

GRISPE PLUS



VALORISATION OF KNOWLEDGE
FOR SPECIFIC PROFILED STEEL SHEETS

WP N°: 2

WP Title: e-Lectures

Deliverable N°: D3.1

Deliverable Title: Liner trays

Deliverable Date: 31st July 2018

**The GRISPE PLUS project has received financial support
from the European Community's Research Fund for Coal and Steel (RFCS)
under grant agreement N° 754092**

Author(s)

Markus KUHNHENNE, Dominik PYSCHNY, Lisa KRAMER
RWTH Aachen University

Drafting history

FINAL VERSION - DATE: 31st July 2018

Dissemination Level

<i>PU</i>	<i>Public-Open</i>	X
<i>PP</i>	<i>Restricted to the Commission Services, the Coal and Steel Technical Groups and the European Committee for Standardisation (CEN)</i>	
<i>RE</i>	<i>Restricted to a group specified by the Beneficiaries</i>	
<i>CO</i>	<i>Confidential, only for Beneficiaries (including the Commission services)</i>	

GRISPE PLUS

VALORISATION OF KNOWLEDGE
FOR SPECIFIC PROFILED STEEL SHEETS

DESIGN MANUAL FOR LINER TRAYS

RFCS funded – agreement N° 754092

FINAL VERSION

DISCLAIMER NOTICE AND EU ACKNOWLEDGEMENT OF SUPPORT

Disclaimer notice

By making use of any information or content in this manual you agree to the following:

No warranties

All the information or content provided in this manual is provided “as is” and with no warranties. No express or implies warranties of any type, including for example implied warranties of merchantability or fitness for a particular purpose, are made with respect to the information or content, or any use of the information or content in this manual.

The authors make no representations or extend no warranties of any type as to the completeness, accuracy, reliability, suitability or timeliness of any information or content in this manual.

Disclaimer of liability

This manual is for informational purposes only. It is your responsibility to independently determine whether to perform, use or adopt any of the information or content in this manual.

The authors specifically disclaim liability for incidental or consequential damages and assume no responsibility or liability for any loss or damage suffered by any person as a result of the use or misuse of any of the information or content in this manual.

The authors will not be liable to you for any loss or damage including without limitation direct, indirect, special or consequential loss or damage, or any loss or damage whatsoever arising from loss of data or loss of business, production, revenue, income, profits, commercial opportunities, reputation or goodwill, arising out of, or in connection with, the use of the information or content in this manual.

The authors do not represent, warrant, undertake or guarantee that the use of the information or content in this manual will lead to any particular outcome or results.

Reasonableness

By using this manual, you agree that the exclusions and limitations of liability set out in this disclaimer are reasonable. If you do not think they are reasonable, you must not use this manual.

Severability

If any part of this disclaimer is declared unenforceable or invalid, the remainder will continue to be valid and enforceable.

“The information and views set out in this report, article, guide, etc. (select the correct word) are those of the author(s) and do not necessarily reflect the official opinion of the European Union. Neither the European Union and bodies nor any person acting on their behalf may be held responsible for the use which may be made of the information or views contained therein”

EU acknowledgement of support

The GRISPE project has received financial support from the European Community’s Research Fund for Coal and Steel (RFCS) under grant agreement n° 75 4092.

SOMMARIO

Lo scopo di questo manuale è di presentare un esteso nuovo metodo di progettazione numerica per liner trays, così come elaborato grazie al progetto Europeo GRISPE PLUS, sulla base dei risultati preliminarmente ottenuti nel progetto di ricerca GRISPE, positivamente concluso.

Il manuale si basa in generale sui principi dell'Eurocodice, e più nello specifico sugli Eurocodici EN 1993-1-3 e EN 1993-1-5.

Questo nuovo metodo di progettazione numerica per i liner trays è basato sulle prove sperimentali condotte all'interno del progetto europeo GRISPE (2013- 2016).

Il quadro generale di questo metodo è descritto nell'allegato al presente manuale.

Più nel dettaglio:

Il capitolo 1 descrive il tipo di profili interessati, lo stato dell'arte, i principali risultati di ricerca del progetto GRISPE, i requisiti e le regole generali di progettazione.

Il capitolo 2 delinea le considerazioni preliminari che devono essere prese in considerazione durante le fasi di pre-dimensionamento, compresa, in particolare, la verifica del campo di applicazione del nuovo metodo di progettazione.

Il capitolo 3 stabilisce i requisiti tecnologici che devono essere rispettati, compresi il telaio di supporto, le caratteristiche dei profili e gli assemblaggi.

Il capitolo 4 elenca le proprietà dei materiali dei profili.

Il capitolo 5 specifica la determinazione di azioni e combinazioni.

Il capitolo 6 fornisce le basi della progettazione.

Il capitolo 7 elenca le specifiche considerazioni progettuali non coperte dal manuale.

Il capitolo 8 spiega nel dettaglio il software sviluppato per i profili perforati.

Il capitolo 9 illustra un esempio applicativo del nuovo metodo di progettazione.

È inclusa inoltre una bibliografia.

NOTE IMPORTANTI

I dati sperimentali, il nuovo metodo di progettazione e il software sono stati ottenuti e forniti da Rainer Holz, IFL –ING LEICHTBAU e da Daniel Ruff e Christian Fauth, KIT –KARLSRUHE INSTITUTE OF TECHNOLOGY

Nota aggiuntiva del traduttore. Data la specificità del profilo considerato e non essendo presente una esatta traduzione del termine '*liner tray*' in Italiano che consenta di richiamare il profilo con una unica espressione significativa ed adeguatamente esplicativa, il termine è mantenuto nel testo nella lingua originale. Si riporta di seguito un'immagine relativa al profilo tipico considerato nel testo.

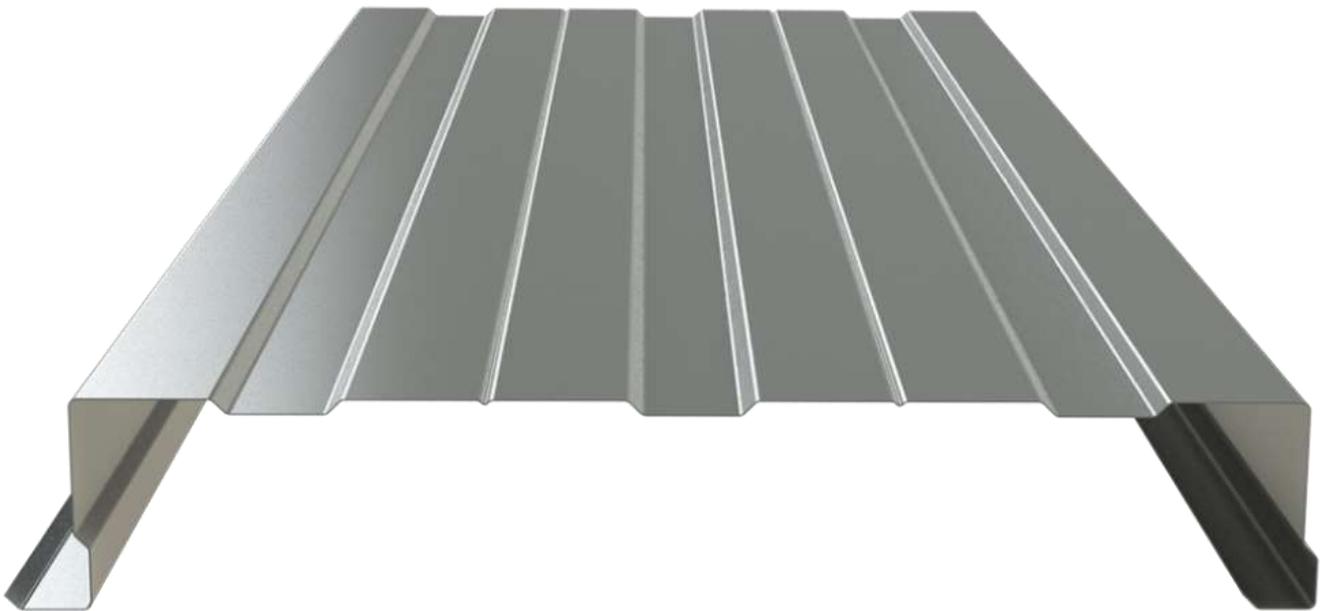


Figura 0.1- Esempio di liner trays

PREFAZIONE

Questo manuale di progettazione è stato realizzato con il supporto del finanziamento n° 754092 del fondo europeo RFCS.

Questo nuovo metodo di progettazione è stato presentato al gruppo di lavoro del EN 1993-1-3 nel 2016-2017 ed è stato preso in considerazione per l'inclusione negli Eurocodici.

