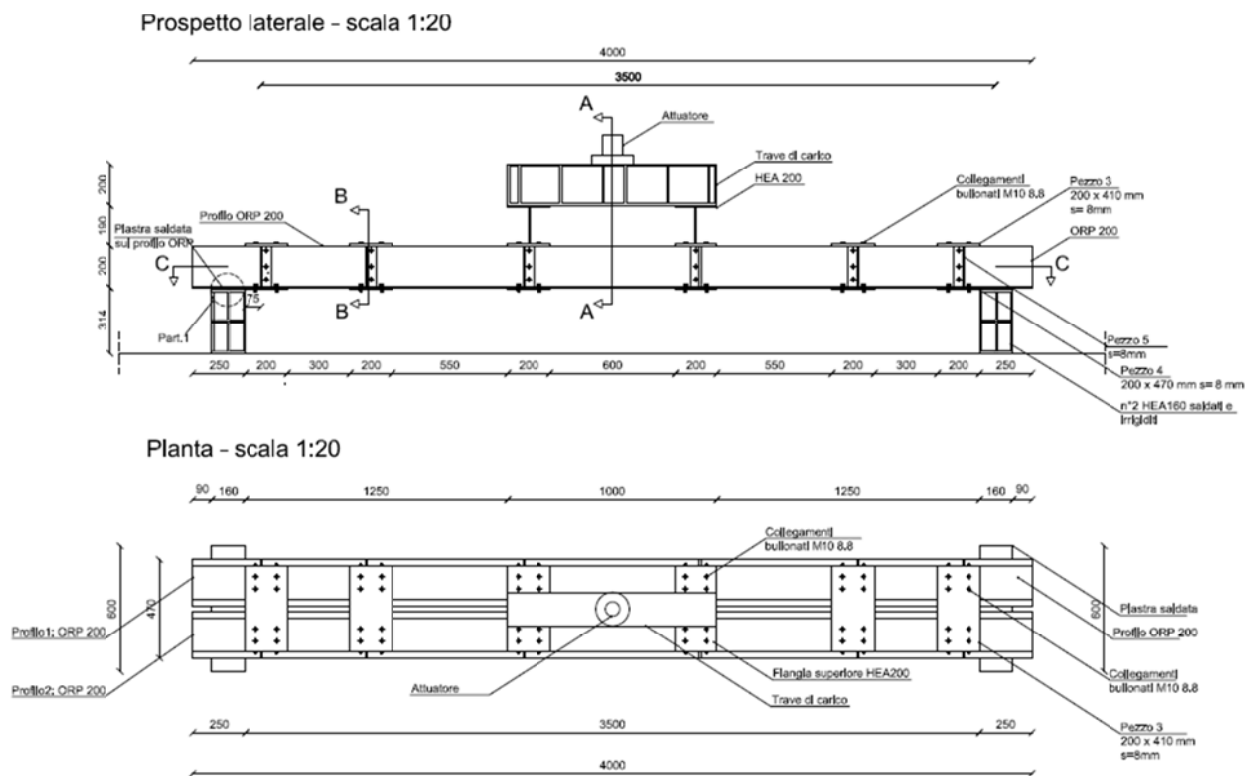


Figura 60 - Stralcio elaborati di progetto: piante e prospetti.

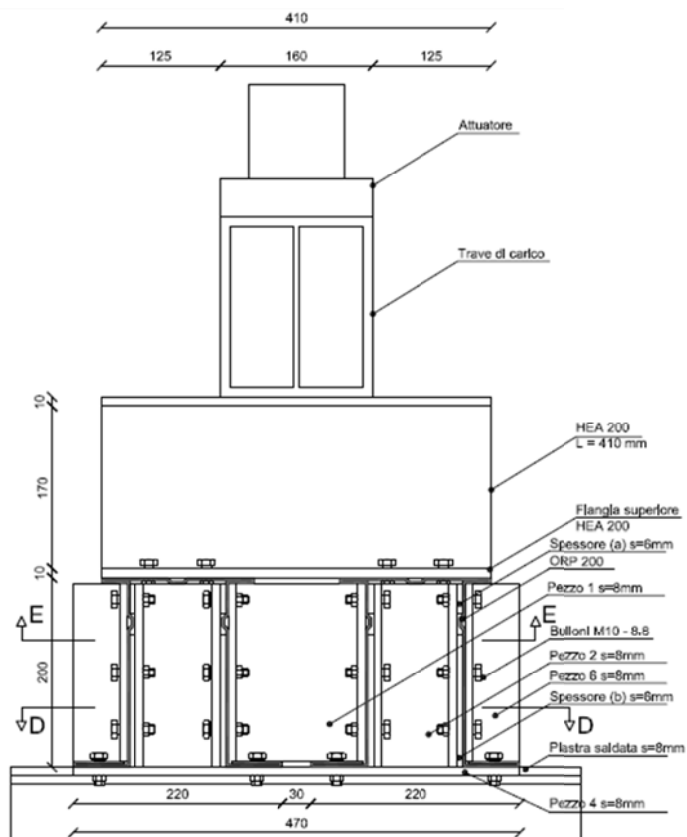


Figura 61 - Stralcio elaborati di progetto: sezioni (1/2).



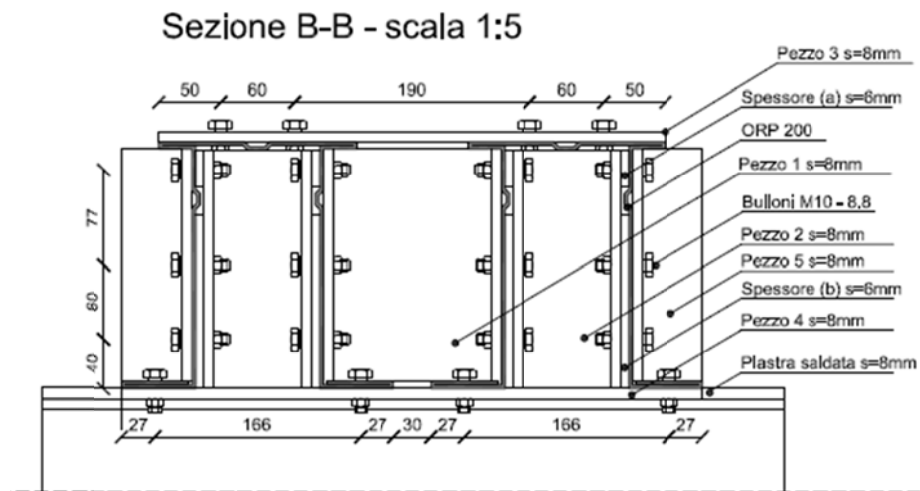


Figura 62 - Stralcio elaborati di progetto: sezioni (2/2).

E' stato costruito il modello numerico inserendo gli elementi di accoppiamento e di irrigidimento modellati mediante elementi shell rettangolari di spessore 8 mm. Il modello del sistema a "travi accoppiate" è illustrato nelle figure successive.

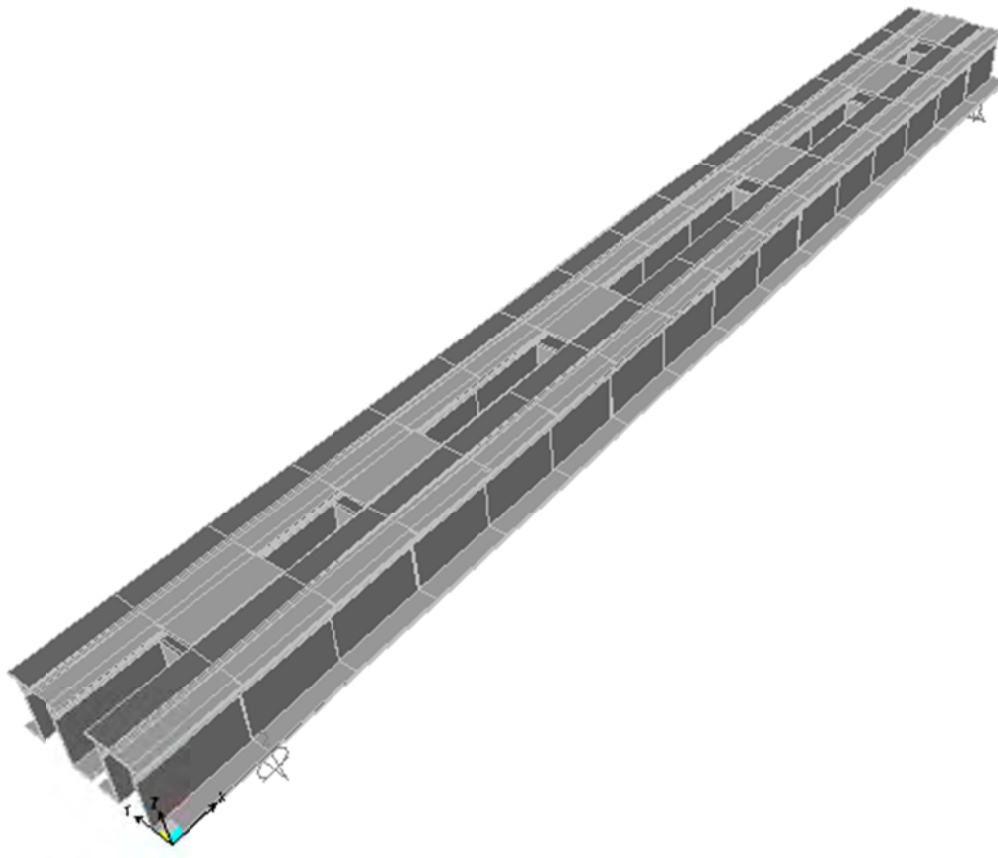


Figura 63 - Modello numerico del sistema di travi accoppiate.

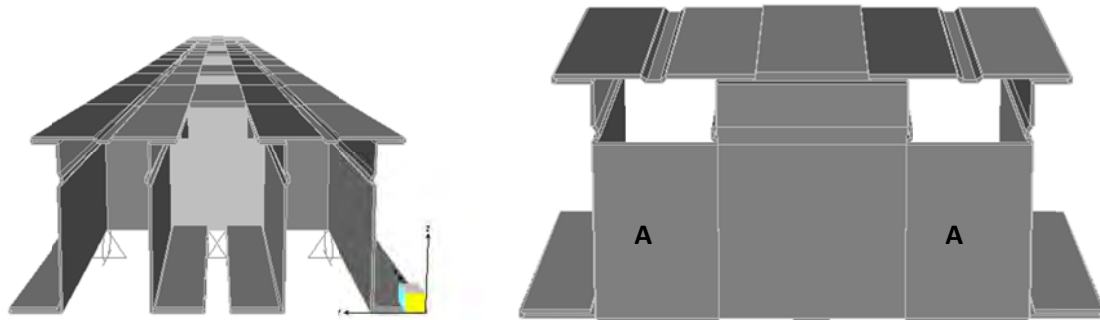


Figura 64 - Viste e dettagli del modello numerico del sistema di travi accoppiate. In realtà in sede di esecuzione le lamine "A" sono state estese per tutta l'altezza dei profili ORP.

Lo schema statico di prova è il medesimo previsto per la trave singola ma i carichi unitari risultano ovviamente raddoppiati. Inoltre per rendere maggiormente gravosa la simulazione numerica, il modello è sprovvisto della piastra inferiore di collegamento e delle squadrette laterali, indicate rispettivamente come "pezzo 4" e "pezzo 5" negli elaborati di progetto.

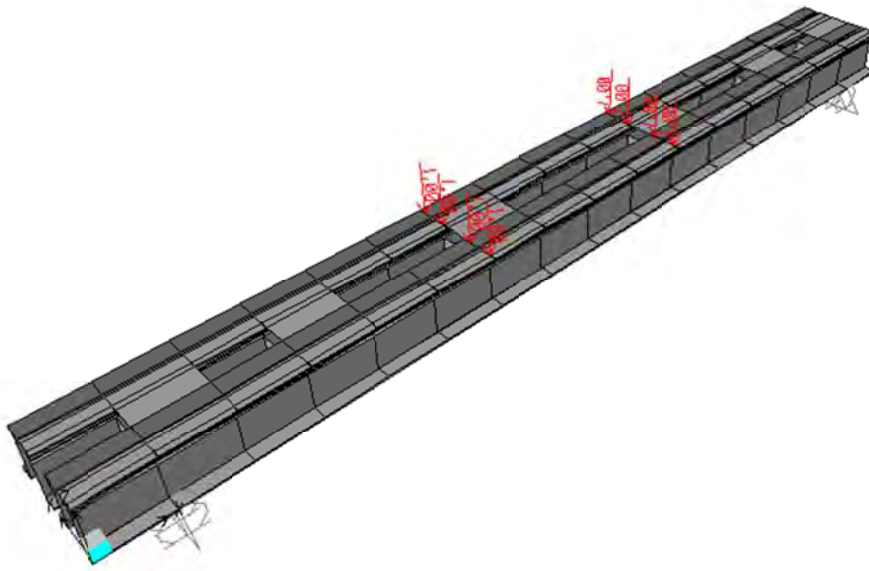


Figura 65 - Schema di applicazione dei carichi per la buckling analysis. E' stata dunque condotta una *Buckling analysis* al fine di individuare il modo fondamentale di instabilità globale del sistema e il corrispondente moltiplicatore  $\alpha$ . L'analisi ha fornito 30 modi di instabilità, in quanto i primi moltiplicatori di carico non attivano alcun modo di instabilità globale, ma riguardano fenomeni di



instabilità relativi alle flange inferiori ripiegate. L'analisi dunque fornisce anche configurazioni di instabilità locale e distorsionale, ovvero fenomeni che coinvolgono le sezioni trasversali del sistema e che prescindono dalla luce libera di inflessione. L'instabilità globale del sistema risulta mobilitata nel modo n°17 la cui deformata è riportata nella figura successiva.

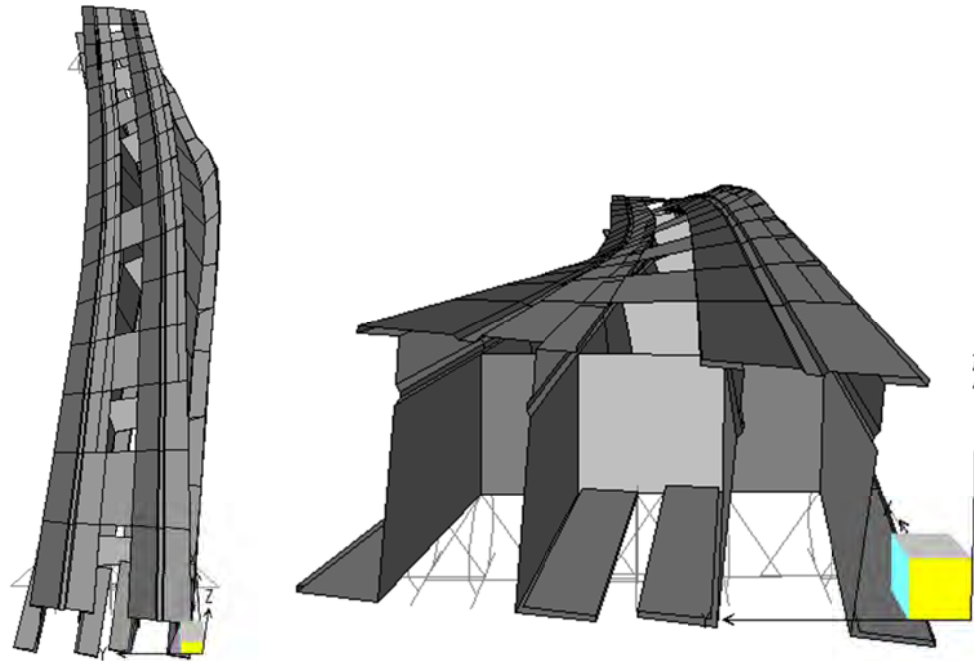


Figura 66 - Schema di applicazione dei carichi per la buckling analysis.

Il moltiplicatore  $\alpha$  risulta

$$\alpha = 78,15$$

dunque:

$$F = 2 \cdot \alpha = 156,30 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 312,60 \text{ kN}$$

$$F_{\text{ sistema}} = 652,20 \text{ kN}$$

$$M_{\text{max}} = F \cdot a = 195,38 \text{ kNm}$$

Dunque dall'analisi numerica risulta come il sistema "travi accoppiate" sia largamente al "riparo" da fenomeni di instabilità globale. Infatti il limite elastico delle sezioni viene mobilitato per valori di forza  $F$  molto inferiori a quelli necessari per instaurare i fenomeni di instabilità globale. Il momento resistente elastico è

$$M_{\text{rd,el}} = 43,00 \text{ kNm}$$

e di conseguenza



$$F = 34,40 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 68,80 \text{ kN}$$

$$F_{\text{sistema}} = 137,60 \text{ kN}$$

per cui il coefficiente di sicurezza nei confronti della instabilità è

$$\gamma = 4,54$$

*Nota: Conducendo la medesima analisi con un modello numerico provvisto anche dei pezzi 4 e 5, il fenomeno di instabilità globale non si manifesta per nessun moltiplicatore di collasso  $\alpha < 350$ .*

#### 14.2.1 Analisi statica lineare

Per avere un'ulteriore conferma del reale comportamento a "trave appoggiata" del nuovo sistema di travi accoppiate e irrigidite, è stata condotta un'analisi statica lineare applicando le forze che secondo la trattazione teorica determinano le condizioni di limite elastico. Lo schema di carico è riportato nella figura successiva. Il singolo carico  $P$  applicato nel modello è pari a  $P = 17,20 \text{ kN}$

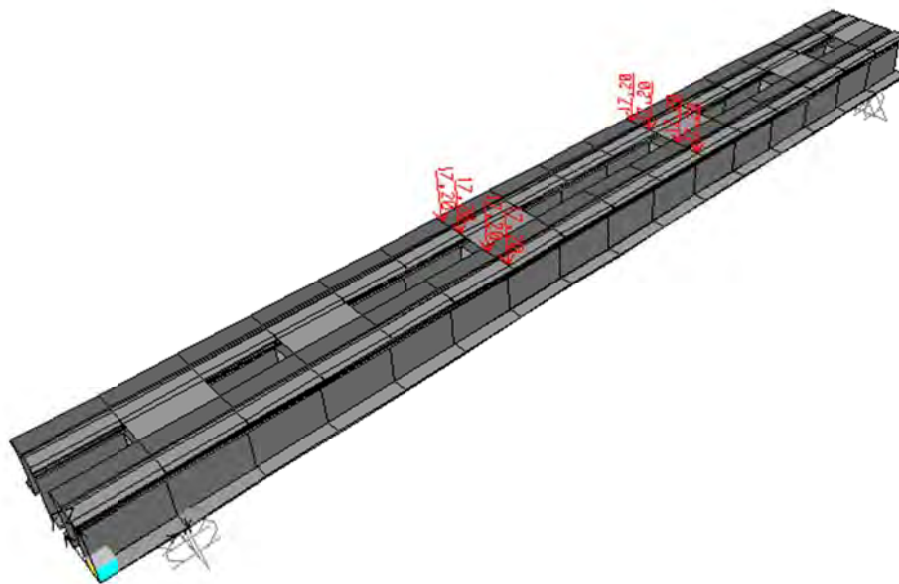


Figura 67 - Carichi applicati per l'analisi statica lineare.

La tabella seguente riporta il confronto in termini di spostamento tra i risultati numerici e quelli teorici evidenziando la sostanziale equivalenza tra le due analisi.



	<i>kN</i>	<i>kN</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
ANALISI	F	F <sub>tot</sub>	f <sub>c</sub>	f <sub>d</sub>	δ
Numerica	34,40	68,80	15,97	14,48	3,38
Teorica	34,40	68,80	17,13	15,44	3,79

Di seguito si riporta la deformata derivante dall'analisi numerica:

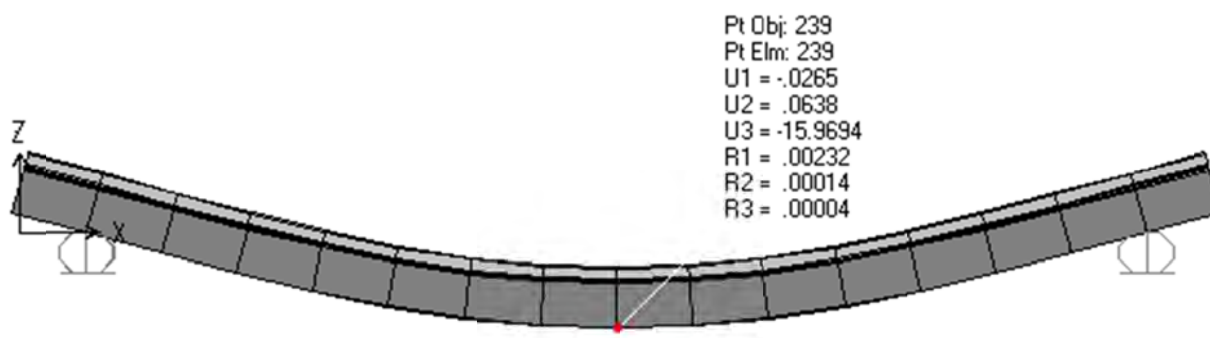


Figura 68 - Deformata risultante dall'analisi statica lineare.

Per verificare che per tali condizioni il sistema ha raggiunto le condizioni di limite elastico si osservano le tensioni agenti sugli elementi shell. Le figure successive riportano i diagrammi delle tensioni di trazione e compressione espressi in  $N/mm^2$  degli elementi delle flange inferiore e superiore.

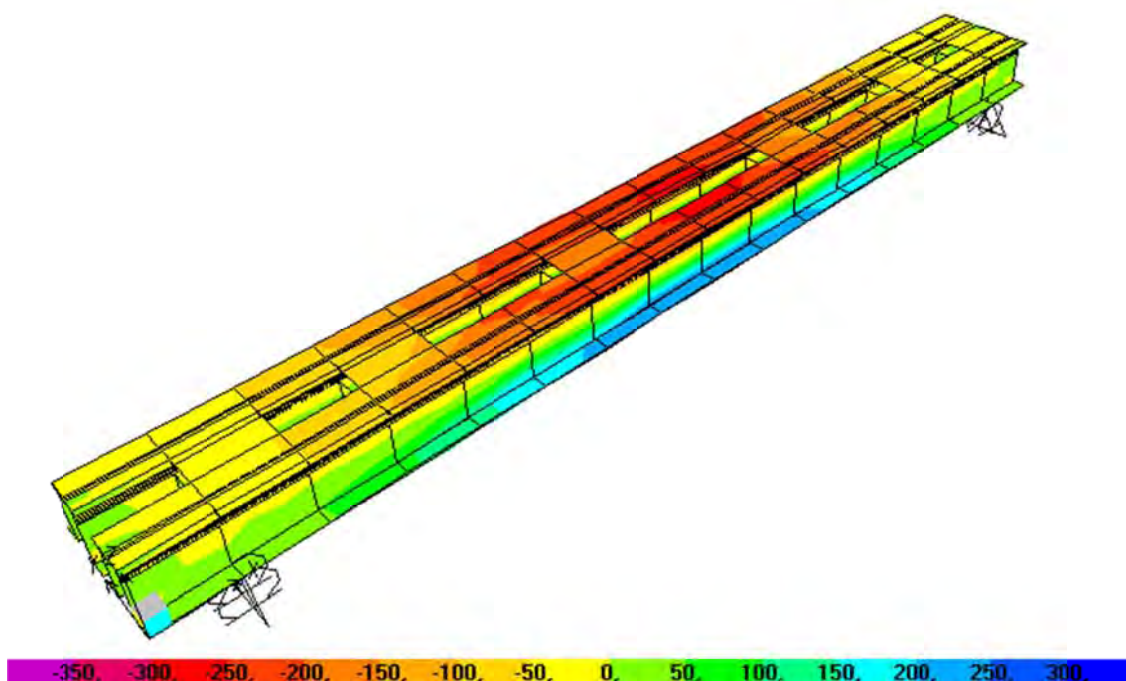


Figura 69 - Diagrammi e distribuzione delle tensioni  $S_{11}$ .

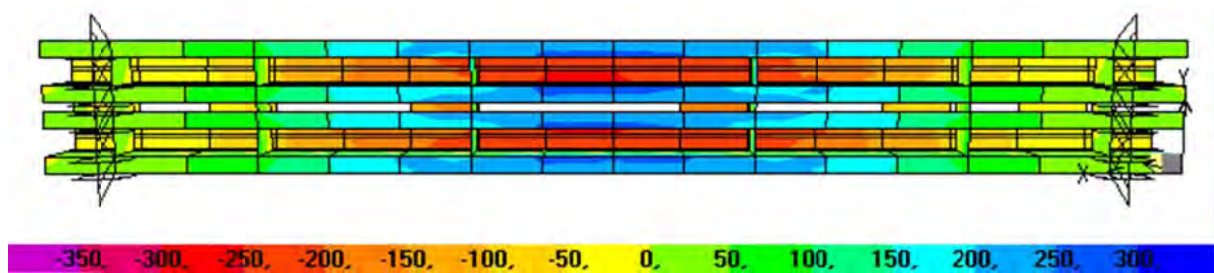


Figura 70 - Diagrammi e distribuzione delle tensioni  $S_{11}$ : vista in pianta delle flange inferiori soggette a trazione

La tensione massima  $S_{11}$  si verifica sull'elemento n° 206 nel joint 272 e vale

$$S_{11\max} = 275,63 \text{ N/mm}^2$$

È quindi verificato che le condizioni di carico dell'analisi statica lineare sono proprio quelle responsabili delle condizioni di limite elastico delle travi ORP.

In definitiva si è verificato come il sistema di travi accoppiate e irrigidite consenta di eliminare il fenomeno della instabilità globale nello schema di prova. Le condizioni di limite elastico vengono raggiunte per valori di forza  $F_{\text{ sistema}} = 137,60$  kN congruenti con le previsioni teoriche. Tale valore è suscettibile di variazioni in funzione del cambiamento delle condizioni della prova (luce libera di inflessione, posizione di applicazione del carico).

Sarà dunque possibile in fase sperimentale osservare eventuali fenomeni di instabilità locale/distorsionale relativo all'imbozzamento delle flange o delle anime, verosimilmente dopo le condizioni di limite elastico, senza riscontrare alcun fenomeno di instabilità globale.

### 14.3 Effetto delle piegature sulla instabilità locale

E' stata condotta un'analisi numerica su travi ORP200 di spessore 2 mm con e senza le pieghe irrigidenti previste dalle tabelle di progetto. Sono stati dunque analizzati due differenti modelli numerici: il "Modello P" ed il "Modello O" rispettivamente relativi al profilo con pieghe (P) ed al profilo originario senza pieghe (O). Tale analisi è stata condotta al fine di valutare l'effetto delle pieghe irrigidenti nei confronti dei fenomeni di instabilità locale e trovare un riscontro con le analisi teoriche condotte.



Una volta scongiurato il meccanismo di instabilità globale mediante l'accoppiamento delle travi, è significativo ai fini del presente lavoro valutare l'effetto degli irrigidimenti proposti.

Lo schema statico utilizzato in questa analisi è il medesimo previsto per il sistema di travi accoppiate illustrato al paragrafo precedente.

Per ogni modello le analisi sono state sviluppate secondo i seguenti passi:

- a) ricerca della configurazione di instabilità locale che coinvolga flange o anime;
- b) valutazione del moltiplicatore  $\alpha$  responsabile della configurazione sopra detta e quindi della forza verticale  $F_{IL}$  corrispondente alle condizioni di instabilità locale;
- c) valutazione del momento di instabilità locale  $M_{IL}$  e confronto con il momento di plasticizzazione  $M_{rd,el}$ ;
- d) osservazione delle tensioni di compressione agenti sull'elemento instabilizzatosi (flangia/anima) in corrispondenza di  $F_{IL}$  e confronto con la tensione critica  $\sigma_{cr}$  stimata dalle analisi teoriche in funzione del parametro di snellezza relativa  $\lambda_p$ .

Si osserva infine se le pieghe irrigidenti hanno realmente migliorato le condizioni del profilo nei confronti dell'instabilità locale.

#### 14.3.1 Modello P

Il modello P è illustrato nella figura successiva.

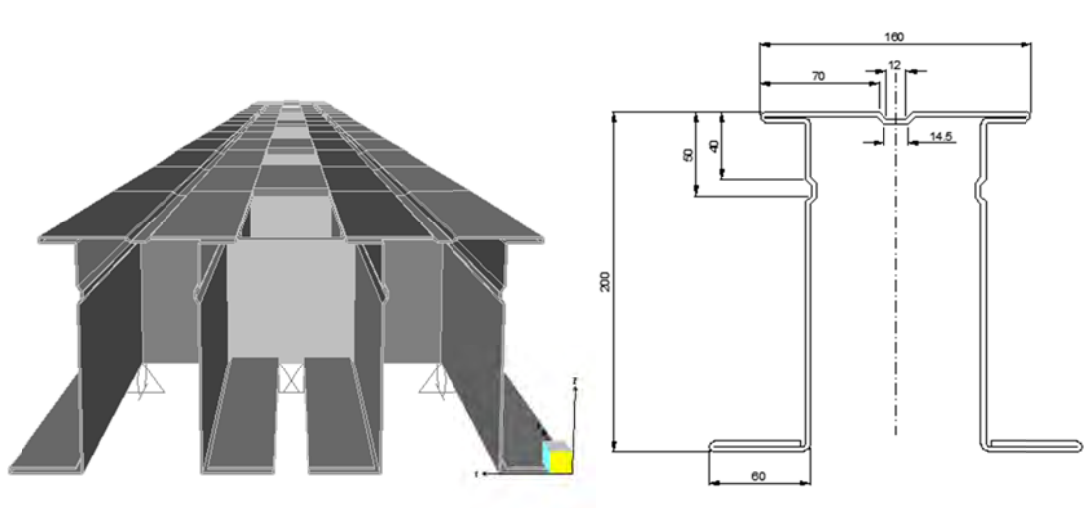


Figura 71 - Geometria del profilo utilizzato nel modello P.

#### 14.3.1.1 Ricerca della configurazione di instabilità locale

La configurazione di instabilità locale sopra è riportata nella figura successiva ed è tale in quanto modifica la configurazione trasversale degli elementi. In particolare a raggiungere le condizioni di instabilità locale risulta essere la flangia superiore.

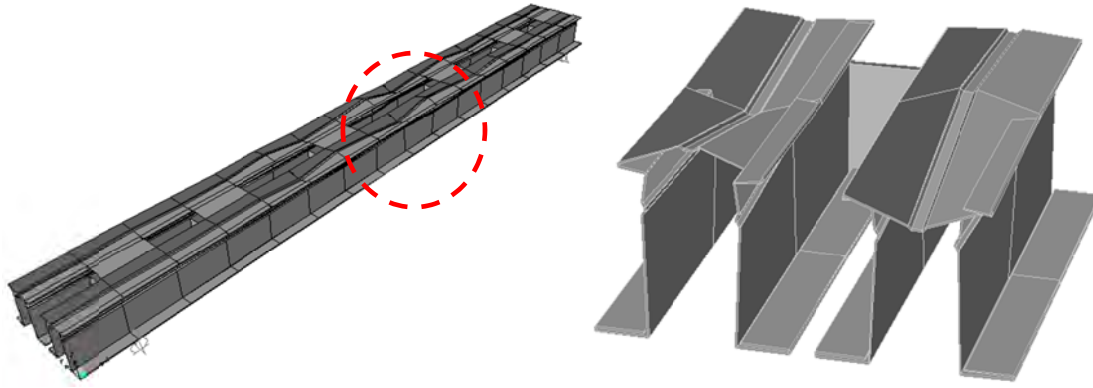


Figura 72 - Configurazione di instabilità locale a carico della flangia superiore.

#### 14.3.1.2 Valutazione del moltiplicatore $\alpha$ e della $F_{IL}$

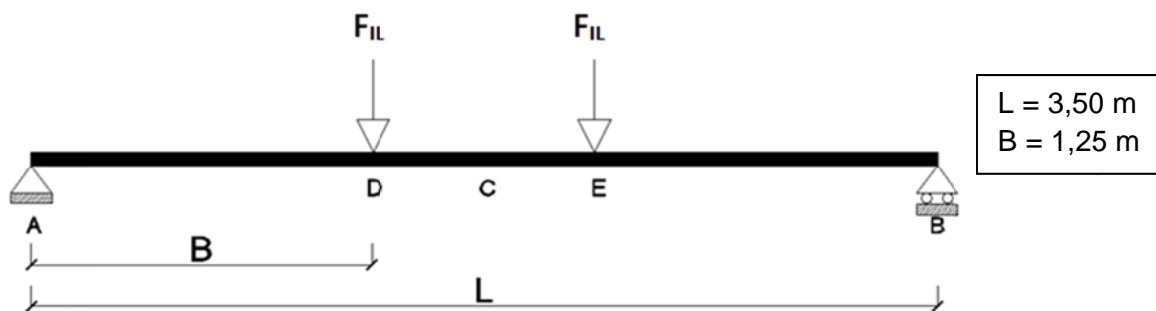


Figura 73 - Schema di calcolo.

Il moltiplicatore  $\alpha$  risulta

$$\alpha = 30,60$$

dunque

$$F_{IL} = 2 \cdot \alpha = 61,2 \text{ kN}$$

$$F_{tot} = 312,60 \text{ kN}$$

$$F_{sistema} = 652,20 \text{ kN}$$

#### 14.3.1.3 Valutazione del momento di instabilità locale $M_{IL}$

Risulta

$$M_{IL} = F_{IL} \cdot B = 76,50 \text{ kNm}$$

$$M_{rd,el} = 30,00 \text{ kNm}$$





$$F = 24 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 48 \text{ kN}$$

$$F_{\text{ sistema}} = 96 \text{ kN}$$

Il coefficiente di sicurezza risulta

$$\gamma = M_{\text{IL}} / M_{\text{rd,el}} = 2,5$$

Il profilo subisce quindi fenomeni di instabilità locale dopo aver raggiunto il limite elastico. La sezione del profilo in esame è da classificare in classe 3. Tale risultato è in accordo con le valutazioni teoriche.

#### 14.3.1.4 Tensioni di compressione e confronto con la $\sigma_{cr}$

Le tensioni di compressione relative ad uno stato di sollecitazione subito precedente al manifestarsi del meccanismo di instabilità sono illustrate nella figura successiva.