Questo manuale di progettazione è stato scritto da Lisa Kramer e da Dominik Pyschny, sulla base dei dati sperimentali e delle considerazioni elaborate nel progetto di ricerca GRISPE, positivamente concluso; il manuale di progettazione è stato discusso in un gruppo di lavoro GRISPE PLUS composto dai seguenti membri:

Mickael BLANC	Francia
Silvia CAPRILI	Italia
David IZABEL	Francia
Markus KUHNHENNE	Germania
Anna PALISSON	Francia
Valérie PRUDOR	Francia
Irene PUNCELLO	Italia
Dominik PYSCHNY	Germania
Thibault RENAUX	Francia
Walter SALVATORE	Italia
Léopold SOKOL	Francia
Daniel SPAGNI	Francia

I soci corrispondenti hanno incluso:

SOKOL	Léopold	Francia
-------	---------	---------

FIGURE

Le figure sono state fornite dalle seguenti fonti:

Figura 0.1	Riproduzione da https://www.delftprofielen.nl/cladding-profiles/structural-liner-trays
Figura 1.1.1	Riproduzione del EN 1993-1-3
Figura 1.1.2	Riproduzione del EN 1993-1-3
Figura 1.2.1	International Association for Lightweight Metal Building Envelopes (IFBS)
Figura 1.3.1	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 1.3.2	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 1.3.3	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 1.3.4	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 2.2.1	Riproduzione del EN 1993-1-3
Figura 6.3.1	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 6.3.2	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 6.3.3	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 6.3.4	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 6.3.5	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figure 8.2.1	Editata dal software Excel
Figura 8.3.1	Editata dal software Excel
Figura 8.3.2	Editata dal software Excel
Figura 8.3.3	Editata dal software Excel
Figura 8.4.1	Editata dal software Excel
Figura 9.1.1	Bacacier
Figura 9.1.2	Bacacier
Figura 9.1.3	International Association for Lightweight Metal Building Envelopes (IFBS)
Figura 9.1.4	RWTH Aachen
Figura 9.1.5	Wurzer Profiliertechnik GmbH
Figura 9.2.1	Editata dal software Excel
Figura 9.2.2	Editata dal software Excel
Figura 9.2.3	Karlsruher Institut für Technologie (KIT) – GRISPE project
Figura 9.2.4	Editata dal software Excel
Figura 9.2.5	Editata dal software Excel
Figura 9.2.6	Editata dal software Excel
Figura 9.2.7	Editata dal software Excel
Figura 9.2.8	Editata dal software Excel
Figura 9.2.9	Editata dal software Excel
Figura 9.2.10	Editata dal software Excel
Figura 9.2.11	Editata dal software Excel

INDICE

SCOPO DELLA PUBBLICAZIONE	8
NOTAZIONI	9
1. INTRODUZIONE	10
1.1. Tipologia di lamiere profilate trattate	10
1.2. Stato dell'arte.....	10
1.3. Principali risultati in GRISPE	11
1.4. Requisiti e regole generali di progettazione.....	13
2. CONSIDERAZIONI PRELIMINARI	14
2.1. Campo di applicazione del nuovo metodo di progettazione	14
2.2. Disposizioni tecnologiche.....	14
3. REQUISITI TECNOLOGICI DI BASE	16
4. PROPRIETA' DEI MATERIALI	16
5. AZIONI E COMBINAZIONI	16
6. BASI DELLA PROGETTAZIONE.....	17
6.1. Principi	17
6.2. Campi di applicazione del nuovo metodo di progettazione	17
6.3. Procedura di progettazione.....	17
7. CONSIDERAZIONI SPECIFICHE DI PROGETTAZIONE.....	21
8. SPIEGAZIONE DEL SOFTWARE DI CALCOLO	22
8.1. Approccio generale	22
8.2. Dati.....	22
8.3. Spiegazione del calcolo iterative.....	22
8.4. Risultati	23
9. ESEMPIO DI PROGETTAZIONE	24
9.1. Descrizione dell'edificio e del sistema statico	24
9.1.1. Disposizione	24
9.1.2. Geometria del profilo	25
9.1.3. Proprietà del materiale	26
9.2. Calcolo delle resistenze del profilo	26
9.2.1. Intervalli di validità delle caratteristiche geometriche del profilo.....	26
9.2.2. Momento resistente- flangia larga in compressione.....	26
9.2.3. Momento resistente- flangia larga in tensione in campate soggette a carico di pressione	26
INDICE DELLE FIGURE	32
BIBLIOGRAFIA	34
Allegato:	35

SCOPO DELLA PUBBLICAZIONE

Lo scopo di questa pubblicazione è di presentare un nuovo metodo di progettazione per profili curvi che è stato proposto per l'inserimento nell'Eurocodice EN 1993-1-3.

Questo manuale di progettazione tratta situazioni che si verificano in condizioni ordinarie.

Per questioni specifiche (ad es. in presenza di aperture) o per situazioni eccezionali di carico/azioni (sisma, incendio, ecc.) è necessario seguire le clausole pertinenti degli Eurocodici e/o delle EN 1090-4.

NOTAZIONI

I simboli seguenti sono usati all'interno del manuale:

h : profondità complessiva

t : spessore di progettazione

b_f : larghezza della flangia stretta

b_u : larghezza della flangia larga

c : larghezza del bordo della flangia stretta

$b_{u,eff}$: larghezza efficace della flangia larga

e_0 : distanza dell'asse baricentrico della sezione lorda rispetto all'asse baricentrico della flangia stretta

L : campata del *liner tray*

t_{eq} : spessore equivalente della flangia stretta

I_a : momento di inerzia della flangia larga

$I_{y,eff}$: momento efficace dell'area

W_{eff} : modulo di sezione efficace

f_{yb} : forza di snervamento di base

γ_{M0} : fattore parziale

$M_{b,Rd}$: momento resistente di instabilità del *liner trays*

β_b : fattore di correlazione

s_1 : spaziatura longitudinale degli elementi di fissaggio che forniscono il vincolo laterale alla flangia stretta

y_{sf} : posizione dell'asse neutro relativa alla flessione laterale

A_{sf} : area efficace della flangia compressa

J_{sf} : momento di inerzia efficace per la flessione attorno all'asse z-z

1. INTRODUZIONE

1.1. Tipologia di lamiera profilate trattate

Questo manuale di progettazione tratta i liner trays. Il metodo illustra il miglioramento del coefficiente di riduzione β_b e l'estensione del campo di applicazione della distanza di fissaggio s_1 tra il rivestimento esterno e la flangia stretta

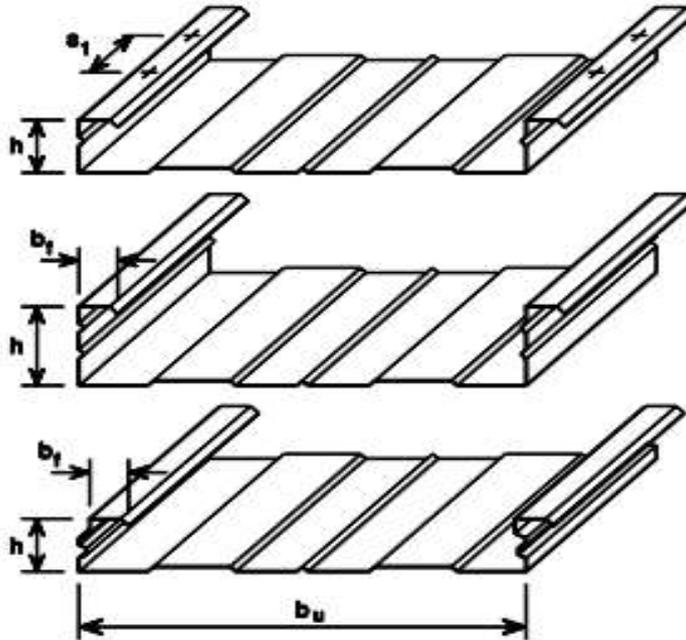


Figura 1.1.1 – Spiegazione della distanza di fissaggio s_1

$$\begin{aligned}
 0,75 \text{ mm} &\leq t_{\text{nom}} \leq 1,5 \text{ mm} \\
 30 \text{ mm} &\leq b_f \leq 60 \text{ mm} \\
 60 \text{ mm} &\leq h \leq 200 \text{ mm} \\
 300 \text{ mm} &\leq b_u \leq 600 \text{ mm} \\
 I_a / b_u &\leq 10 \text{ mm}^4 / \text{mm} \\
 s_1 &\leq 1000 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

Figura 1.1.2 – Campi di applicazione dei liner trays

1.2. Stato dell'arte

I liner trays sono componenti a pareti sottili di metallo leggero e sono utilizzati come guscio interno di un sistema a doppia parete, come mostrato nella Figura 1.2.1.