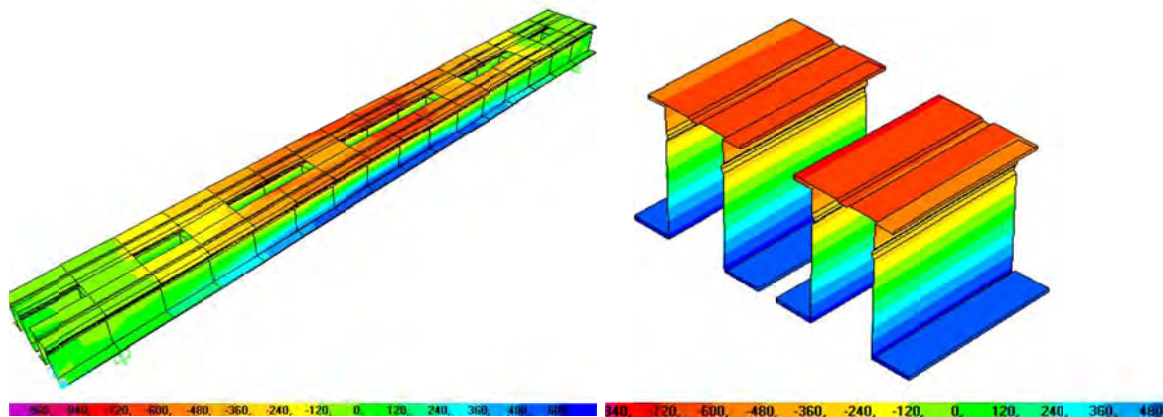


Figura 74 - Stato tensionale corrispondente alle condizioni immediatamente precedenti al manifestarsi dell'instabilità locale.

La tensione di compressione massima osservabile sulla flangia superiore è pari a  $\sigma = 700 \text{ N/mm}^2$ . Questo valore assume dunque il significato di tensione critica.

Dalle analisi teoriche risulta che l'elemento suscettibile ai fenomeni di instabilità locale risulta essere proprio la flangia superiore per profili ORP 200 di spessore 2 mm.

La flangia irrigidita mediante le pieghe di progetto presenta una snellezza relativa

$$\lambda_p = 0,647$$

essendo

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

in cui

$\bar{b}$  è la larghezza appropriata dell'elemento, tale larghezza rappresenta la larghezza compresa tra due irrigidimenti;

$t$  è lo spessore dell'elemento;

$\varepsilon = (235/f_y)0,5$ ;

$k_\sigma$  = fattore di instabilità.

Quest'ultimo dipende dalla distribuzione delle tensioni e dalle condizioni al contorno dell'elemento, quindi dal rapporto  $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$

E' dunque possibile risalire alla tensione critica teorica responsabile dell'instabilità locale

$\sigma_{cr} = 657 \text{ N/mm}^2$

Il modello numerico ha fornito quindi risultati in accordo con quelli delle trattazioni teoriche svolte.

#### 14.3.2 -Modello "O"

Il modello "O" è illustrato nella figura successiva.

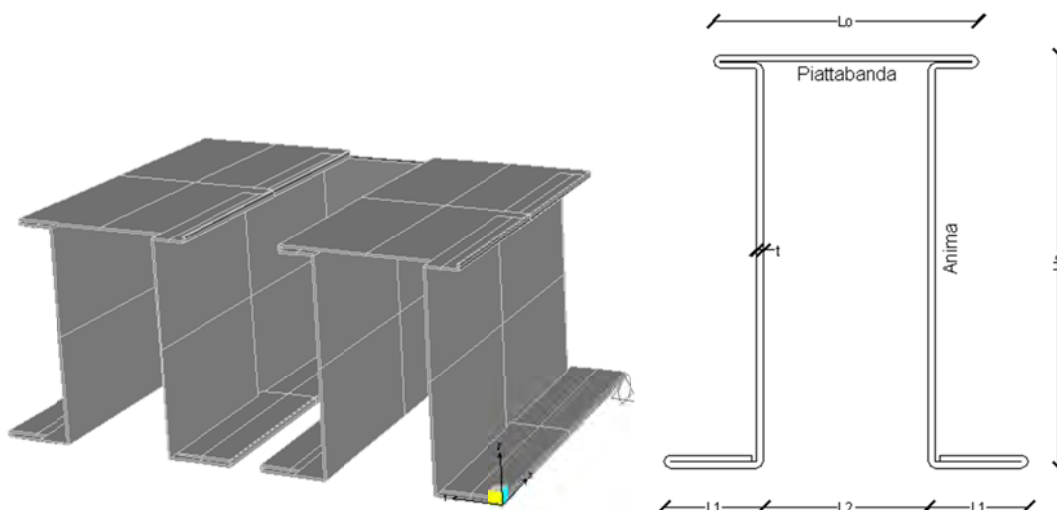


Figura 75 - Geometria del profilo utilizzato nel modello "O".

#### 14.3.2.1 Ricerca della configurazione di instabilità locale

La configurazione di instabilità locale sopra è riportata nella figura successiva ed è tale in quanto modifica la configurazione trasversale degli elementi. In particolare a raggiungere le condizioni di instabilità locale risulta essere la flangia superiore.

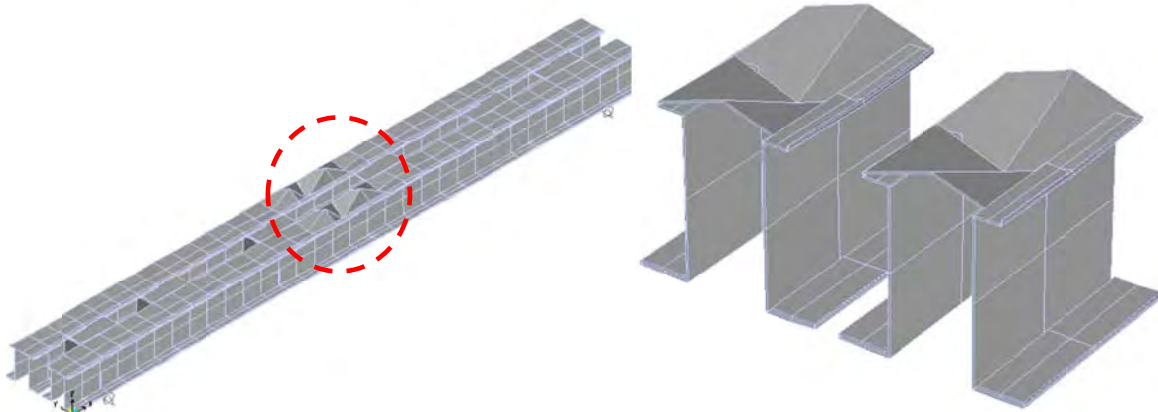


Figura 76 - Configurazione di instabilità locale a carico della flangia superiore.

#### 14.3.2.2 Valutazione del moltiplicatore $\alpha$ e quindi della $F_{IL}$

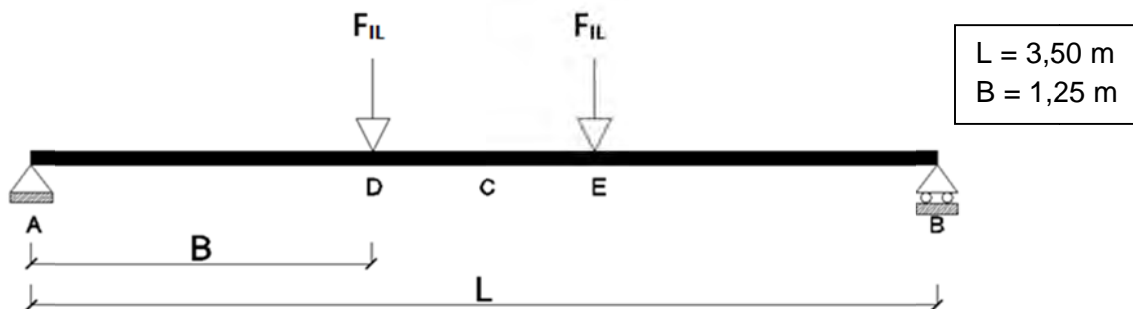


Figura 77 - Schema di calcolo.

Il moltiplicatore  $\alpha$  risulta

$$\alpha = 8,58$$

dunque

$$F_{IL} = 2 \cdot \alpha = 17,16 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 34,32 \text{ kN}$$

$$F_{\text{система}} = 68,64 \text{ kN}$$

#### 14.3.2.3 Valutazione del momento di instabilità locale $M_{IL}$

Risulta

$$M_{IL} = F_{IL} \cdot B = 21,45 \text{ kNm}$$

$$M_{rd,el} = 30,0 \text{ kNm}$$

$$F = 24 \text{ kN}$$

$$F_{tot} = 48 \text{ kN}$$

$$F_{sistema} = 96 \text{ kN}$$

Il coefficiente di sicurezza risulta

$$\gamma = M_{IL} / M_{rd,el} = 0,72$$

quindi inferiore ad 1,0.

Il profilo subisce quindi fenomeni di instabilità locale prima di raggiungere il limite elastico. La sezione del profilo in esame è da classificare in classe 4. Tale assunzione è in accordo con le valutazioni teoriche

#### 14.3.2.4 Osservazione tensioni di compressione e confronto con la $\sigma_{cr}$

Le tensioni di compressione relative allo stato di sollecitazione immediatamente precedente al manifestarsi del meccanismo di instabilità sono riportate nella figura successiva.

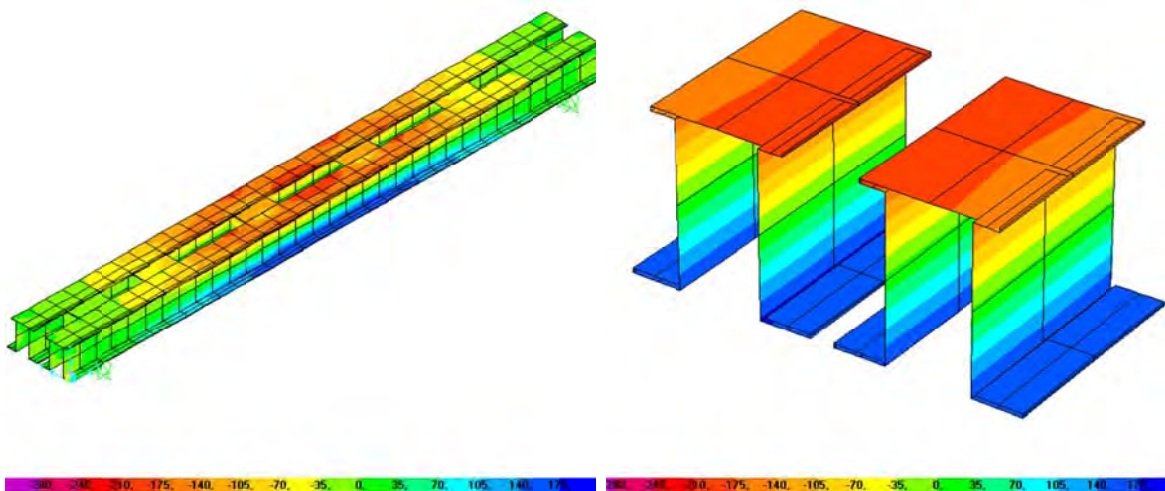


Figura 78 - Stato tensionale corrispondente alle condizioni immediatamente precedenti al manifestarsi dell'instabilità locale.

La tensione di compressione massima osservabile sulla flangia superiore risulta essere  $\sigma = 180 \text{ N/mm}^2$ , valore che assume dunque il significato di tensione critica. Dalle analisi teoriche risulta che l'elemento suscettibile ai fenomeni di instabilità locale è proprio la flangia superiore per profili ORP200 di spessore 2 mm.



La flangia presenta una snellezza relativa

$$\lambda_p = 1,48$$

essendo

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

in cui

$b$  è la larghezza appropriata dell'elemento, tale larghezza rappresenta la larghezza compresa tra due irrigidimenti;

$t$  è lo spessore dell'elemento;

$$\varepsilon = (235/f_y)^{0,5};$$

$k_\sigma$  = fattore di instabilità.

Quest'ultimo dipende dalla distribuzione delle tensioni e dalle condizioni al contorno dell'elemento, quindi dal rapporto  $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$

E' dunque possibile risalire alla tensione critica teorica responsabile dell'instabilità locale che risulta

$$\sigma_{cr} = 130 \text{ N/mm}^2$$

Il modello numerico risulta quindi fornire risultati in accordo con quelli delle trattazioni toriche svolte.

#### 14.4 Osservazioni sulle analisi numeriche svolte

L'analisi numerica svolta ha innanzitutto permesso di valutare le condizioni dell'insorgenza dell'instabilità globale del sistema preliminarmente ai fenomeni locali. Ciò ha consentito un accurato dimensionamento del sistema di prova fornendo tutte le informazioni preventive all'esecuzione della prova sperimentale. Le previsioni numeriche per ciò che riguarda lo stato tensionale della trave oggetto di prova sono state congruenti con i successivi risultati sperimentali, confermando l'affidabilità dei modelli.

L'analisi numerica è stata anche condotta per valutare la reale efficacia degli irrigidimenti proposti nelle tabelle di progetto. Tali tabelle illustrano le dimensioni delle pieghe necessarie al fine di eliminare i fenomeni di instabilità locale e distorsionale valutate mediante la trattazione teorica. L'analisi numerica ha



confermato le indicazioni teoriche evidenziando l'efficacia degli irrigidimenti proposti per un profilo tipo. Le analisi numeriche sono risultate congruenti con la trattazione teorica sia nell'individuazione dell'elemento suscettibile dei fenomeni di instabilità locale sia nella definizione degli stati tensionali.

## 15 PROGETTO DELLA DISPOSIZIONE DI PROVA

### 15.1 Schema della disposizione di prova

Per evitare i fenomeni di instabilità globale della trave nell'ambito delle prove sperimentali si è deciso di accoppiare due travi ORP 200  $t = 3$  mm mediante piastre di collegamento sulle flange superiori e profili UPN 140 tra le anime delle due travi. Inoltre le singole travi sono state irrigidite mediante profili UPN 100 posti all'interno della sezione ORP. Tutti gli elementi di accoppiamento e di irrigidimento sono stati collegati mediante bullonatura. Di seguito si riportano i disegni 3D e 2D dell'assemblaggio definito per il sistema di prova.

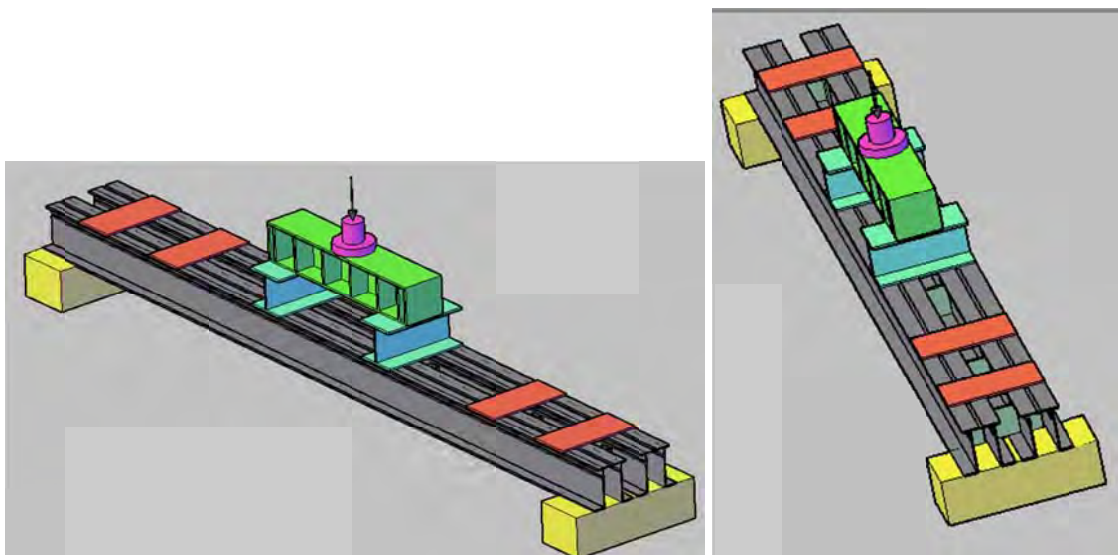
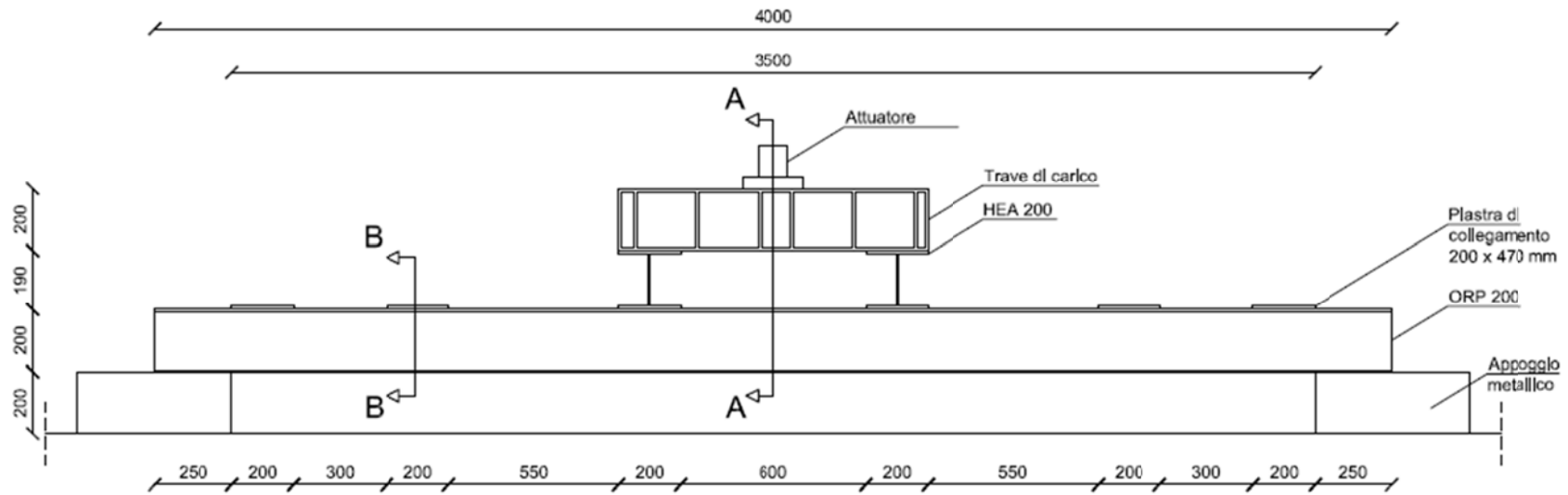


Figura 79 - Modello CAD 3D del sistema di travi accoppiate per la prova



### Prospetto laterale



### Sezione C-C

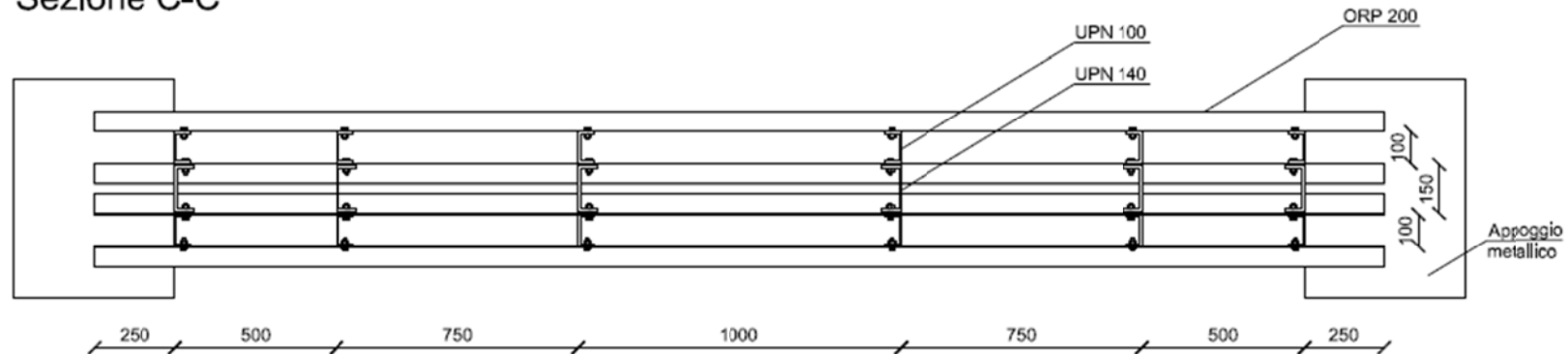


Figura 80 - Pianta e vista della disposizione di prova



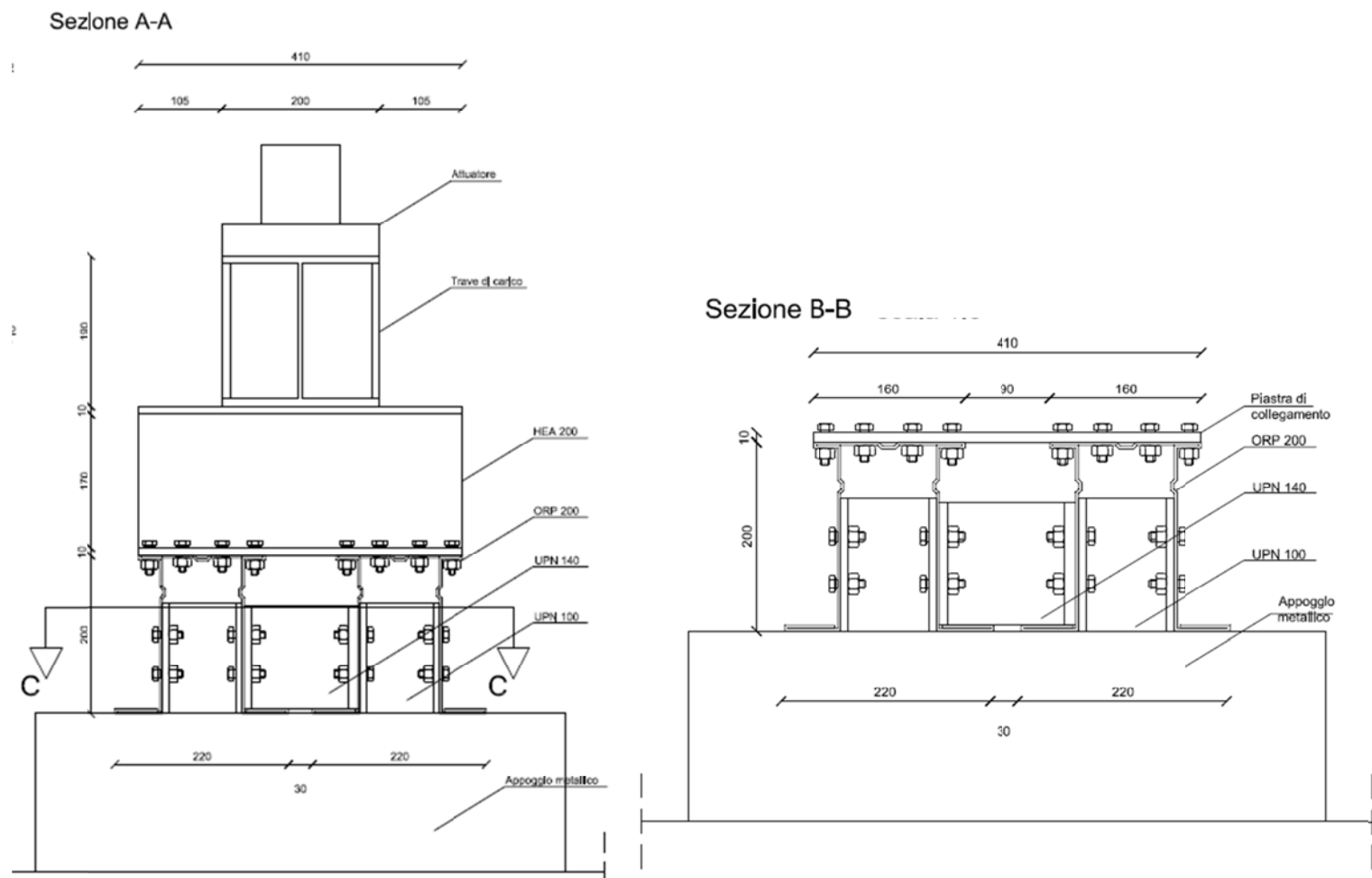


Figura 81 - Sezioni della disposizione di prova

## 15.2 Valutazione della stabilità del sistema

### 15.2.1 Analisi di buckling

E' stato costruito un modello numerico che riproduce anche gli elementi di accoppiamento e di irrigidimento. Questi elementi sono stati modellati mediante elementi shell rettangolari di spessore 10 mm. Il sistema a "travi accoppiate" è illustrato nella figura seguente.

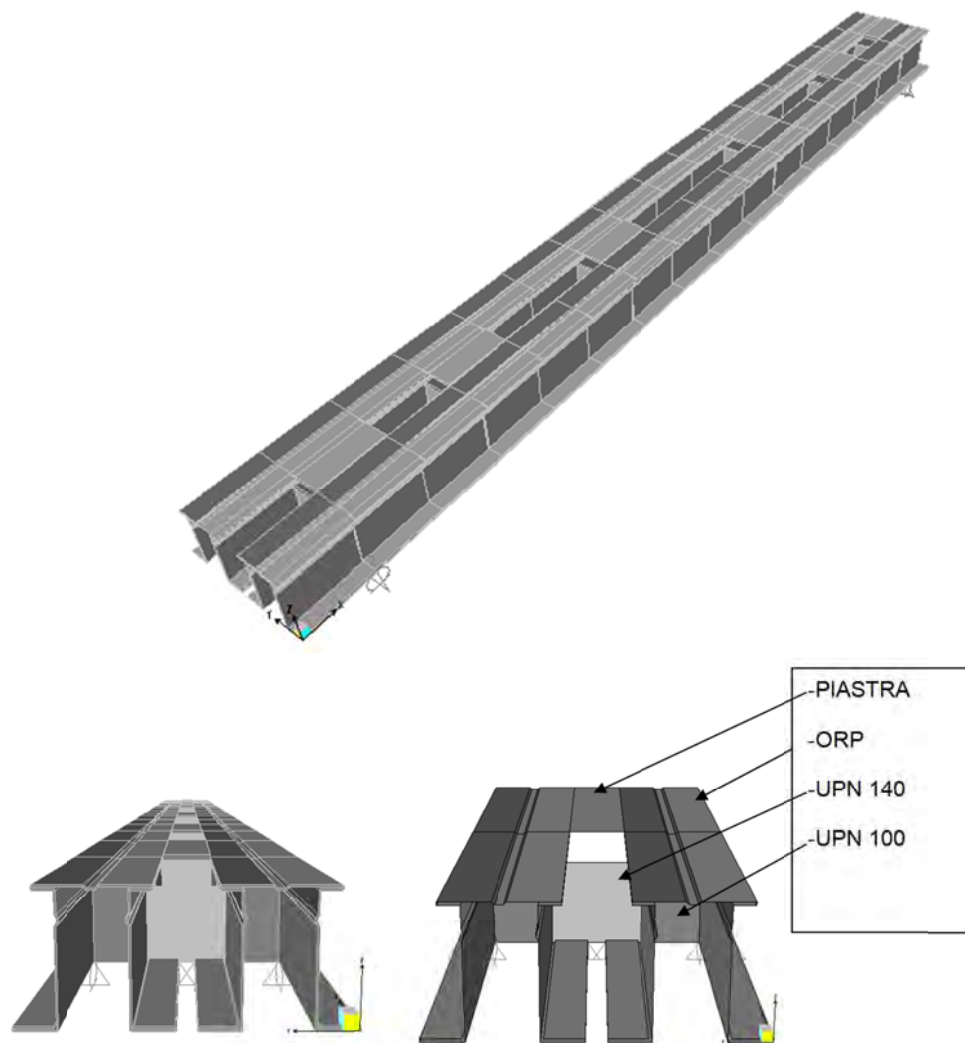


Figura 82 - Modellazione numerica (SAP) del sistema di travi accoppiate  
Lo schema statico di prova è quello previsto per la trave singola ma i carichi risultano raddoppiati.

E' stata dunque condotta una *Buckling analysis* al fine di individuare il modo relativo all'instabilità globale del sistema ed il corrispondente moltiplicatore  $\alpha$ .

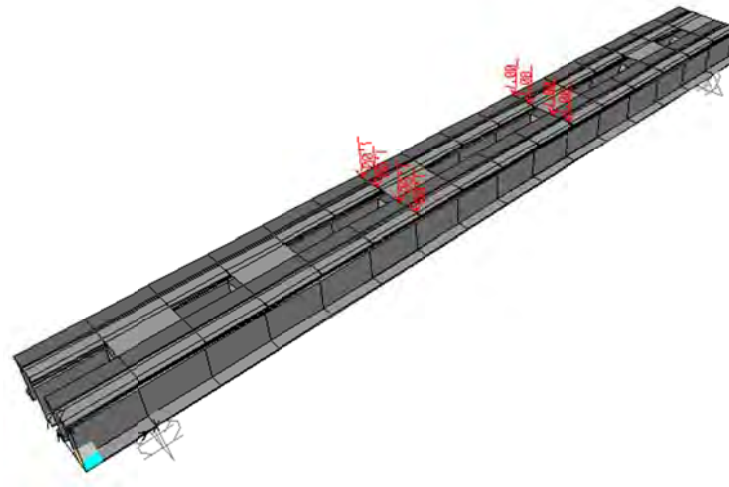


Figura 83 - Applicazione dei carichi per buckling analysis

L'analisi ha fornito 30 modi di instabilità, in quanto i primi moltiplicatori di carico non attivano alcun modo di instabilità globale, ma riguardano fenomeni di instabilità relativi alle flange inferiori ripiegate. L'analisi dunque fornisce anche configurazioni di instabilità locale e distorsionale, ovvero fenomeni che coinvolgono le sezioni trasversali del sistema e che prescindono dalla luce libera di inflessione.

Per quanto riguarda l'instabilità globale, essa risulta attivata nel modo n°17 illustrato nella figura successiva.

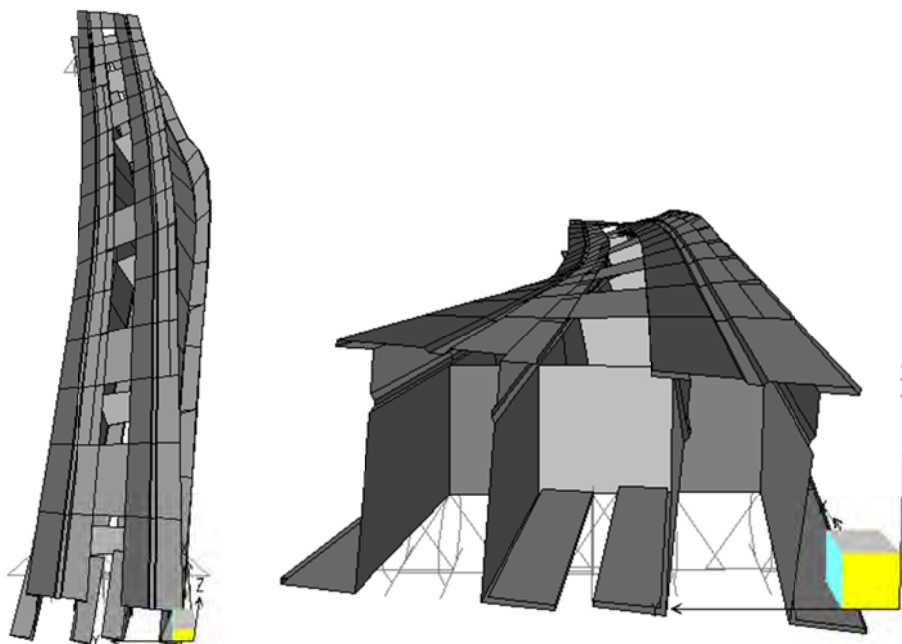


Figura 84 - Deformata dovuta all'instabilità globale flessio-torsionale del sistema travi accoppiate



Il moltiplicatore  $\alpha$  risulta:

$$\alpha = 78,15$$

Dunque:

$$F = 2 \cdot \alpha = 156,30 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 312,60 \text{ kN}$$

$$F_{\text{sistema}} = 652,20 \text{ kN}$$

$$M_{\text{max}} = F \cdot a = 195,38 \text{ kNm}$$

Dall'analisi numerica risulta quindi che il sistema di prova a "travi accoppiate" è largamente al riparo da fenomeni di instabilità globale. Infatti il limite elastico delle sezioni viene mobilitato per valori di forza  $F$  molto inferiori a quelli necessari per instaurare i fenomeni di instabilità globale. Infatti

$$M_{\text{rd,el}} = 43,00 \text{ kNm}$$

$$F = 34,40 \text{ kN}$$

$$F_{\text{tot}} = 68,80 \text{ kN}$$

$$F_{\text{sistema}} = 137,60 \text{ kN}$$

$$\text{Coefficiente di sicurezza } \gamma = 4,54$$

### 15.2.2 Analisi statica lineare

Per avere un'ulteriore conferma del reale comportamento a "trave appoggiata" del nuovo sistema di travi accoppiate e irrigidite, è stata condotta un'analisi statica lineare applicando le forze che dalla trattazione teorica risultano determinare le condizioni di limite elastico. Il singolo carico  $P$  applicato nel modello risulta pari a:

$$P = 17,20 \text{ kN}$$

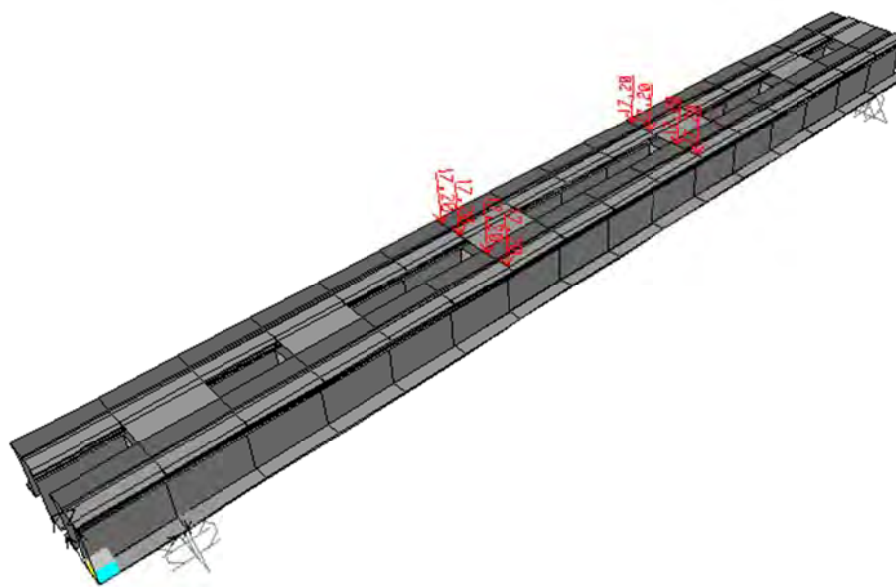


Figura 85 - Applicazione dei carichi per l'analisi statica lineare

Di seguito si riporta il confronto in termini di spostamento tra i risultati numerici e quelle teorici risultanti da una precedente analisi.