I profili trapezoidali o quelli con sezione sinusoidale sono usati come rivestimento esterno. Sono collegati direttamente o tramite distanziatore alle flange strette dei liner trays. Quando si usano distanziatori, la distanza del fissaggio può essere scelta più grande, a causa dell'indipendenza della geometria del profilo.



Figura 1.2.1 – Sistema a muro per i profili considerati

Mentre il rivestimento esterno serve da protezione contro gli agenti atmosferici, il liner tray ha una funzione di supporto. Inoltre, le flange strette sono stabilizzate dalla rigidità taglio del rivestimento esterno.

Nelle norme europee EN 1993-1-3, il metodo di progettazione per i liner trays è presente al paragrafo 10.2. la procedura di modellazione distingue tra pressione e tensione nella flangia larga. Quando la tensione è applicata alla flangia larga, il momento ultimo a flessione

$$M_{b,Rd} = 0.8 \cdot \beta_b \cdot W_{eff,com} \cdot f_{yb} / \gamma_{M0}$$

È ridotto per mezzo del coefficiente di riduzione

$$\beta_b = 1.15 - s_1/2000$$

Che considera gli effetti della distanza di fissaggio s_1 , quando questa è superiore a 300 mm. Se la distanza di fissaggio è inferiore ai 300 mm, il momento flettente non deve essere ridotto.

Le attuali regole di progettazione per la distanza di fissaggio sono piuttosto conservative e limitate a una distanza massima di fissaggio pari a 1000 mm, che non è più sufficiente a causa del crescere dei requisiti architettonici e termici.

Il problema legato all'incremento della distanza di fissaggio s_1 è la riduzione dell'irrigidimento per taglio garantito dal rivestimento esterno. L'investigazione più puntuale degli effetti della riduzione della rigidità per taglio è parte di questo lavoro di ricerca.

1.3. Principali risultati in GRISPE

Per determinare e comparare la capacità portante dei sistemi a parete con liner trays (con distanze di fissaggio più ampie) è stato condotto un esteso programma di prove sperimentali in accordo con l'allegato A delle EN 1993-1-3, prendendo in considerazione diverse distanze di fissaggio s_1 :

- $s_1 = 621\text{mm}$
- $s_1 = 1242\text{mm}$
- $s_1 = 1863\text{mm}$
- senza fissaggi e rivestimento esterno

Le seguenti prove sperimentali, per un totale di 71 test, sono state eseguite per determinare i valori di resistenza a flessione e instabilità dell'anima dei profili considerando varie distanze di fissaggio:

- Test su campata singola
- Test con supporti interni
- Test su campata doppia

I provini per l'esecuzione dei test a campata singola e di quelli con supporti interni, consistono in un liner tray intero e in due metà che sono fissate in corrispondenza delle anime, e in un profilo trapezoidale perpendicolare al profilo che è fissato, a distanza s_1 per mezzo della flangia superiore.

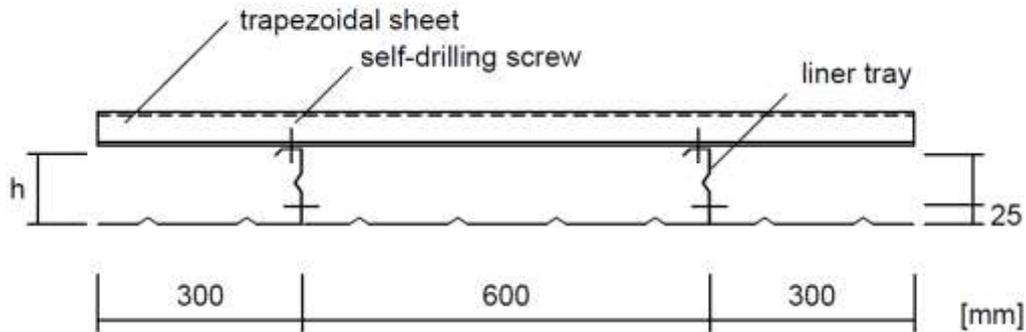


Figura 1.3.1 – Configurazione della prova sperimentale a campata singola e di quella con supporti interni

I provini per l'esecuzione di prove sperimentali a doppia campata consistono in un profilo intero e in due metà, fissate in corrispondenza delle anime, e di un profilo distanziatore ortogonale al precedente, fissato in corrispondenza della flangia superiore. Inoltre, è presente un profilo trapezoidale, parallelo al liner tray, che è fissato al profilo distanziatore che costituisce il rivestimento esterno.

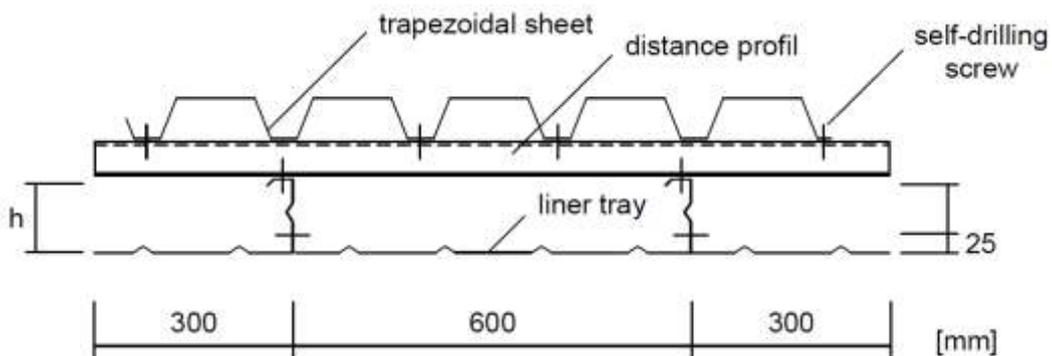


Figura 1.3.2 – Configurazione della prova sperimentale con doppia campata

Le prove eseguite sulla trave su campata singola hanno evidenziato che, in aggiunta al modo di collasso per instabilità locale, un'ulteriore modalità di collasso si verifica nei provini privi di rivestimento esterno. Mentre nei provini con sufficiente rigidità a taglio il collasso avviene per instabilità locale, i provini senza tale rigidità vanno incontro a collasso per instabilità laterale.



Figura 1.3.3 – *Collasso per instabilità laterale delle flange compresse*



Figura 1.3.4 – *Collasso per instabilità laterale delle flange compresse*

1.4. Requisiti e regole generali di progettazione

Il metodo di progettazione dei profili considerati deve soddisfare le regole generali contenute in [1] e connesse al metodo di progettazione di [2].

2. CONSIDERAZIONI PRELIMINARI

2.1. Campo di applicazione del nuovo metodo di progettazione

In accordo con l'EN 1993-1-3, questo manuale illustra un nuovo metodo di progettazione per la distanza di fissaggio s_1 dei profili considerati, fino a una distanza di valore pari a 2000 mm

Questo manuale non tratta le disposizioni di carico durante la fase di esecuzione e manutenzione.

Le regole di calcolo date in tale manuale sono valide solo se le tolleranze degli elementi formati a freddo si attengono all'EN 1993-1-3.

2.2. Disposizioni tecnologiche

La sezione trasversale può essere priva di rinforzi, oppure può contenere irrigidimenti longitudinali in corrispondenza delle anime o delle flange. I profilati hanno uno spessore nominale di lamiera costante sopra la loro intera lunghezza, il cui valore rientra all'interno dell'intervallo di tolleranza, e possono avere una sezione trasversale uniforme o sinusoidale. Una tipica sezione trasversale è mostrata in Figura 1.1.1.

Le dimensioni della sezione trasversale devono rispettare i requisiti generali dell'EN 1993-1-3, sezione 1.5.3. Il metodo di progettazione non può essere applicato a sezioni trasversali che non rientrino nell'intervallo di rapporto larghezza spessore b/t , h/t , c/t e d/t (vedere Figura 2.2.1). A meno che non sia diversamente specificato, lo spessore di progetto t è pari allo spessore del nucleo di acciaio misurato meno una tolleranza, in accordo con il paragrafo 3.2.4 dell'EN 1993-1-3.