	<i>kN</i>	<i>kN</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
ANALISI	F	F <sub>tot</sub>	f <sub>c</sub>	f <sub>d</sub>	δ
Numerica	34,40	68,80	15,97	14,48	3,38
Teorica	34,40	68,80	17,13	15,44	3,79

La tabella sovrastante evidenzia la congruenza tra le due analisi

Di seguito si riporta la deformata derivante dall'analisi numerica:

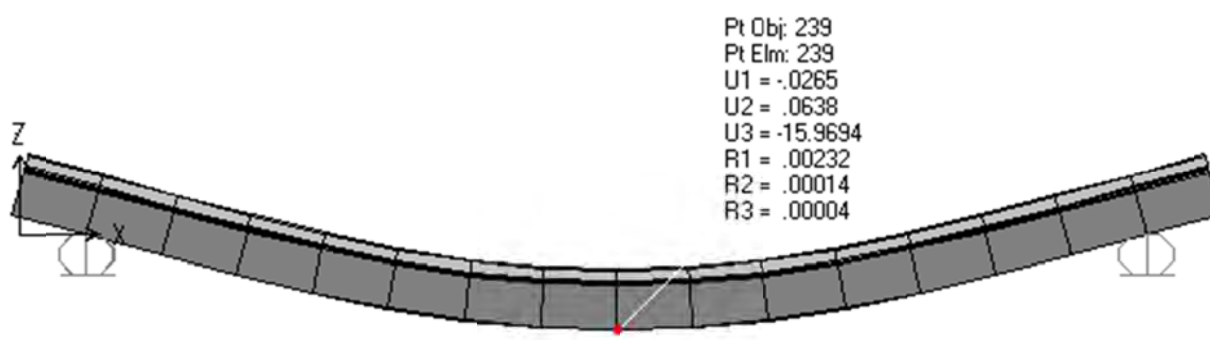


Figura 86 - Deformata derivante dall'analisi statica lineare condotta

Inoltre, volendo verificare se per tali condizioni il sistema ha raggiunto le condizioni di limite elastico è possibile osservare le tensioni agenti sugli elementi shell. A tal

proposito si riportano di seguito i diagrammi delle tensioni di trazione e compressione ( $\text{N/mm}^2$ ) degli elementi della flangia inferiore e superiore.

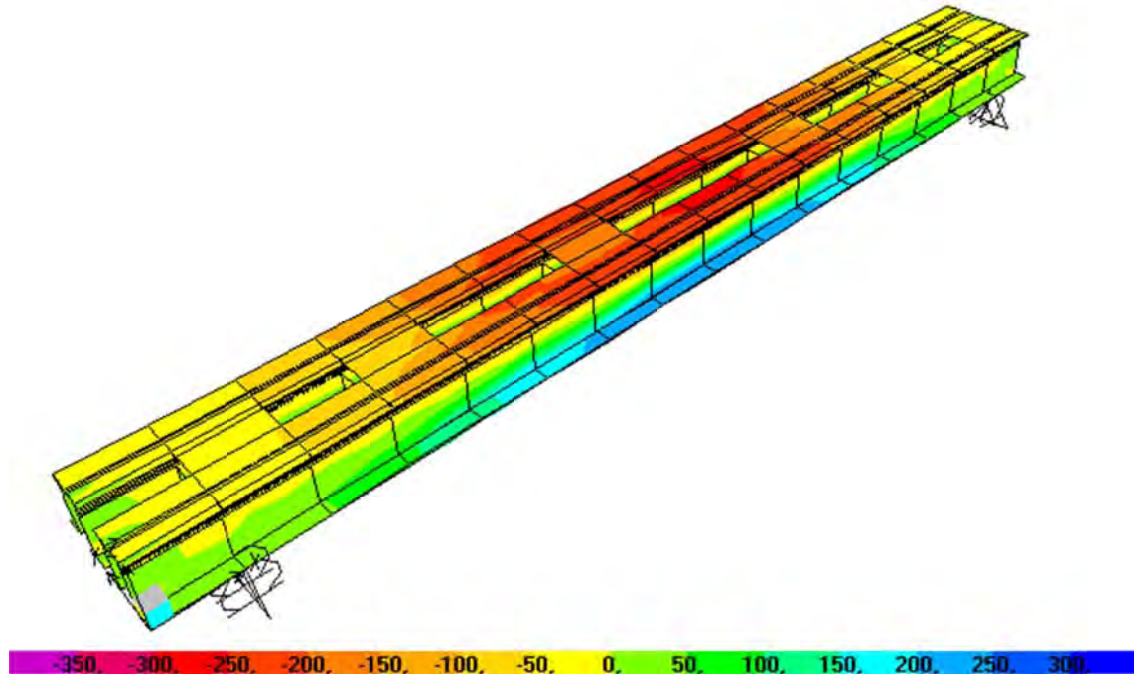


Figura 87 - Diagrammi e distribuzione delle tensioni  $S_{11}$

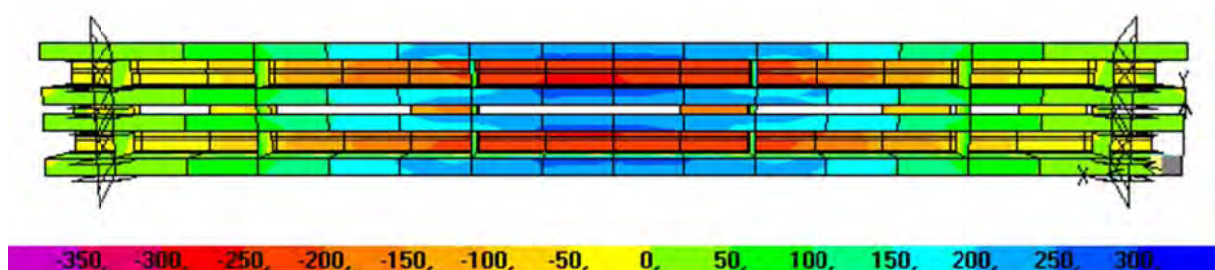


Figura 88 - Diagramma e distribuzione delle tensioni  $S_{11}$  - Vista in pianta delle flange inferiori soggette a trazione

La tensione massima  $S_{11}$  si osserva nell'elemento n° 206 (joint 272):

$$S_{11\max} = 275,63 \text{ N/mm}^2$$

Le condizioni di carico determinate nell'analisi statica lineare sono proprio quelle responsabili delle condizioni di limite elastico delle travi ORP. Ciò conferma la validità della trattazione teorica relativa alla singola trave appoggiata anche per il sistema di travi accoppiate.



In definitiva si è osservato come al fine di eliminare il fenomeno di instabilità globale è necessario utilizzare il sistema di travi accoppiate e irrigidite. In tal modo le condizioni di limite elastico vengono raggiunte per un valore di forza

$$F_{\text{ sistema }} = 137,60 \text{ kN}$$

congruente con le previsioni teoriche.

Sarà dunque possibile in fase sperimentale osservare eventuali fenomeni di instabilità locale/distorsionale relativi all'imbozzamento delle flange o delle anime, verosimilmente dopo le condizioni di limite elastico.

### 15.3 Progetto dell'accoppiamento

Al fine di eseguire le prove sperimentali sulle travi ORP 200 si è reso necessario il dimensionamento di un sistema accoppiato di 2 travi ORP irrigidite. Tale sistema è necessario al fine di escludere fenomeni di instabilità globale flessione-torsionale e consentire alle singole travi di raggiungere i livelli di limite elastico. Il comportamento globale del sistema è stato ampiamente esposto nei paragrafi precedenti. Nel presente paragrafo vengono illustrate le verifiche condotte sulle connessioni bullonate necessarie all'assemblaggio del sistema.

Gli elementi previsti in fase di progetto per accoppiare le due travi ed allo stesso tempo irrigidirle sono:

- 1- lamina C dx;
- 2- lamina accoppiamento;
- 3- lamina C sx;
- 4- piastra superiore;
- 5- piastra inferiore;
- 6- spessori irrigidenti.

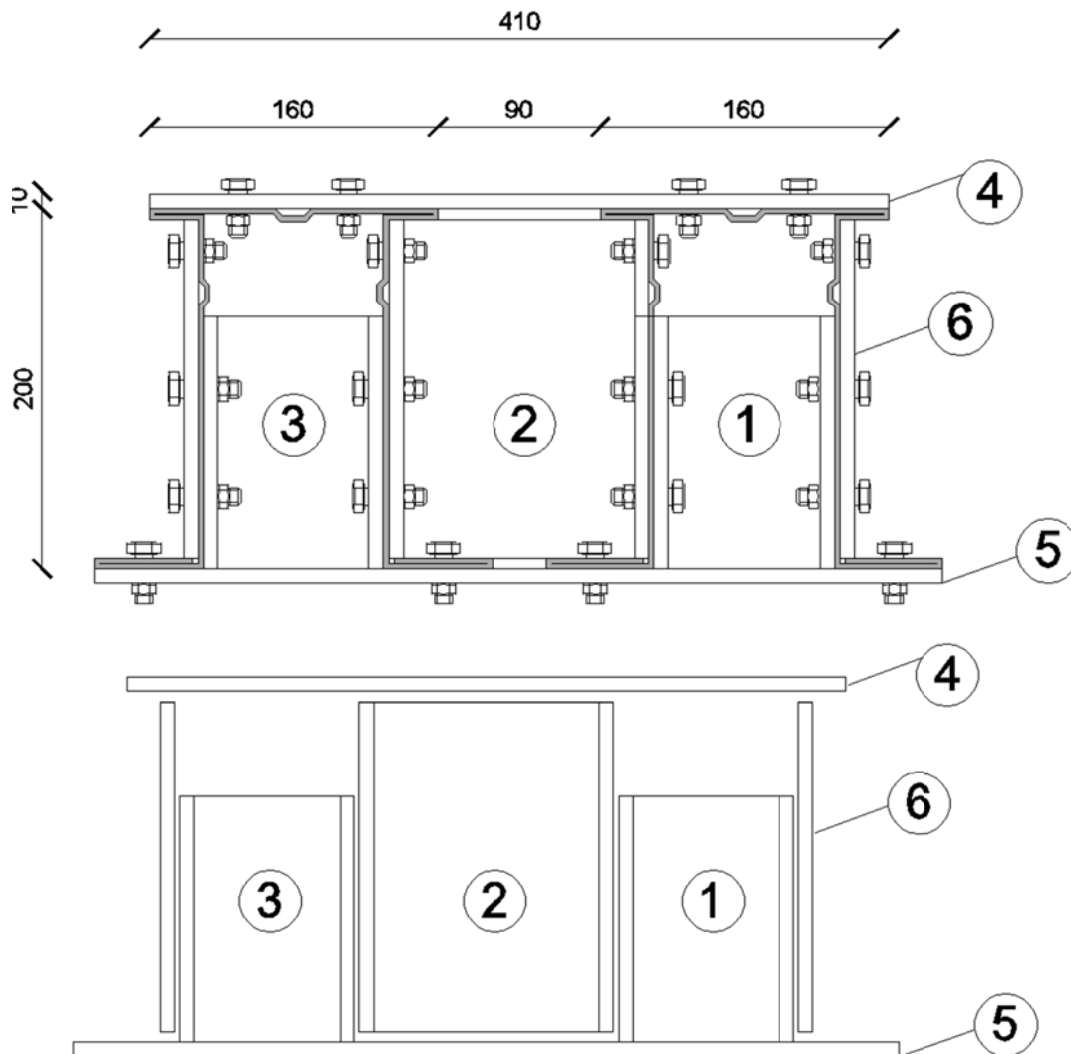


Figura 89 - Vista in sezione dei sistemi di accoppiamento



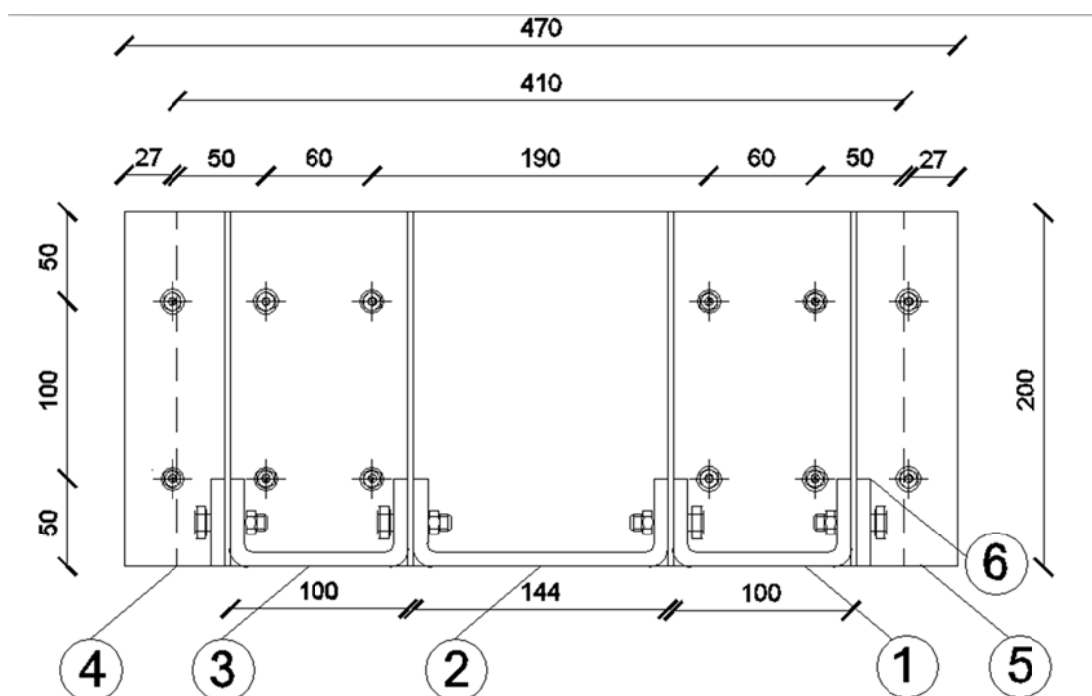


Figura 90 - Vista in pianta dei sistemi di accoppiamento

Le verifiche dei collegamenti sono state condotte per tutti i collegamenti sopra riportati e sono riconducibili a due situazioni:

- 1) verifiche dei collegamenti tra le lamine (1-2-3) e l'anima del profilo ORP
- 2) verifiche dei collegamenti tra le piastre (4-5) e le flange del profilo ORP

Tutti gli elementi sopra riportati hanno la funzione di "controventare" trasversalmente il sistema irrigidendolo torsionalmente. Dunque i collegamenti non devono sopportare gli sforzi di taglio e flessione longitudinali a carico delle travi, ma devono garantire un comportamento scatolare del sistema, nel caso si verificasse un'eccentricità del carico, sopportando le sollecitazioni torsionali associate.

#### 15.4 Sollecitazioni agenti e verifiche

Al fine di individuare le sollecitazioni di progetto per il sistema di collegamento, è stato utilizzato un modello SAP nel quale è stata assegnata un'eccentricità del carico.



Il carico da applicare al sistema affinché entrambe le travi raggiungano il limite elastico (assumendo che il carico si ripartisca uniformemente sulle due travi) è pari a 137,60 kN.