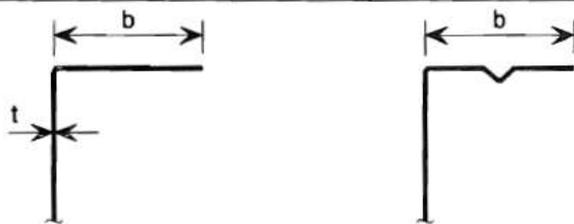
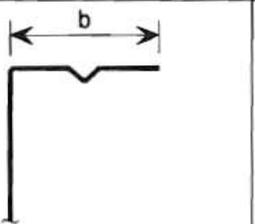
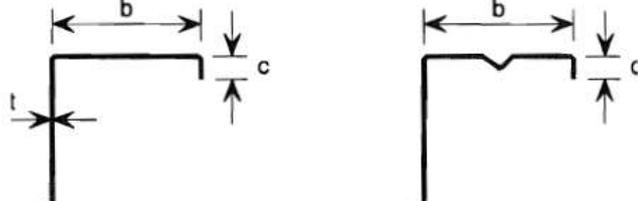
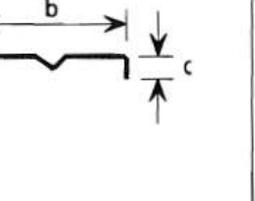
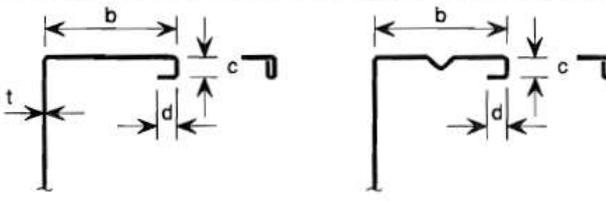
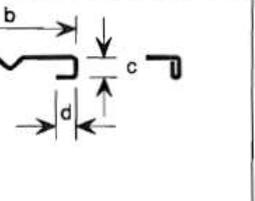
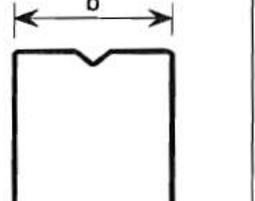
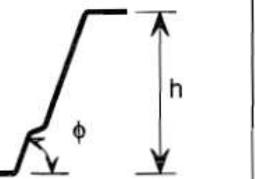
		$b/t \leq 50$
		$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$
		$b/t \leq 90$ $c/t \leq 60$ $d/t \leq 50$
		$b/t \leq 500$
		$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

Figura 2.2.1 – Campi geometrici di applicazione.

3. REQUISITI TECNOLOGICI DI BASE

I profili considerati (liner trays) devono essere marcati CE, in accordo con la normativa EN 1090-1 [3] se sono strutturali, e con la normativa EN 14782 [4] se non strutturali.

4. PROPRIETÀ DEI MATERIALI

Le proprietà dei materiali, se non diversamente specificato, devono soddisfare i requisiti definiti nel paragrafo 3 dell'EN 1993-1-3. Le tolleranze degli spessori devono soddisfare i requisiti elencati nell'EN 1993-1-3, paragrafo 3.2.4.

5. AZIONI E COMBINAZIONI

Le azioni e le combinazioni che devono essere prese in considerazione devono essere determinate in accordo con [5], [6] e [7].

6. BASI DELLA PROGETTAZIONE

6.1. Principi

Il momento flettente positivo ultimo dei liner trays (nel caso di flangia larga in tensione) è generalmente limitato dalle forze di compressione ultime delle flange piccole. Le flange compresse sono stabilizzate nei confronti della instabilità laterale dalle connessioni tra i liner trays e il rivestimento esterno.

La distanza di fissaggio s_1 determina la lunghezza di instabilità della flangia compressa e quindi le forze di compressione ultime delle flange piccole e di conseguenza anche il momento flettente ultimo. Il momento flettente ultimo è approssimativamente proporzionale alla resistenza alla compressione delle flange piccole.

La nuova procedura di progettazione inizia con la quarta fase del metodo di calcolo attuale previsto dalla EN 1993-1-3 "10.2.2.2 Flangia larga in tensione". Le modifiche al metodo di progettazione riguardano il coefficiente di riduzione β_b per la capacità a momento flettente dei liner trays.

6.2. Campi di applicazione del nuovo metodo di progettazione

Il seguente metodo di progettazione segue la procedura secondo la EN 1993-1-3 ed estende la distanza massima di fissaggio s_1 dell'intervallo di applicazione indicato nella Figura 1.1.2.

Il nuovo intervallo di applicabilità è riportato di seguito:

$$\begin{aligned}
 0.75 \text{ mm} &\leq t_{nom} \leq 1.5 \text{ mm} \\
 30 \text{ mm} &\leq b_f \leq 60 \text{ mm} \\
 60 \text{ mm} &\leq h \leq 200 \text{ mm} \\
 300 \text{ mm} &\leq b_u \leq 600 \text{ mm} \\
 I_a/b_u &\leq 10 \text{ mm}^4/\text{mm} \\
 s_1 &\leq 2000 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

6.3. Procedura di progettazione

Il coefficiente di riduzione β_b rispetto alla distanza di fissaggio s_1 , corrisponde approssimativamente alla riduzione della resistenza a compressione delle flange piccole.

Momento flettente ultimo:

$$M_{c,Rk,2} = M_{c,Rk,1} \cdot \frac{N_{Rk,2}}{N_{Rk,1}} = M_{c,Rk,1} \cdot \beta_b$$

con:

- $M_{c,Rk,1}$ (già noto) momento flettente positivo ultimo del profilo per una distanza di fissaggio $s_{1,1}$
- $M_{c,Rk,2}$ (non noto) momento flettente positivo ultimo del profilo per una distanza di fissaggio $s_{1,2}$
- $N_{Rk,1}$ forza caratteristica a compressione delle flange piccole del profilo, calcolate con la lunghezza di instabilità $l=s_{1,1}$
- $N_{Rk,2}$ forza caratteristica a compressione delle flange piccole del profilo, calcolate con la lunghezza di instabilità $l=s_{1,2}$

Il calcolo della forza di compressione caratteristica delle flange piccole dei profili (liner trays) dovrebbe rispettare i seguenti principi:

Passo 1: Sezione trasversale lorda delle flange:

La sezione lorda della flangia compressa è costituita dalla flangia piccola, dall'elemento di rinforzo del bordo e da 1/5 dell'anima. Per le flange piccole sui diversi lati del liner trays dovrebbero essere eseguiti calcoli separati, in quanto le sezioni di entrambe le flange sono differenti.

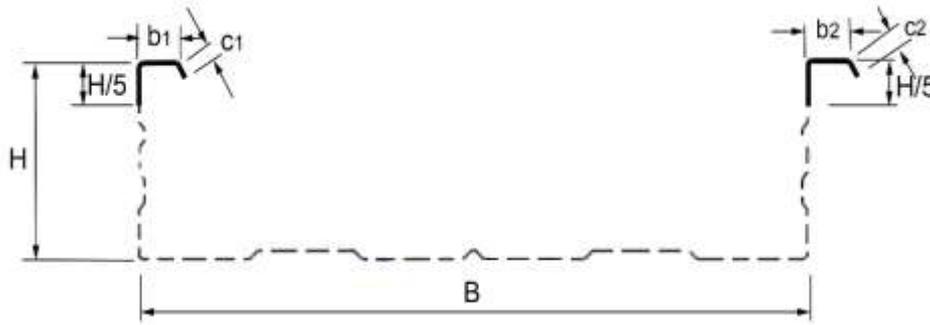


Figura 6.3.1 – Liner tray, definizione della sezione trasversale della flangia compressa

Passo 2: Sezione trasversale efficace delle flange

La sezione trasversale efficace dovrebbe considerare l'instabilità locale della flangia (b_{ef1} , b_{ef2}) e dell'irrigidimento (c_{ef}), così come l'instabilità dell'irrigidimento (t_{red}). Il calcolo viene eseguito per un dato sforzo σ_{com} per entrambe le flange del liner tray.

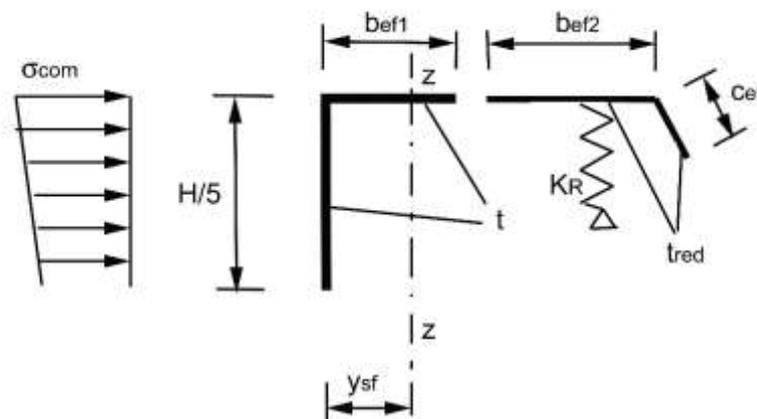


Figura 6.3.2 – Sezione trasversale efficace della flangia compressa per un dato sforzo σ_{com}

Valori della sezione trasversale

- y_{sf} posizione dell'asse neutro per la flessione laterale
- A_{fz} area efficace della flangia compressa
- J_{fz} momento di inerzia efficace per la flessione intorno all'asse z-z

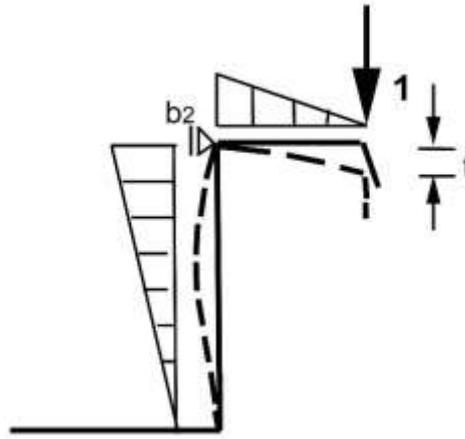


Figura 6.3.3 – Rigidezza dalla molla dell'irrigidimento di bordo

Rigidezza della molla:

$$K_R = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{3}{b_2 \cdot (b_2^2 + b_2 \cdot h)}$$

Step 3: Forza di compressione ultima della flangia piccolo nei confronti della instabilità laterale

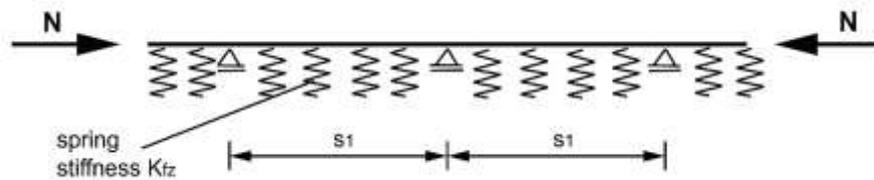


Figura 6.3.4 – Sistema static della flangia piccolo compressa del liner tray

Quando si considera l'instabilità laterale della flangia compressa, si può tenere conto della consistenza elastica della flangia compressa nella direzione laterale:

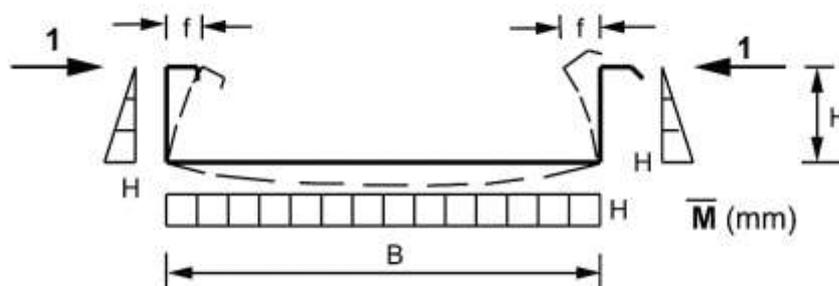


Figura 6.3.5 – Distribuzione dei momenti per calcolare la rigidezza della molla K_z

Rigidezza della molla:

$$K_{fz} = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{6}{2 \cdot h^3 + 3 \cdot b \cdot h^2}$$

Forza assiale critica:

$$N_{cr} = \frac{n^2 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot J_{fz}}{s_1^2} + \frac{K_{fz} \cdot s_1^2}{n^2 \cdot \pi^2}$$

Normalmente, la forza assiale è minima per $n = 1$ ($n =$ numero di onde di instabilità tra i fissaggi vicini). La forza di compressione assiale ultima N_{Rk} è calcolata secondo il paragrafo 6.3.1.1 della EN 1993-1-1. Con la presente, può essere utilizzata la curva di instabilità a_0 .

Forza assiale ultima:

$$N_{Rk} = \chi(a_0) \cdot A_{fz} \cdot f_{yb}$$

Sforzo di compressione ultimo:

$$\sigma_k = \chi(a_0) \cdot f_{yb}$$

Se σ_k è diverso dallo sforzo σ_{com} scelto inizialmente, il calcolo deve essere ripetuto a partire dal passo 2, usando $\sigma_{com} = \sigma_k$ finchè lo sforzo σ_{com} , che è la base per la sezione trasversale efficace, e lo sforzo di instabilità σ_k della flangia compressa hanno raggiunto la convergenza.

Calcoli analoghi devono essere eseguiti per entrambe le flange del liner tray.

Passo 4: Fattore di riduzione β_b

Il calcolo, in accordo con il passo 2 e con il passo 3 è fatto per entrambe le flange e per entrambe le distanze di fissaggio $s_{1,1}$ e $s_{1,2}$.

Il fattore di riduzione per la distanza di fissaggio $s_{1,2}$ ha valore

$$\beta_b = \frac{\sum N_{Rk,1}}{\sum N_{Rk,2}}$$

7. CONSIDERAZIONI SPECIFICHE DI PROGETTAZIONE

Le seguenti questioni non sono trattate nel presente manuale:

- Progettazione antincendio
- Progettazione sismica
- Aspetti ambientali
- Aspetti termici
- Aspetti acustici
- Tutti gli altri temi non chiaramente identificati più in alto o più in basso

8. SPIEGAZIONE DEL SOFTWARE DI CALCOLO

8.1. Approccio generale

Il software Excel supporta il foglio di calcolo del nuovo metodo di progettazione. Tutti i passaggi del calcolo sono inclusi nel software. La forza assiale ultima delle piccole flange è calcolata direttamente utilizzando i dati del profilo. Il nuovo coefficiente di riduzione può essere calcolato con uno sforzo minimo. Il modo corretto per utilizzare questo software iterativo è spiegato nel seguito.

8.2. DATI

In primo luogo, il software Excel ha bisogno dei dati del profilo dei liner trays. Tutte le celle evidenziate in rosso devono essere riempite con i dati riguardanti le dimensioni del profilo: anima in acciaio di spessore t_c , flangia piccola inferiore b_{f1} , irrigidimento del bordo c_1 , flangia piccola superiore b_{f2} , irrigidimento del bordo c_2 , distanza di fissaggio s_1 , altezza del liner tray H , larghezza del liner tray B , tensione di snervamento f_{yb} e pendenza dell'irrigidimento del bordo a .

steel core thickness t_c	[mm]	fixing distance s_1	[mm]
small flange underneath b_{f1}	[mm]	Height of liner tray H	[mm]
Edge stiffener c_1	[mm]	Width of liner tray B	[mm]
small flange above b_{f2}	[mm]	yield strength f_{yb}	[N/mm ²]
Edge stiffener c_2	[mm]	Slope of edge stiffener a	[rad]
		(against reference plane parallel to liner tray's bottom)	

Figure 8.2.1 – Celle Excel che devono essere riempite con i dati dimensionali del profilo

8.3. Spiegazione del calcolo iterative

Dopo che le celle Excel sono state riempite con le dimensioni del profilo, il software calcola automaticamente i risultati. In primo luogo, i valori della sezione trasversale vengono calcolati per la flangia sinistra e destra.

Cross section values of the small flanges (effective cross section)							
flange underneath				stiffener			
I_fz	A_fz	y_sf	z_sR	I_fz	A_fz	y_sf	z_sR
mm ⁴	mm ²	mm	mm	mm ⁴	mm ²	mm	mm

Figura 8.3.1 – Calcolo dell'instabilità locale delle flange piccole

Nella seconda fase, viene calcolata l'instabilità locale delle flange piccole.

Local buckling of the small flanges																	
small flange underneath $b_{f1} =$						Edge stiffener $c_1 =$											
t_c	σ_d	lam_p	rho	b_{ef1}	lam_p	rho	b_{ef2}	lam_p	rho	c_{ef}	A_R	I_R	c_R	σ_{kiR}	lam_MR	chi_d	t_{red}
mm	N/mm ²	-		mm	-		mm	-		mm	mm ²	mm ⁴	N/mm ²	N/mm ²	-	-	mm
				36						14							
small flange above $b_{f2} =$						Edge stiffener $c_2 =$											
t_c	σ_d	lam_p	rho	b_{ef1}	lam_p	rho	b_{ef2}	lam_p	rho	c_{ef}	A_R	I_R	c_R	σ_{kiR}	lam_MR	chi_d	t_{red}
mm	N/mm ²	-		mm	-		mm	-		mm	mm ²	mm ⁴	N/mm ²	N/mm ²	-	-	mm
				38						13							

Figura 8.3.2 – Calcolo dell'instabilità locale per le flange piccolo

Ogni flangia è considerata separatamente, in quanto non sono simmetriche. Le celle evidenziate in rosso devono essere riempite in modo iterativo, così come verrà spiegato in seguito.

Il terzo passo consiste nel calcolare la forza assiale ultima per ciascuna flangia.

small flange underneath													
	t_c	s_1	n	I_fz	A_fz	i_fz	c_fz	N_ki,z	lam_k	Phi	Chi-a0	sigma_u	N_uD
	mm	mm	-	mm ⁴	mm ²	mm	N/mm ²	N	-	-	-	N/mm ²	N
small flange above													
	t_k	s_1	n	I_fz	A_fz	i_fz	c_fz	N_ki,z	lam_k	Phi	Chi-a0	sigma_u	N_uD
	mm	mm	-	mm ⁴	mm ²	mm	N/mm ²	N	-	-	-	N/mm ²	N

Figura 8.3.3 – Calcolo della forza assiale ultima per ciascuna delle flange piccole

Per ottenere i risultati corretti, lo sforzo σ_u deve essere iterato. Per lo sforzo compressione, σ_d (le celle evidenziate in rosso in Figura 8.3.2) viene inserito dall'utente nel corso dell'iterazione. L'iterazione viene eseguita fintanto che questi valori non sono conformi a σ_u (le celle evidenziate in verde in Figura 8.3.3).