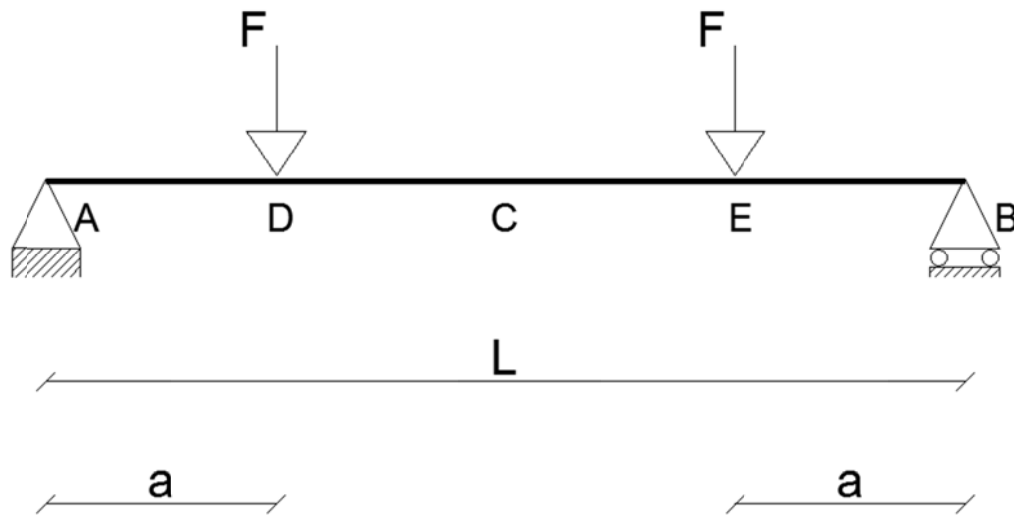


Figura 91 - Schema statico di prova

$$L = 3,50 \text{ m}$$

$$a = 1,25 \text{ m}$$

$$d = \text{lunghezza zona di trave appoggiata} = 0,25 \text{ m}$$

$$\text{Tot lunghezza trave} = 4,00 \text{ m}$$

$$M_{rd,el} = 43,00 \text{ kNm}$$

$$F = 34,40 \text{ kN}$$

$$F_{tot} = 68,80 \text{ kN}$$

$$F_{sistema} = 137,60 \text{ kN}$$

Al fine di dare una significativa perturbazione torcente al sistema, il carico  $F_{tot}$  è stato ripartito in maniera non simmetrica sulle due travi determinando un'eccentricità di carico. In particolare è stata fatta la seguente assunzione:

$$F_{trave\ 1} = 55,04 \text{ kN (80\%)}$$

$$F_{trave\ 2} = 13,76 \text{ kN (20\%)}$$

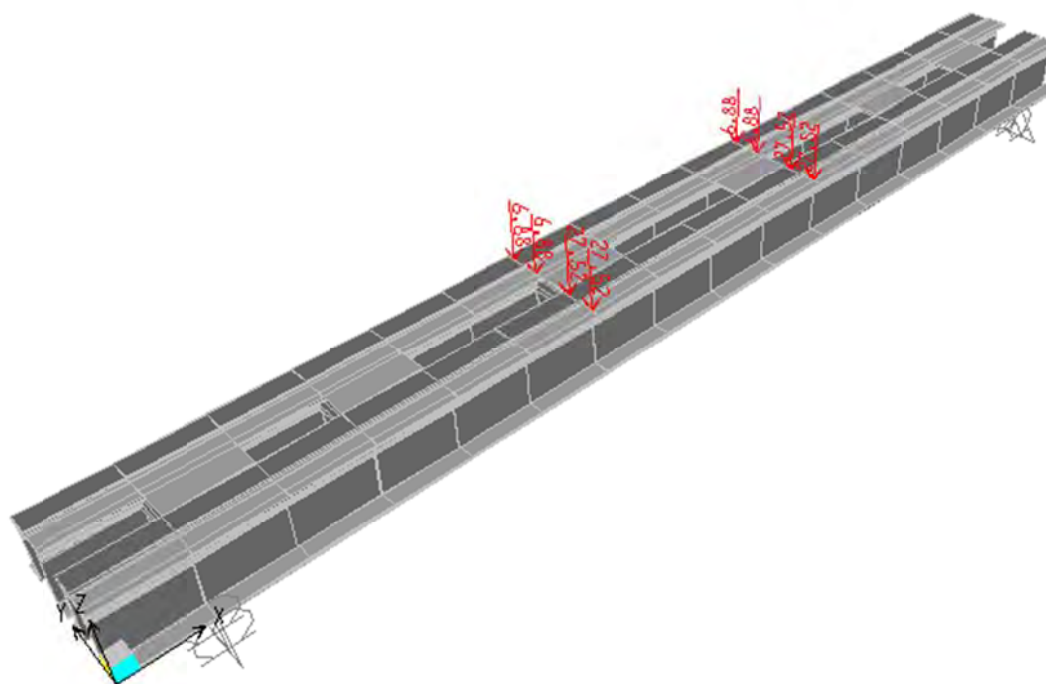


Figura 92 - Modello di calcolo con carichi non simmetrici

La seguente figura riporta la vista in pianta della deformata del sistema ottenuta nel caso di distribuzione del carico tale da determinare una eccentricità.

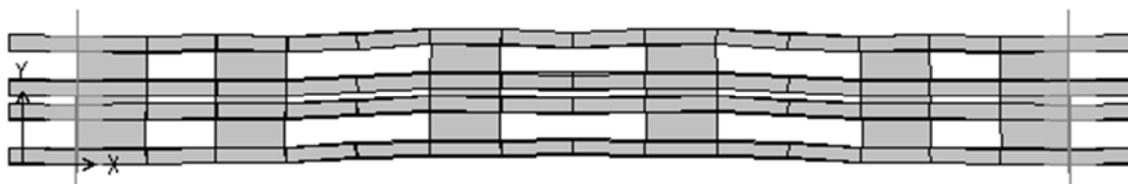


Figura 93 - Vista in pianta della deformata (amplificata) associata al carico eccentrico

Nel complesso il sistema presenta una configurazione deformata che risente in maniera limitata dell'eccentricità (appena 1 mm di spostamento laterale nella direzione Y). Tale comportamento è dovuto alla presenza degli irrigidimenti, in particolare delle piastre di collegamento inferiori e superiori che rendono le due travi tra loro solidali facendole funzionare come un'unica grande trave a cassone. Come anticipato, le verifiche dei collegamenti sono state condotte per tutti i collegamenti per le due situazioni seguenti:

- 1) verifiche dei collegamenti tra le lamine (1-2-3) e l'anima del profilo ORP
- 2) verifiche dei collegamenti tra le piastre (4-5) e le flange del profilo ORP

### 15.4.1 Verifiche dei collegamenti tra le lamine (1-2-3) e l'anima del profilo ORP

Per ogni connessione è stata individuata una "zona di influenza" (altezza) lungo la quale sono state integrate le tensioni di trazione  $S_{11}$  e le tensioni tangenziali  $S_{12}$ , così da ottenere per ogni connessione una forza di trazione  $N$  e una forza di taglio  $T$ . Le connessioni sono individuate nella figura successiva.

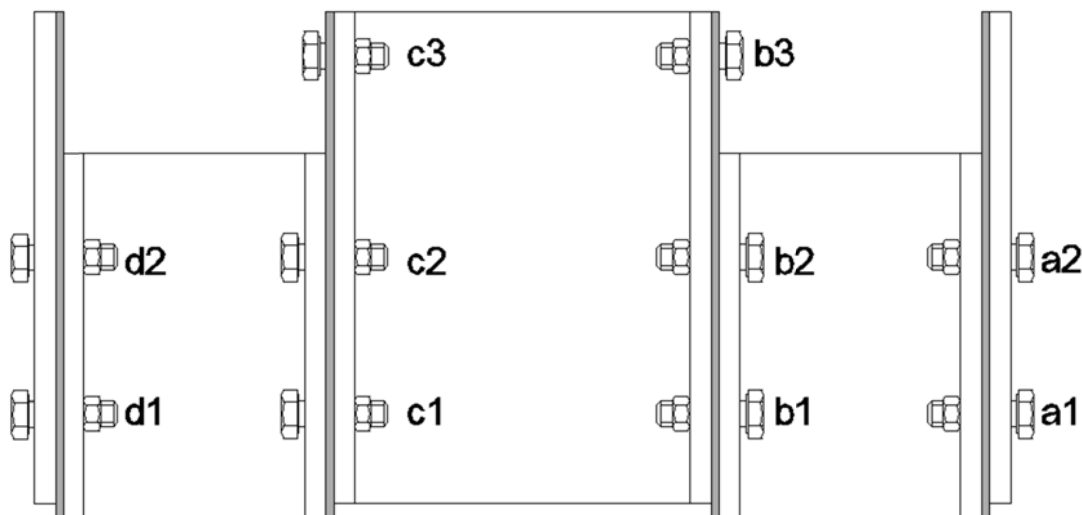


Figura 94 - Connessioni tra le lamine (1-2-3) e l'anima del profilo ORP  
La figura successiva illustra, per una delle interfacce di connessione, lo schema che è stato utilizzato nel calcolo.

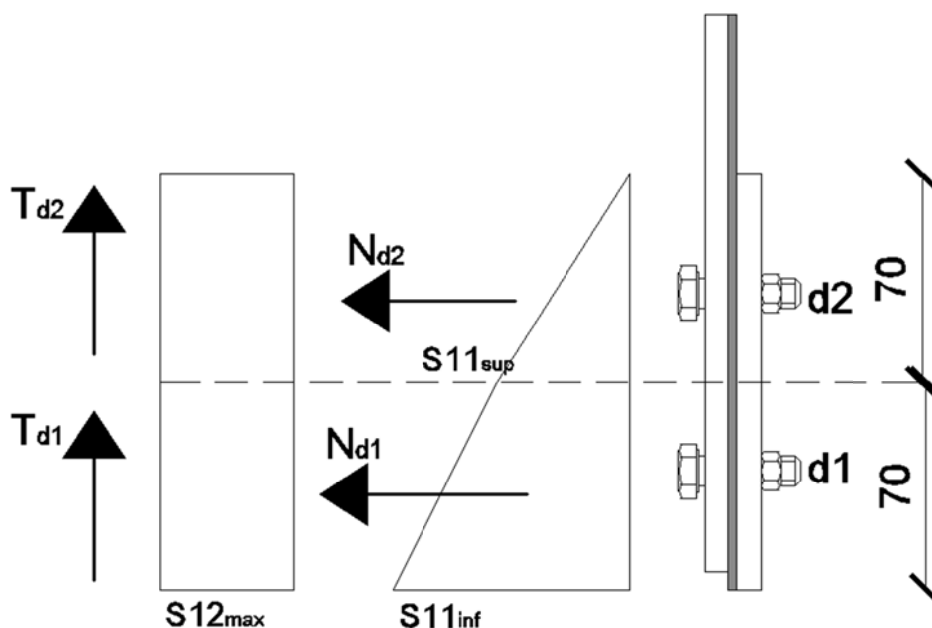


Figura 95 - Schema di calcolo adottato per la connessione



L'irrigidimento formato dalle tre lamine (1-2-3) si ripete longitudinalmente per 6 volte. Le sollecitazioni sono state valutate per tutti gli irrigidimenti, utilizzando le condizioni più gravose per ogni singola connessione. Le figure successive riportano i diagrammi delle tensioni S11 e S12 sull'irrigidimento denominato n.6 individuato nella figura seguente.



Figura 96 - Individuazione dell'irrigidimento 6

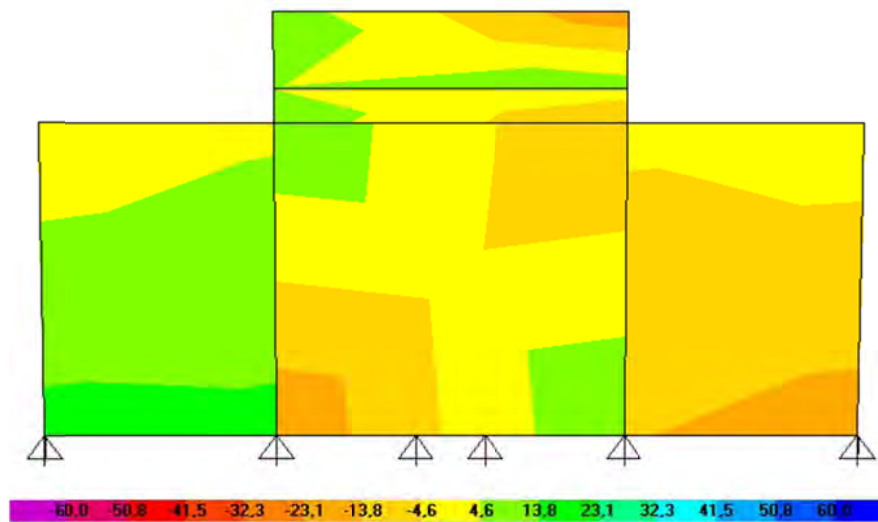


Figura 97 - Diagrammi S11 (N/mm<sup>2</sup>) sull'irrigidimento 6

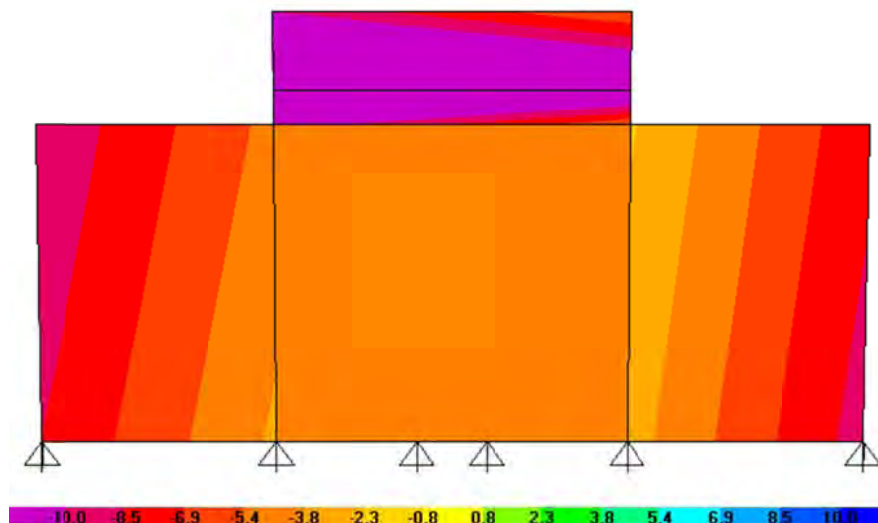


Figura 98 - Diagrammi S12 (N/mm<sup>2</sup>) sull'irrigidimento 6



Per ogni connessione sono state quindi ricavate, a partire dai diagrammi delle tensioni sopra riportati, una azione di trazione N e un'azione di taglio T e sono state condotte le verifiche per i seguenti stati limite:

- 1 - Trazione
- 2 - Taglio
- 3 - Taglio-Trazione
- 4 - Punzonamento
- 5 - Rifollamento

Per ogni stato limite sopra elencato sono stati calcolati i valori di resistenza della connessione in osservanza delle NTC2008 CAP.4:

1) Resistenza a trazione:

$$F_{t,rd} = 0,9 \cdot f_{tb} \cdot A_{res} / 1,25$$

2) Resistenza a taglio:

$$F_{v,rd} = 0,6 \cdot f_{tb} \cdot A_{res} / 1,25$$

3) Verifica a taglio-trazione:

$$T/F_{v,rd} + N/1,4 \cdot F_{t,rd} \leq 1$$

4) Resistenza al punzonamento della lamiera

$$B_{p,rd} = 0,6 \cdot \Pi \cdot d_m \cdot t_p \cdot f_{tk} / 1,25$$

5) Resistenza al rifollamento della lamiera

$$F_{b,rd} = k \cdot \alpha \cdot d \cdot t \cdot f_{tk} / 1,25$$

#### CARATTERISTICHE BULLONI

Tipologia	classe res	$f_{tb}$ (N/mm <sup>2</sup> )	$A_{res}$ (mm <sup>2</sup> )	d (mm)	$d_m$ (mm)
M10	8.8	800	58	10	15

#### CARATTERISTICHE PIASTRAME COLLEGATO

t (mm)	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_{tk}$ (N/mm <sup>2</sup> )
8	275	430

Di seguito si riportano le tabelle relative ai calcoli di tutte le connessioni lamina-anima ORP



		azioni di trazione			azioni di taglio	
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
mm						
<b>Connessione</b>	<b>Altezza influenza</b>	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>a1</b>	70	4	0	1,12	6	1,68
		irrig1				

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione			2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz		
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>rd</sub>	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	1,12	33,41	0,03	1	2	0,84	22,27	0,04	0,06

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>brd</sub>	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	1,12	77,77	0,01	1	1,68	2,5	1	10	3	25,80	0,07

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
4	16	6	17,77639	275	0,06

		azioni di trazione			azioni di taglio	
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
mm						
<b>Connessione</b>	<b>Altezza influenza</b>	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>a2</b>	70	0	20	5,6	6	1,68
		irrig3				

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione			2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz		
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>rd</sub>	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	5,60	33,41	0,17	1	2	0,84	22,27	0,04	0,16

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>brd</sub>	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	5,60	77,77	0,07	1	1,68	2,5	1	10	3	25,80	0,07

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
20	16	6	21,07131	275	0,08



		azioni di trazione			azioni di taglio	
mm		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
<b>Connessione</b>	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>b1</b>	70	12	6	5,04	9	2,52
irrig6						

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nrd	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	5,04	33,41	0,15	1	2	1,26	22,27	0,06	0,16

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nbrd	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	tmin	Tbrd	D/C
1	5,04	77,77	0,06	1	2,52	2,5	1	10	3	25,80	0,10

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
12	28	9	28,89637	275	0,11

		azioni di trazione			azioni di taglio	
mm		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
<b>Connessione</b>	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>b2</b>	70	0	18	5,04	8	2,24
irrig3						

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nrd	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	5,04	33,41	0,15	1	2	1,12	22,27	0,05	0,16

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nbrd	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	tmin	Tbrd	D/C
1	5,04	77,77	0,06	1	2,24	2,5	1	10	3	25,80	0,09

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
18	28	8	28,21347	275	0,10





		azioni di trazione			azioni di taglio	
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
mm						
<b>Connessione</b>	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>b3</b>	64	0	23	5,888	7	1,792
		irrig3				

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>rd</sub>	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	5,89	33,41	0,18	1	1	1,79	22,27	0,08	0,21

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>brd</sub>	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	5,89	77,77	0,08	1	1,79	2,5	1	10	3	25,80	0,07

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
23	30	7	29,76575	275	0,11

		azioni di trazione			azioni di taglio	
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
mm						
<b>Connessione</b>	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>c1</b>	70	16	6	6,16	4	1,12
		irrig1				

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>rd</sub>	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	6,16	33,41	0,18	1	2	0,56	22,27	0,03	0,16