8.4. RISULTATI

Quando il processo di iterazione è terminato, il software excel fornisce come output il valore della forza assiale ultima per entrambe le flange piccole e il valore dello sforzo di compressione medio σ_u .

both small flanges together							
	t_k	s_1	n	I_fz	A_fz	N_uD	sigma_u
	mm	mm	-	mm ⁴	mm ²	N	N/mm ²

Figura 8.4.1 – Calcolo sintetico della forza assiale ultima

9. ESEMPIO DI PROGETTAZIONE

9.1. Descrizione dell'edificio e del sistema statico

9.1.1. Disposizione

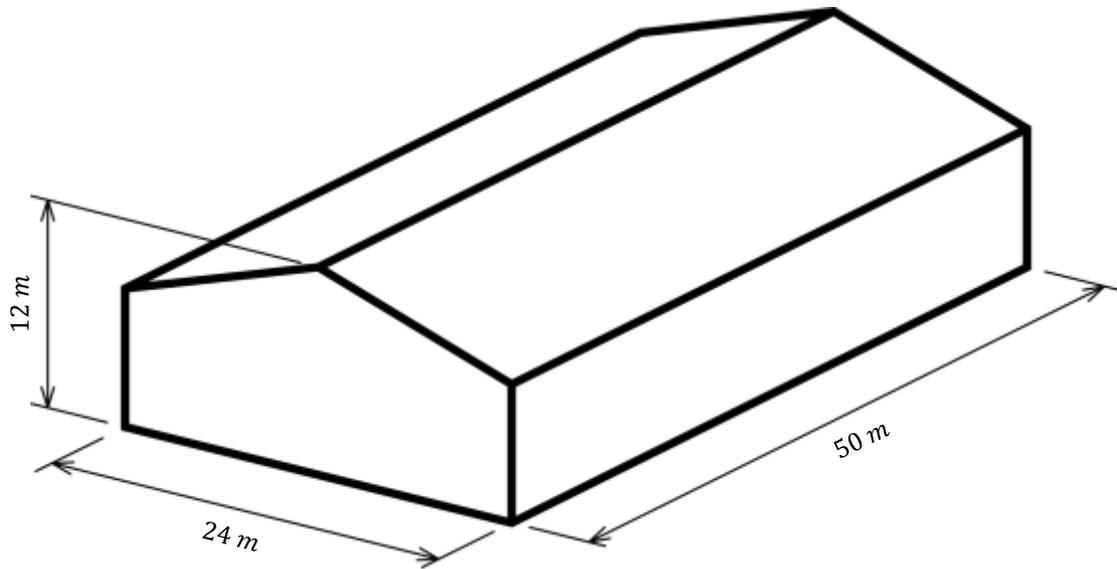


Figura 9.1.1 - Dimensioni dell'edificio

La lunghezza L della campata del liner trays nella struttura portante:

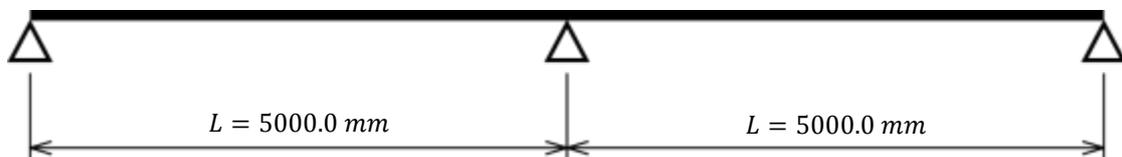


Figura 9.1.2 - Schema statico della disposizione dei liner trays

Una lamiera trapezoidale viene utilizzata tramite una costruzione spaziale come rivestimento esterno. Un profilo a z viene utilizzato come profilo distanziatore.

Il calcolo del rivestimento esterno e del profilo a z non fa parte di questo manuale di progettazione.

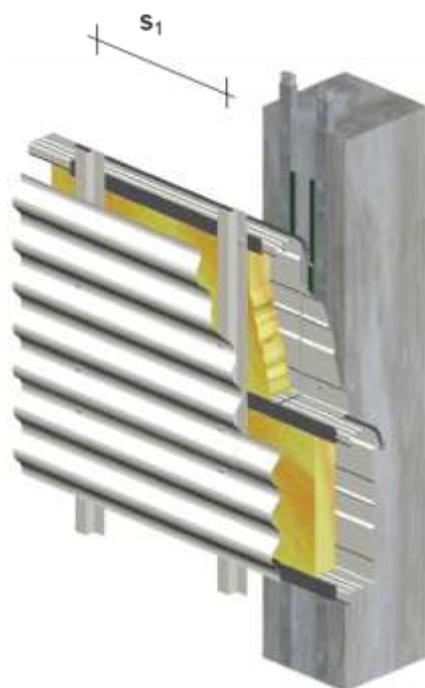


Figura 9.1.3 – Sistema a muro dei Liner tray

Il profilo distanziatore è fissato ogni 1250mm, distanza che corrisponde alla lunghezza di instabilità $s_{1,2}$ della flangia piccola compressa.

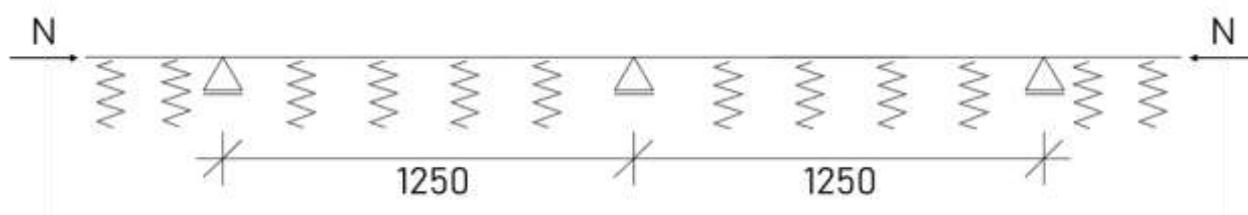


Figura 9.1.4 – Schema statico della flangia compressa con la lunghezza di instabilità

9.1.2. Geometria del profilo

Il profilo progettato risulta conseguentemente essere il seguente:

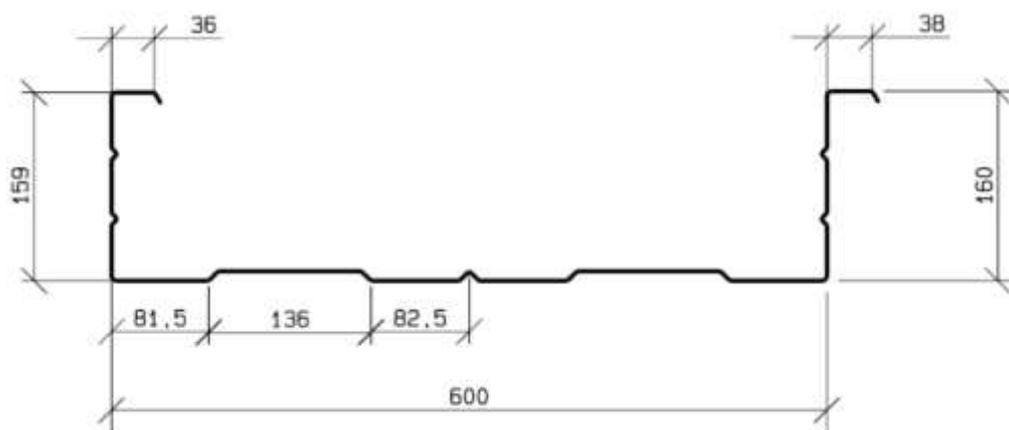


Figura 9.1.5 – Geometria del profilo progettato

Notazioni:

$$\begin{aligned} t_{nom} &= 0.75 \text{ mm} \\ b_{f1} &= 36.0 \text{ mm} \\ c_1 &= 10.0 \text{ mm} \\ b_{f2} &= 38.0 \text{ mm} \\ c_2 &= 10.0 \text{ mm} \\ h &= 160.0 \text{ mm} \\ b &= 600.0 \text{ mm} \\ M_{c,Rk,1} &= 5.57 \text{ kNm/m (span)} \end{aligned}$$

9.1.3. Proprietà del materiale

In generale:

$$\begin{aligned} E &= 210000 \text{ N/mm}^2 \\ \nu &= 0,3 \end{aligned}$$

Acciaio usato:

$$\begin{aligned} \text{Grado dell'acciaio: S320} \\ f_{yb} &= 320 \text{ N/mm}^2 \\ t_{nom} &= 0,75 \text{ mm} \\ t_{cor} &= 0.71 \text{ mm} \end{aligned}$$

9.2. Calcolo delle resistenze del profilo

9.2.1. Intervalli di validità delle caratteristiche geometriche del profilo

$$\begin{aligned} 0.75 \text{ mm} \leq t_{nom} = 0.75 \text{ mm} < 1.5 \text{ mm} \\ 30 \text{ mm} \leq b_f = 37.0 \text{ mm} \leq 60 \text{ mm} \\ 60 \text{ mm} < h = 160.0 \text{ mm} \leq 200 \text{ mm} \\ 300 \text{ mm} \leq b_u = 600.0 \text{ mm} \leq 600 \text{ mm} \\ I_a/b_u = 0.522 \text{ mm}^4/\text{mm} \leq 10 \text{ mm}^4/\text{mm} \\ s_1 = 1250 \text{ mm} \leq 2000 \text{ mm} \end{aligned}$$

La geometria del profilo adottato, rientra nell'intervallo di validità della procedura di progettazione.