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>brd</sub>	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	6,16	77,77	0,08	1	1,12	2,5	1	10	3	25,80	0,04

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
16	28	4	25,29822	275	0,09



		azioni di trazione			azioni di taglio	
mm		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
<b>Connessione</b>	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>c2</b>	70	6	21	7,56	4	1,12
irrig3						

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nrd	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	7,56	33,41	0,23	1	2	0,56	22,27	0,03	0,19

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nbrd	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	tmin	Tbrd	D/C
1	7,56	77,77	0,10	1	1,12	2,5	1	10	3	25,80	0,04

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
21	10	4	19,46792	275	0,07

		azioni di trazione			azioni di taglio	
mm		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
<b>Connessione</b>	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
<b>c3</b>	64	0	19	4,864	20	5,12
irrig3						

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nrd	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	4,86	33,41	0,15	1	1	5,12	22,27	0,23	0,33

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	Nbrd	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	tmin	Tbrd	D/C
1	4,86	77,77	0,06	1	5,12	2,5	1	10	3	25,80	0,20

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
19	16	20	38,8973	275	0,14



		azioni di trazione			azioni di taglio	
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
ConneSSIONE	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
d1	70	16	9	7	9	2,52
		irrig6				

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>rd</sub>	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	7,00	33,41	0,21	1	2	1,26	22,27	0,06	0,21

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>brd</sub>	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	7,00	77,77	0,09	1	2,52	2,5	1	10	3	25,80	0,10

6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
16	10	9	20,95233	275	0,08

		azioni di trazione			azioni di taglio	
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN
ConneSSIONE	Altezza influenza	S11 <sub>inf</sub>	S11 <sub>sup</sub>	N	S12 <sub>max</sub>	T
d2	70	9	0	2,52	9	2,52
		irrig6				

VERIFICA BULLONI									
1) Verifica a Trazione				2) Verifica a Taglio				3) Taglio/Traz	
	kN	kN				kN	kN		
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>rd</sub>	D/C	n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C	D/C
1	2,52	33,41	0,08	1	2	1,26	22,27	0,06	0,11

4) Verifica a Punzonamento				5) Verifica a Rifollamento							
	kN	kN			kN			mm	mm	kN	
n°bull	N <sub>bull</sub>	N <sub>brd</sub>	D/C	n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	2,52	77,77	0,03	1	2,52	2,5	1	10	3	25,80	0,10

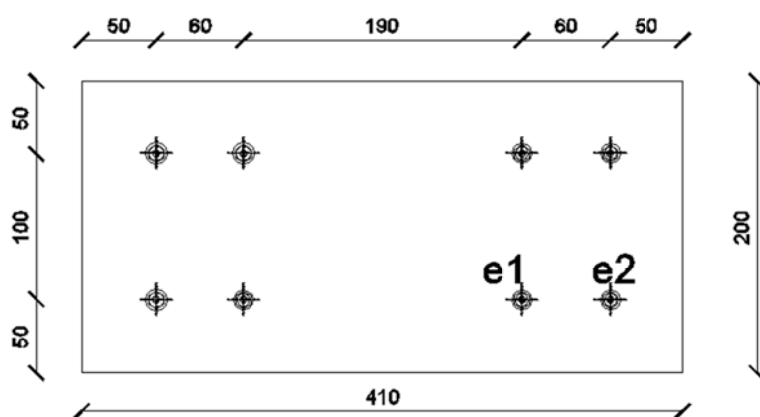
6) Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
9	10	9	18,27567	275	0,07

Come è possibile osservare dalle tabelle sopra riportate le connessioni risultano verificate rispetto alle azioni di progetto (nominali, coefficiente di amplificazione unitario). Il massimo valore Domanda/Capacità si osserva nella connessione c3, e risulta pari a 0,33 nei confronti delle verifiche di Taglio-Trazione.

#### 15.4.2 Verifiche dei collegamenti tra le piastre (4-5) e le flange del profilo ORP

Per ogni connessione è stata individuata una "zona di influenza" (lunghezza) lungo la quale sono state integrate le tensioni di trazione S22 della piastra (di taglio puro per la connessione) e le tensioni tangenziali S12, così da ottenere per ogni connessione due forze di taglio ortogonali tra di loro da sommare vettorialmente ottenendo una azione di taglio totale  $T_{tot}$ . Le connessioni sono definite dagli schemi della figura successiva.

#### PIASTRA SUPERIORE



#### PIASTRA INFERIORE

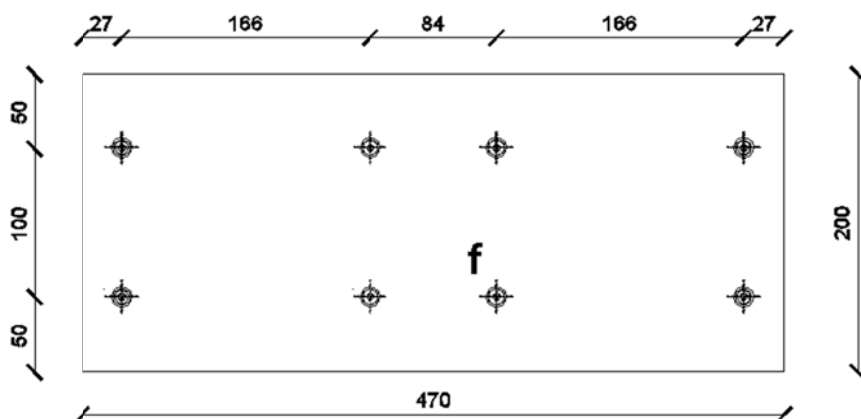


Figura 99 - Schema di calcolo adottato per la connessione



Per le piastre le sollecitazioni taglianti sono portate simmetricamente o dall'una o dall'altra metà della piastra stessa. Per la piastra superiore gli sforzi integrati su metà lunghezza della piastra (100 mm) sono portati solo da 2 bulloni (e1, e2). Mentre per la piastra inferiore gli sforzi taglianti sono portati solo dai bulloni interni che in effetti collegano la piastra all'ORP, i collegamenti estremali servono soltanto a connettere anche lateralmente la piastra garantendo un comportamento scatolare. Dunque per la piastra inferiore gli sforzi integrati su metà lunghezza della piastra (100mm) vengono portati da un unico bullone (f).

Di seguito si riporta lo schema esplicativo per il calcolo delle sollecitazioni agenti:

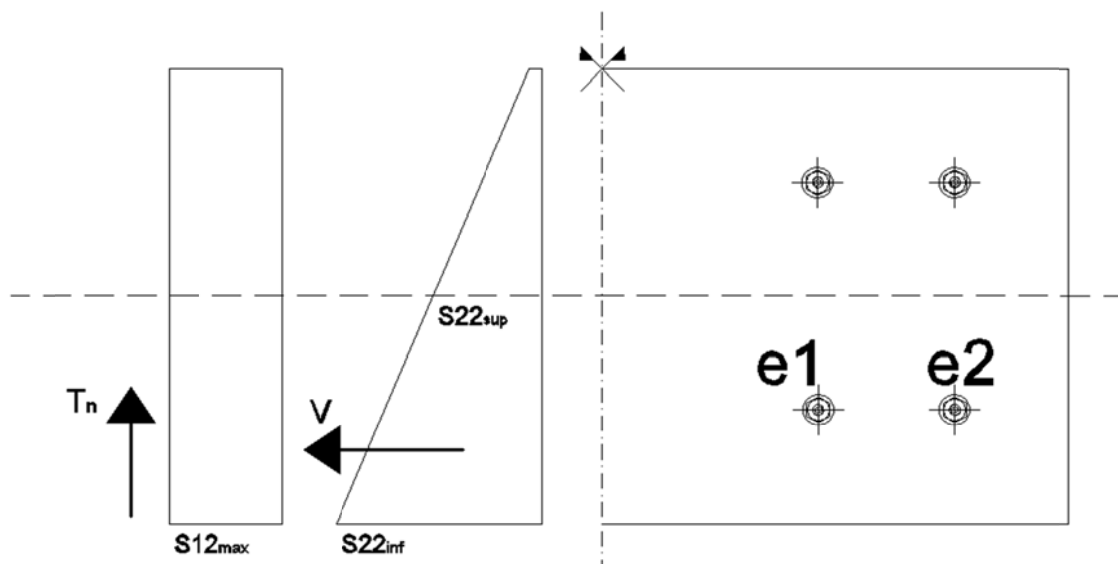


Figura 100 - Schema di calcolo adottato per la connessione

La generica bullonatura e1 subirà un'azione di taglio composto pari a:

$$T_{tot} = [\sqrt{(T_n^2 + V^2)}]/2$$

La figura successiva riporta esemplificativamente i diagrammi delle tensioni S22 e S12 sulla piastra dell'irrigidimento n°3.

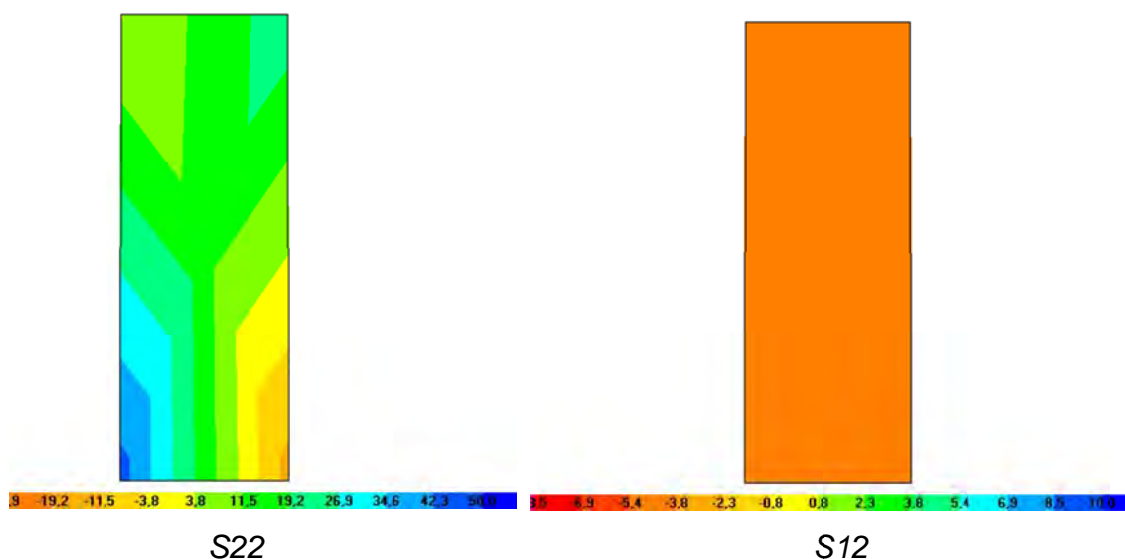


Figura 101 - Diagrammi delle tensioni S22 e S12 sulla piastra dell'irrigidimento n°3

Di seguito si riportano le tabelle relative ai calcoli delle connessioni piastra - flangia ORP

		azioni di taglio puro			azioni di taglio tang		
	mm	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN	kN
<b>Connessione</b>	lunghezza infl.	$S22_{inf}$	$S22_{sup}$	Tn	$S12_{max}$	V	Ttot
<b>e</b>	100	45	22	26,8	5	2	26,87452

VERIFICA BULLONI				
Verifica Taglio				
		kN	kN	
n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C
2	1	13,44	22,27	0,60

Verifica rifollamento							
	kN		mm	mm	kN		
n°bull	T <sub>rif</sub>	k	$\alpha$	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
2	13,44	2,5	1	10	3	25,80	0,52

Verifica Piastra					
S11	S22	S12	$\sigma_{id}$	f <sub>yd</sub>	D/C
45	45	5	45,82576	275	0,17



	mm	azioni di taglio puro			azioni di taglio tang		
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	kN	N/mm <sup>2</sup>	kN	kN
<b>Connessione</b>	lunghezza influenza	S22 <sub>inf</sub>	S22 <sub>sup</sub>	Tn	S12 <sub>max</sub>	V	Ttot
<b>f</b>	100	20	20	16	10	4	16,49242

VERIFICA BULLONI				
Verifica Taglio				
		kN	kN	
n°bull	n°sup res	T <sub>bull</sub>	Trd	D/C
1	1	16,49	22,27	0,74

Verifica rifollamento							
	kN	mm		mm	kN		
n°bull	T <sub>rif</sub>	k	α	d	t <sub>min</sub>	T <sub>brd</sub>	D/C
1	16,49	2,5	1	10	3	25,80	0,64

Verifica Piastra					
S11	S22	S12	σ <sub>id</sub>	f <sub>yd</sub>	D/C
100	20	10	93,27379	275	0,34

Come è possibile osservare dalle tabelle sopra riportate le connessioni risultano verificate rispetto alle azioni di progetto (nominali, coefficiente di amplificazione unitario). Il massimo valore domanda/capacità si osserva nella connessione f, e risulta pari a 0,74 nei confronti delle verifiche di taglio.

## 15.5 Commenti sulla disposizione adottata

In definitiva gli elementi che definiscono l'accoppiamento tra le 2 travi ORP conferiscono un incremento di rigidità torsionale significativo tale da sopportare livelli notevoli di carico eccentrico. Infatti si è osservato come ripartendo in maniera asimmetrica il carico verticale (80% su una trave e 20% sull'altra) le tensioni tangenziali e normali che si sviluppano negli elementi di connessione sono limitate. Rispetto a tali sollecitazioni sono state condotte le verifiche delle bullonature che risultano ampiamente verificate per ciò che riguarda le anime e verificate con valori di D/C compresi tra 0,4 e 0,7 per le flange. In effetti le piastre e le anime hanno definito un comportamento a cassone delle due travi accoppiate,



avvicinando le configurazioni deformate del sistema a quelle di un unica trave, nonostante sia caricata in modo eccentrico.

Non sono state riportate le valutazioni relative alle sollecitazioni di compressione indotte dalle lamine irrigidenti (comunque limitate) che devono essere sopportate a taglio e flessione dalle anime irrigidite dell'ORP.

Al fine di evitare criticità locali associate alla presenza di zone non irrigidite si è ritenuto opportuno estendere le lamine 1 e 3 fino in sommità analogamente alla configurazione della lamina 2.



## 16 PROVA SPERIMENTALE

### 16.1 Obiettivo della prova sperimentale

E' stata condotta una prova sperimentale di flessione su 4 punti su due travi metalliche Profilumbra tipo ORP 200, irrigidite con piegature nella flangia superiore e nell'anima, al fine di valutare la capacità delle travi di raggiungere la resistenza plastica nominale senza fenomeni di instabilità locale/distorsionale delle sezioni.

### 16.2 Caratteristiche delle travi oggetto di prova

La prova è stata condotta su due travi del tipo ORP 200 di spessore 3 mm dotate di irrigidimenti di anima e di flangia. Le travi sono state accoppiate tra loro in sede di prova al fine di evitare fenomeni di instabilità globale. La lunghezza delle due travi oggetto di prova è di 4200 mm. La luce di appoggio in prova è di 3800 mm.