9.2.2. Momento resistente- flangia larga in compressione

La flangia larga non fa parte della nuova procedura di progettazione e deve essere verificata in accordo con EN 1991-1-3 "10.2.2.1 Flangia larga in compressione".

9.2.3. Momento resistente- flangia larga in tensione in campate soggette a carico di pressione

Per calcolare il momento resistente sotto carico di aspirazione secondo il nuovo metodo di progettazione, prima viene calcolata la forza assiale ultima per la lunghezza nota e dopo viene calcolata per la lunghezza sconosciuta. Per questo motivo, il coefficiente di riduzione può essere calcolato con

$$\beta_b = \frac{\sum N_{Rk,1}}{\sum N_{Rk,2}}$$

A causa delle diverse flange, esse vengono calcolate separatamente e quindi sommate

Forza assiale ultima della distanza di fissaggio nota $s_{1,1}$

La distanza di fissaggio nota $s_{1,1}$ è pari a 732 mm, che corrisponderebbe ad un elemento di collegamento ogni tre flange dell'elemento trapezoidale. Il corrispondente momento flettente ultimo in campata $M_{c,Rk,1}$ deve essere calcolato secondo la EN 1993-1-3 o preso dalle specifiche del produttore.

Inizialmente le celle evidenziate in rosso devono essere riempite con i dati opportuni.

At the beginning the red cells have to be filled with the DATA.

steel core thickness t_c	0.71	[mm]	fixing distance s_1	732	[mm]
small flange underneath b_{f1}	36	[mm]	Height of liner tray H	160	[mm]
Edge stiffener c_1	10	[mm]	Width of liner tray B	600	[mm]
small flange above b_{f2}	38	[mm]	yield strength f_{yb}	320	[N/mm ²]
Edge stiffener c_2	10	[mm]	Slope of edge stiffener α	1.047	[rad]
			(against reference plane parallel to liner tray's bottom)		

Figura 9.2.1 – Le dimensioni del profilo e la lunghezza della distanza di fissaggio

Come primo passo, le sezioni trasversali lorde delle flange compresse devono essere calcolate separatamente per entrambe le flange. La flangia e il rinforzo del bordo sono presi in considerazione per intero. Al contrario, solo un quinto dell'anima viene considerata (vedere Figura 6.3.1).

Flangia inferiore:

$$b_{f1} = 36.0 \text{ mm}$$

$$c_1 = 10.0 \text{ mm}$$

$$h_1 = 1/5 * 159 = 31.8 \text{ mm}$$

Flangia superiore:

$$b_{f2} = 38.0 \text{ mm}$$

$$c_2 = 10.0 \text{ mm}$$

$$h_2 = 1/5 * 160 = 32 \text{ mm}$$

Cross section values of the small flanges (effective cross section)							
flange underneath			stiffener	flange above			stiffener
I_fz	A_fz	y_sf	z_sR	I_fz	A_fz	y_sf	z_sR
mm ⁴	mm ²	mm	mm	mm ⁴	mm ²	mm	mm
6855	42.03	8.47	1.320	7434	41.88	8.70	1.278

Figura 9.2.2 – La sezione calcolata della distanza di fissaggio

Come seconda fase, la sezione trasversale efficace deve considerare l'instabilità locale della flangia e dell'irrigidimento nonché l'instabilità torsionale dell'irrigidimento (vedere Figura 6.3.2). La procedura è la stessa delle EN 1993-1-3 e rispetta l'instabilità locale e la deformazione distorsiva in "5.5.3.2 Elementi piani con rinforzi laterali".

La rigidezza della molla del rinforzo del bordo deve essere calcolata come mostrato nella Figura 9.2.3 e i risultati calcolati del software Excel sono mostrati nella Figura 9.2.4.

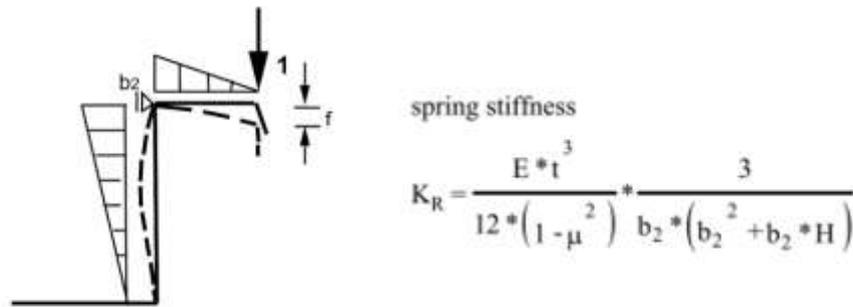


Figura 9.2.3 – La rigidezza K_R dell'irrigidimento di bordo

Flangia inferiore:

con

$$b_2 = b_{f1} = 36 \text{ mm}$$

$$h = h_w = 160 \text{ mm}$$

$$K_{R,1} = \frac{210000 \cdot 0.71^3}{12 \cdot (1 - 0.3^2)} \cdot \frac{3}{b_2 \cdot (b_2^2 + b_2 \cdot h)} = 0.0813 \text{ N/mm}^2$$

Flangia superiore:

con

$$b_2 = b_{f2} = 38 \text{ mm}$$

$$h = h_w = 160 \text{ mm}$$

$$K_{R,2} = \frac{210000 \cdot 0.71^3}{12 \cdot (1 - 0.3^2)} \cdot \frac{3}{b_2 \cdot (b_2^2 + b_2 \cdot h)} = 0.0722 \text{ N/mm}^2$$

In questo caso, la larghezza di una flangia stretta viene utilizzata per b_2 .

Per calcolare il fattore di riduzione ρ sono necessari [8] e [9].

Quando si utilizza il software Excel, lo sforzo dovrebbe essere inizialmente assunto pari alla tensione base di snervamento e poi migliorato iterativamente.

Local buckling of the small flanges																	
small flange underneath $b_{f1} =$				36	mm				Edge stiffener $c_1 =$				10	mm			
t_c	sigma_d	lam_p	rho	b_ef1	lam_p	rho	b_ef2	lam_p	rho	c_ef	A_R	I_R	c_R	sigm_kiR	lam_MR	chi_d	t_red
mm	N/mm ²	-		mm	mm		mm	mm		mm	mm ²	mm ⁴	N/mm ²	N/mm ²	-	-	mm
0.71	285.4	0.9832	0.7895	14.21	0.6826	0.9928	17.87	0.7725	0.9062	9.06	19.12	98.7	0.0813	135.8	1.5352	0.4299	0.342
small flange above $b_{f2} =$				38	mm				Edge stiffener $c_2 =$				10	mm			
t_c	sigma_d	lam_p	rho	b_ef1	lam_p	rho	b_ef2	lam_p	rho	c_ef	A_R	I_R	c_R	sigm_kiR	lam_MR	chi_d	t_red
mm	N/mm ²	-		mm	mm		mm	mm		mm	mm ²	mm ⁴	N/mm ²	N/mm ²	-	-	mm
0.71	288.07	1.0427	0.7567	14.38	0.7055	0.9754	18.53	0.7761	0.9020	9.02	19.56	98.2	0.0722	124.8	1.6013	0.4122	0.325

Figura 9.2.4 – Considerazioni dei valori efficaci dell'instabilità locale e dell'instabilità torsionale della distanza di fissaggio

Come terza fase, deve essere calcolata la forza di compressione ultima della flangia piccola rispetto alla instabilità laterale (vedere Figura 6.3.4).