TIPO TRAVI: ORP 200 spessore 3mm con irrigidimenti di anima e di flangia

Peso: 18 kg/m

Lunghezza  $L = 4200$  mm

Area della sezione  $A = 2410$  mm<sup>2</sup>

Modulo resistente inferiore/superiore  $W_{el} = 156400$  mm<sup>3</sup>

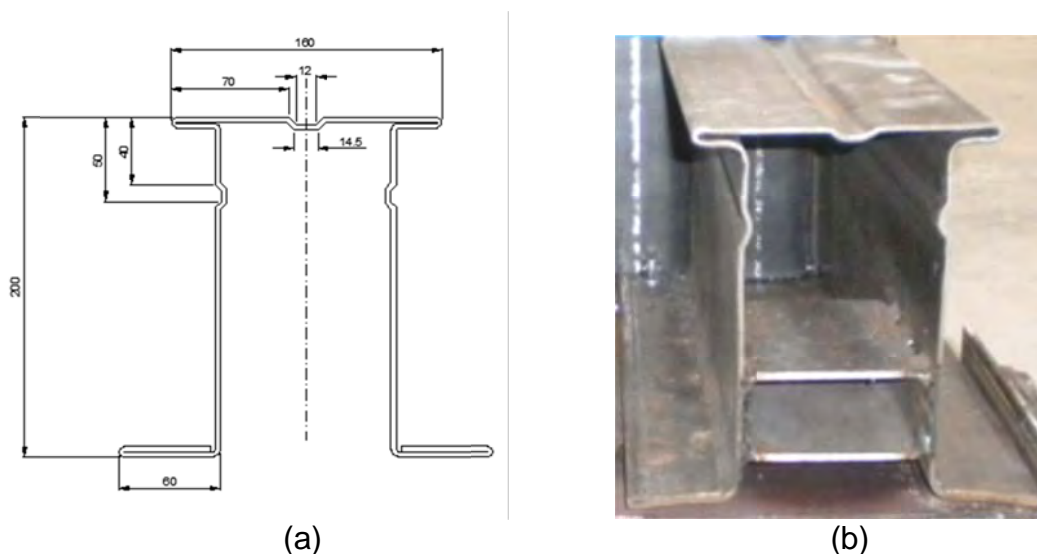


Figura 102 - a) Caratteristiche geometriche della trave ORP 200/3mm oggetto di prova; b) Immagine della trave dalla testata



Caratteristiche nominali del materiale:

Acciaio S275

$$f_{yk} = 275 \text{ N/mm}^2$$

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

Caratteristiche effettive del materiale:

sono riportate nella tabella seguente le caratteristiche effettive del materiale fornite da Profilumbra

Codice Provino	Larghezza Coil (mm)	Tipo Materiale (Nero/ZN/Prev)	Spessore nominale (mm/10)	Qualità materiale	Attitudine alla zincatura (SI/NO)	Fm (N)	FeH (N)	Rm (N/mm <sup>2</sup> )	ReH (N/mm <sup>2</sup> )	Rp @0.20% (N/mm <sup>2</sup> )	Allung. % At (%)
I4440 L	910	NERO	30/10	S275 JR	SI	28486.3		445.1		288.92	23.49
I4440 T	910	NERO	30/10			28389.4		443.58		304.7	12.69

Il valore  $R_p$  rappresenta la tensione corrispondente allo scostamento delle deformazioni dalla proporzionalità pari allo 0,2 %

Momento resistente nominale della sezione

$$M_{rd} = f_{yk} \cdot W_{el} = 43,01 \text{ kNm}$$

Momento resistente effettivo della sezione

$$M_{rd} = R_p \cdot W_{el} = 47,55 \text{ kNm}$$

### 16.3 Sistema di prova

Lo schema statico della prova a flessione su 4 punti è riportato nella Figura 103

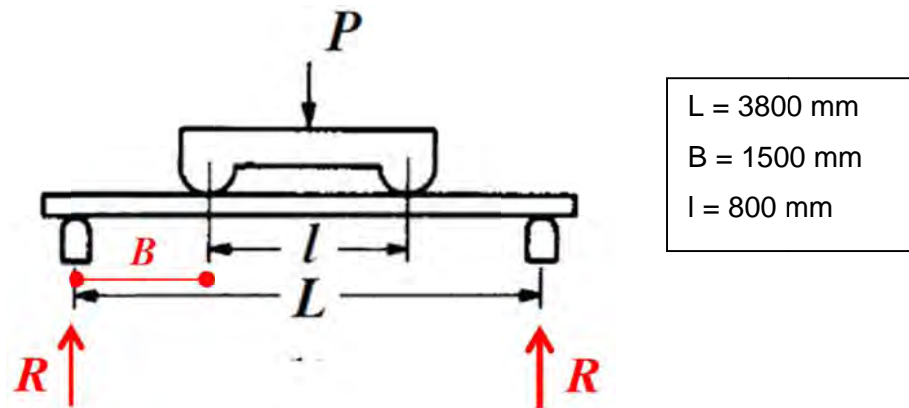


Figura 103 - Schema statico della prova a flessione su 4 punti

La Figura 104 mostra il sistema di prova e le travi oggetto di sperimentazione. Il sistema di accoppiamento delle travi è stato già illustrato nei paragrafi precedenti. Il carico verticale è trasmesso alle travi mediante un attuatore idraulico a contrasto con un portale metallico vincolato a terra. L'attuatore è collegato ad una trave di ripartizione che insiste su due spezzoni HEA 200 bullonati sulle travi ORP a distanza "l" tra di loro (Figura 103). Le caratteristiche dell'attuatore idraulico utilizzato sono riportate in Figura 106. Il carico verticale è applicato alle travi in progressione crescente con un incremento pari a 20 kN/minuto.

La prova è stata strumentata mediante 2 LVDT (trasduttori di spostamento) per la misura degli abbassamenti e 2 estensimetri di controllo per la misura delle deformazioni. I due estensimetri forniscono le deformazioni longitudinali delle fibre superiori e inferiori (Figura 107), essendo posizionati come illustrato nella stessa Figura 107. I due trasduttori di spostamento misurano gli spostamenti verticali in corrispondenza della mezzeria e di uno dei punti di applicazione del carico. Un terzo LVDT è disposto sull'attuatore per misurarne l'escursione con finalità di controllo.

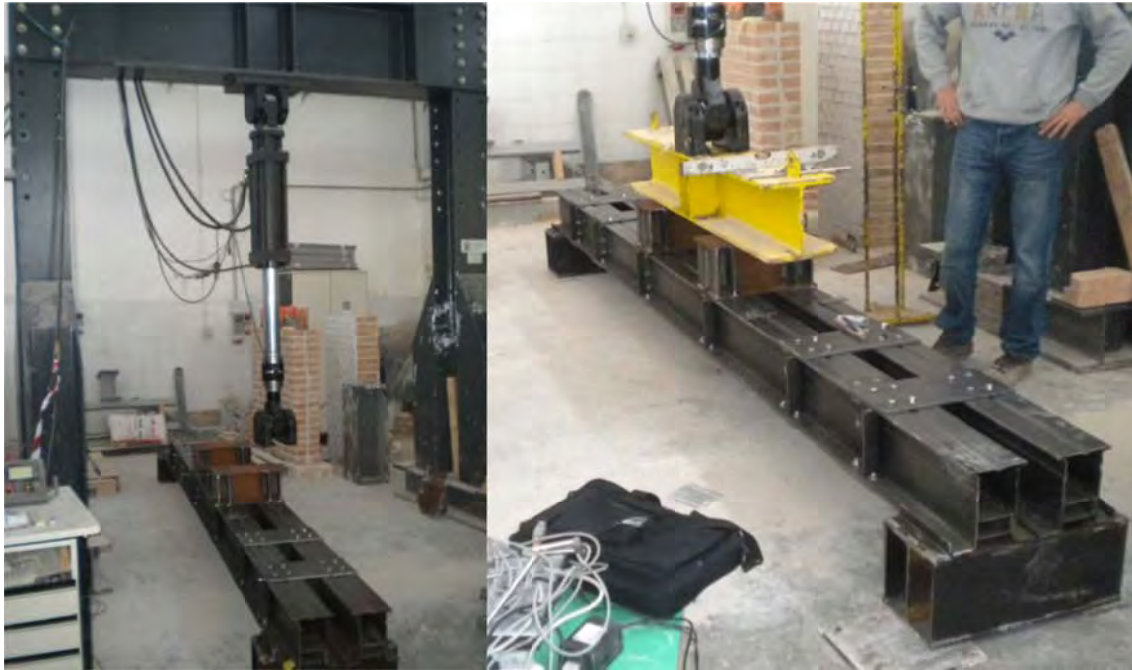


Figura 104 - Sistema di prova e travi accoppiate

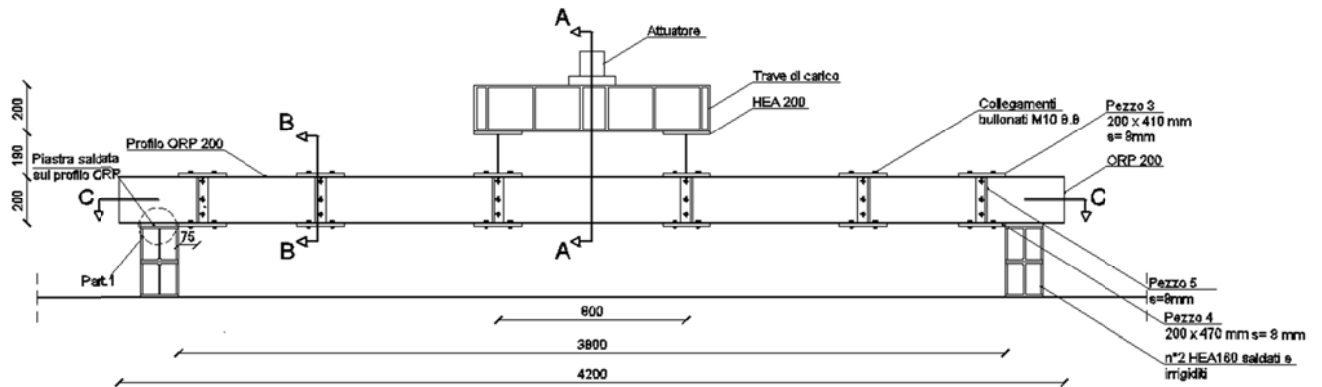


Figura 105 - Vista laterale del sistema di prova



Figura 106 - Caratteristiche dell'attuatore idraulico utilizzato

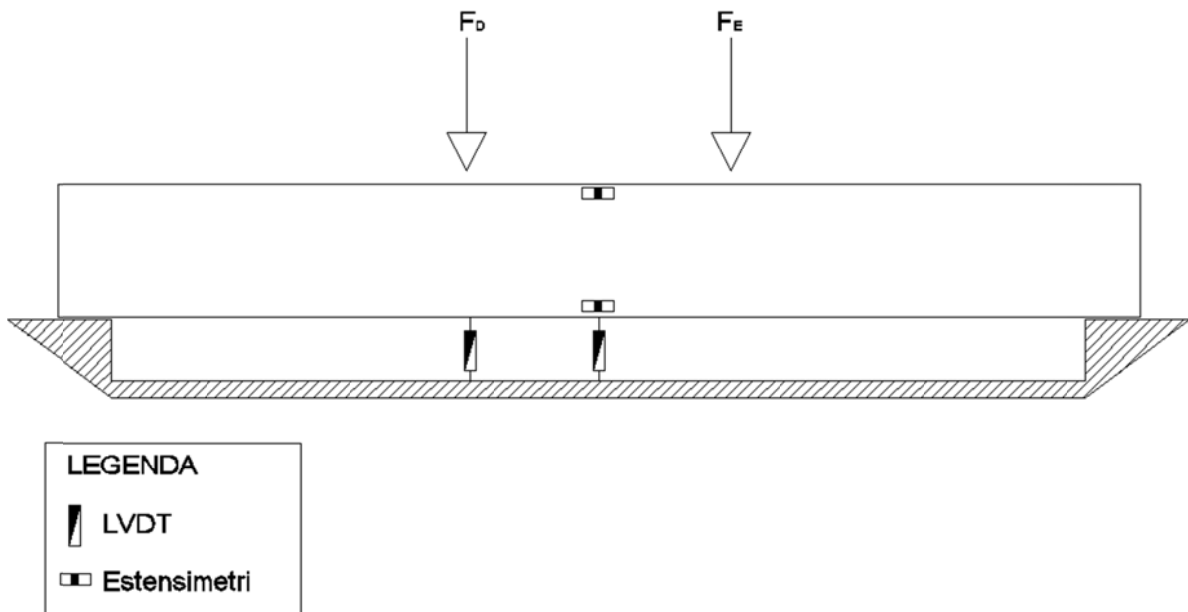


Figura 107 - Posizionamento degli strumenti di misura

## 16.4 Previsioni teoriche

Il carico teorico da conferire a tutto il sistema al fine di raggiungere le condizioni di plasticizzazione risulta essere

$$P = 112 \text{ kN}$$

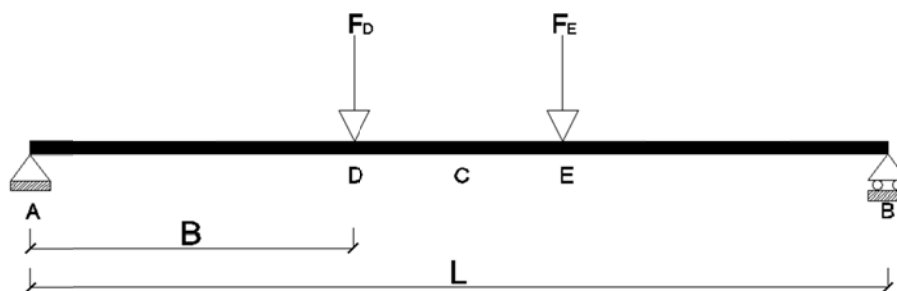


Figura 108 - Schema statico di flessione su 4 punti

Momento resistente nominale della sezione della trave:

$$M_{rd} = 43,01 \text{ kNm}$$

Momento da indurre con l'applicazione del carico (defalcato dell'incidenza del peso proprio della trave e del sistema di prova):

$$M_{rd}^* = M_{rd} - M_{psist.di\ prova} = 43,01 - (2,02/2) = 42,00 \text{ kNm}$$



Valore dei carichi da applicare

$$F_D' = F_E' = M_{rd}^*/B = 28 \text{ kN}$$

Poiché la prova riguarda due travi accoppiate, risulta:

$$F_D = F_E = F' \cdot n^{\circ}\text{travi} = 28 \cdot 2 = 56 \text{ kN}$$

$$P = F_D + F_E = 112 \text{ kN}$$

Lo spostamento teorico in mezzzeria risulta essere pari a:

$$f_c = \frac{F \cdot a}{24 \cdot EJ} \cdot (3L^2 - 4a^2)$$

$$f_c \approx 20 \text{ mm}$$

Considerando le caratteristiche effettive del materiale si ottiene

Momento resistente effettivo della sezione della trave:

$$M_{rd,eff} = 47,55 \text{ kNm}$$

Momento da indurre con l'applicazione del carico:

$$M_{rd,eff}^* = M_{rd,eff} - M_{psist.di\ prova} = 47,55 - (2,02/2) = 46,54 \text{ kNm}$$

Valore dei carichi da applicare

$$F_D' = F_E' = M_{rd,eff}^*/B = 31,02 \text{ kN}$$

Poiché la prova riguarda due travi accoppiate, risulta:

$$F_D = F_E = F' \cdot n^{\circ}\text{travi} = 31,02 \cdot 2 = 62,04 \text{ kN}$$

$$P = F_D + F_E = 124,08 \text{ kN}$$

Lo spostamento teorico in mezzzeria risulta essere pari a:

$$f_c = \frac{F \cdot a}{24 \cdot EJ} \cdot (3L^2 - 4a^2)$$

$$f_c \approx 22 \text{ mm}$$

## 16.5 Risultati della prova e commenti

Nella Fig.8 è riportato il diagramma carico verticale  $P$  - Spostamento in mezzzeria  $f_c$ , risultante dalla prova sperimentale condotta.

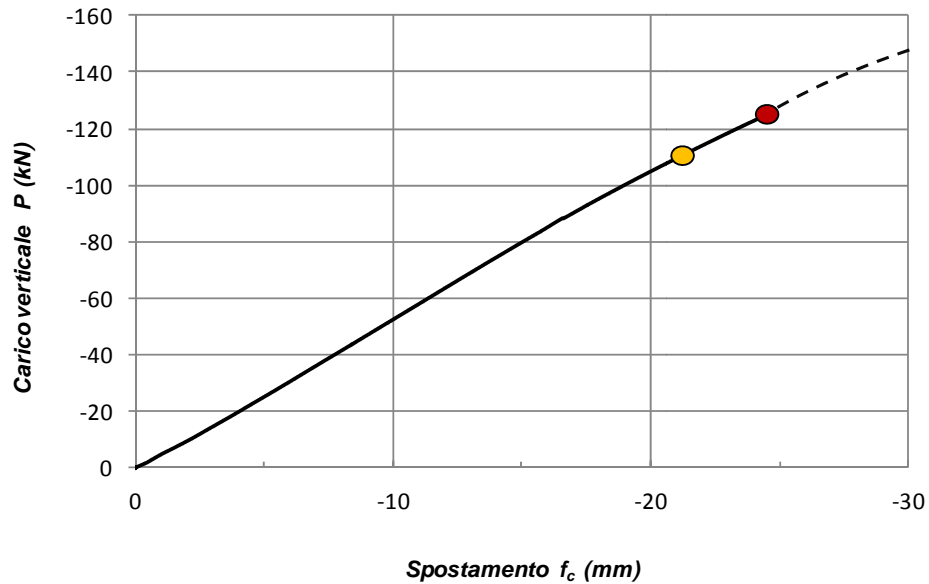


Figura 109 - Diagramma carico-spostamento

Al raggiungimento del carico corrispondente alle condizioni di plasticizzazione nominali (Cerchio giallo:  $P=112$  kN), lo spostamento in mezzzeria risulta essere pari a 22 mm, superiore del 10% rispetto al valore stimato teoricamente. La Figura 110 mostra la deformata delle travi in corrispondenza del carico di plasticizzazione.



Figura 110 - Deformate delle travi ORP200 in corrispondenza del carico di plasticizzazione



La prova è proseguita con il raggiungimento del carico corrispondente al momento di plasticizzazione effettivo (cerchio rosso in Figura 109) ovvero di un carico  $P = 124,08$  kN. Anche in questa situazione le travi non hanno presentato fenomeni di instabilità locale/distorsionale.

Il legame forza - spostamento risultante dalla prova sperimentale segue peraltro l'andamento osservata nelle analisi FEM condotte e illustrate nei report precedenti.

In definitiva le travi ORP dotate di piegature di irrigidimento sulla flangia superiore e sulle anime hanno raggiunto il carico corrispondente al momento di plasticizzazione nominale, nonché quello corrispondente al momento di plasticizzazione effettivo, senza mostrare fenomeni di instabilità locale/distorsionale.

**Si conclude che le prestazioni sperimentali delle travi ORP provate, dotate di piegature di irrigidimento sulla flangia superiore e sulle anime, corrispondono a quelle delle sezioni classificate come profili di classe 3 ai sensi delle Norme Tecniche per le Costruzioni.**

**Il risultato rappresenta inoltre la conferma sperimentale dei risultati delle determinazioni analitiche già condotte seguendo i procedimenti previsti dalle norme, ampiamente illustrati in un report precedente, secondo cui i profili possono essere classificati in Classe 3 (NTC2008) in quanto esenti da fenomeni di instabilità locale fino al raggiungimento del momento di plasticizzazione.**