A tale scopo, la rigidezza K_{fz} della molla deve essere calcolata una sola volta, in quanto è indipendente dalle flange (vedere Figura 6.3.5).

$$K_{fz} = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{6}{2 \cdot h^3 + 3 \cdot b \cdot h^2}$$

con

$$b = 600 \text{ mm}$$

$$h = h_w = 160 \text{ mm}$$

$$K_{fz} = \frac{210000 \cdot 0.71^3}{12 \cdot (1 - 0.3^2)} \cdot \frac{6}{2 \cdot h^3 + 3 \cdot b \cdot h^2} = 0.00076 \text{ N/mm}^2$$

La larghezza della flangia larga b_u è qui usata come la larghezza b .

Dopo aver calcolato la rigidezza della molla, il carico assiale critico può essere calcolato separatamente una volta in più per entrambe le flange.

$$N_{cr} = \frac{n^2 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot J_{fz}}{s_1^2} + \frac{K_{fz} \cdot s_1^2}{n^2 \cdot \pi^2}$$

Flangia inferiore

$$N_{cr,1,1} = \frac{1^2 \cdot \pi^2 \cdot 210000 \cdot 6855}{732^2} + \frac{0.00076 \cdot 732^2}{1^2 \cdot \pi^2} = 26556 \text{ N}$$

Flangia superiore:

$$N_{cr,1,2} = \frac{1^2 \cdot \pi^2 \cdot 210000 \cdot 7434}{732^2} + \frac{0.00076 \cdot 732^2}{1^2 \cdot \pi^2} = 28796 \text{ N}$$

Il coefficiente di riduzione X può essere calcolato con il corrispondente carico assiale critico e una curva di instabilità, in modo da poter determinare la forza assiale ultima. Con la presente, la curva di deformazione a_0 può essere utilizzata per [10] e [11].

Flangia inferiore:

$$N_{Rk,1,1} = \chi(a_0) \cdot A_{fz} \cdot f_{yb} = 11994 \text{ N}$$

Flangia superiore:

$$N_{Rk,1,1} = \chi(a_0) \cdot A_{fz} \cdot f_{yb} = 12096 \text{ N}$$

Poiché si tratta di un processo iterativo, il calcolo deve essere ripetuto fino a quando la forza di compressione ultima e lo sforzo di instabilità della flangia compressa non sono arrivati a convergenza.

small flange underneath

	t_c	s_1	n	I_fz	A_fz	i_fz	c_fz	N_ki,z	lam_k	Phi	Chi-a0	sigma_u	N_uD
	mm	mm	-	mm ⁴	mm ²	mm	N/mm ²	N	-	-	-	N/mm ²	N
	0.71	732	1	6855	42.03	12.77	0.00076	26556	0.7116	0.7865	0.8918	285.4	11994

small flange above

	t_k	s_1	n	I_fz	A_fz	i_fz	c_fz	N_ki,z	lam_k	Phi	Chi-a0	sigma_u	N_uD
	mm	mm	-	mm ⁴	mm ²	mm	N/mm ²	N	-	-	-	N/mm ²	N
	0.71	732	1	7434	41.88	13.32	0.00076	28796	0.6822	0.7641	0.9024	288.8	12096

Figura 9.2.5 – La forza di compressione assiale ultima calcolata per la distanza di fissaggio

Nell'uso del software Excel, le celle evidenziate in rosso in Figura 9.2.4 devono essere iterate finché non risultano avere lo stesso valore delle celle evidenziate in verde in Figura 9.2.5.

La forza di compressione assiale ultima totale per la distanza di fissaggio nota, data dalla somma della flangia destra e sinistra, è:

$$\sum N_{Rk,1} = 11994 + 12096 = 24089 \text{ N}$$

both small flanges together							
	t _k	s ₁	n	I _{fz}	A _{fz}	N _{uD}	sigma _u
	mm	mm	-	mm ⁴	mm ²	N	N/mm ²
	0.71	732	1	14289	83.91	24089	287.1

Figura 9.2.6 – La forza assiale ultima totale calcolata per la distanza di fissaggio

Prima di poter calcolare il nuovo coefficiente di riduzione β_b , lo stesso calcolo dal passo 1 al passo 3 deve essere ripetuto per la distanza di fissaggio non nota $s_{1,2}$.

Forza assiale ultima per la distanza di fissaggio non nota $s_{1,2}$

Il calcolo della distanza di fissaggio non nota $s_{1,2}$ è analogo, quindi vengono di seguito mostrati solo i risultati del software Excel.

Tutti i parametri sono gli stessi eccetto la distanza di fissaggio che cambia a 1250 mm.

steel core thickness t _c	0.71	[mm]	fixing distance s ₁	1250	[mm]
small flange underneath b _{f1}	36	[mm]	Height of liner tray H	160	[mm]
Edge stiffener c ₁	10	[mm]	Width of liner tray B	600	[mm]
small flange above b _{f2}	38	[mm]	yield strength f _{yb}	320	[N/mm ²]
Edge stiffener c ₂	10	[mm]	Slope of edge stiffener a	1.047	[rad]
			(against reference plane parallel to liner tray's bottom)		

Figura 9.2.7 – Le dimensioni del profilo e la distanza di fissaggio

PASSO 1:

Cross section values of the small flanges (effective cross section)								
flange underneath				stiffener				
I _{fz}	A _{fz}	y _{sf}	z _{sR}					
mm ⁴	mm ²	mm	mm					
9399	47.73	10.89	1.568	flange above				stiffener
I _{fz}	A _{fz}	y _{sf}	z _{sR}	I _{fz}	A _{fz}	y _{sf}	z _{sR}	
mm ⁴	mm ²	mm	mm	mm ⁴	mm ²	mm	mm	
9972	46.90	10.99	1.533	9972	46.90	10.99	1.533	

Figura 9.2.8 – La sezione trasversale calcolata della distanza di fissaggio

PASSO 2:

Local buckling of the small flanges																	
small flange underneath b _{f1} =				36 mm				Edge stiffener c ₁ =				10 mm					
t _c	sigma _d	lam _p	rho	b _{ef1}	lam _p	rho	b _{ef2}	lam _p	rho	c _{ef}	A _R	I _R	c _R	sigm _{kiR}	lam _{MR}	chi _d	t _{red}
mm	N/mm ²	-		mm	-		mm	-		mm	mm ²	mm ⁴	N/mm ²	N/mm ²	-	-	mm
0.71	207.06	0.8375	0.8804	15.85	0.7016	0.9783	17.61	0.6580	1.0639	10.00	19.60	129.3	0.0813	151.5	1.4531	0.4542	0.498
small flange above b _{f2} =				38 mm				Edge stiffener c ₂ =				10 mm					
t _c	sigma _d	lam _p	rho	b _{ef1}	lam _p	rho	b _{ef2}	lam _p	rho	c _{ef}	A _R	I _R	c _R	sigm _{kiR}	lam _{MR}	chi _d	t _{red}
mm	N/mm ²	-		mm	-		mm	-		mm	mm ²	mm ⁴	N/mm ²	N/mm ²	-	-	mm
0.71	217.3	0.9056	0.8360	15.88	0.7264	0.9597	18.23	0.6741	1.0385	10.00	20.05	130.3	0.0722	140.3	1.5104	0.4370	0.457

Figura 9.2.9 – Considerazione dei valori effettivi di instabilità locale e di instabilità torsionale della distanza di fissaggio

PASSO 3:

small flange underneath

	t_c mm	s_1 mm	n	I_fz mm ⁴	A_fz mm ²	i_fz mm	c_fz N/mm ²	N_ki,z N	lam_k	Phi	Chi-a0	sigma_u N/mm ²	N_uD N
	0.71	1250	1	9399	47.73	14.03	0.00076	12588	1.1016	1.1653	0.6470	207.1	9883

small flange above

	t_k mm	s_1 mm	n	I_fz mm ⁴	A_fz mm ²	i_fz mm	c_fz N/mm ²	N_ki,z N	lam_k	Phi	Chi-a0	sigma_u N/mm ²	N_uD N
	0.71	1250	1	9972	46.90	14.58	0.00076	13348	1.0603	1.1180	0.6790	217.3	10190

Figura 9.2.10 – La forza di compressione assiale ultima calcolata per la distanza di fissaggio

both small flanges together

	t_k mm	s_1 mm	n	I_fz mm ⁴	A_fz mm ²	N_uD N	sigma_u N/mm ²
	0.71	1250	1	19371	94.63	20073	212.1

Figura 9.2.11 – La forza assiale totale ultima per la distanza di fissaggio

La forza di compressione assiale ultima totale per la distanza di fissaggio non nota, data dalla somma della flangia destra e sinistra, è:

$$\sum N_{Rk,2} = 9883 + 10190 = 20073 \text{ N}$$

Se vengono calcolate entrambe le forze assiali, è possibile calcolare il nuovo coefficiente di riduzione.

Calcolo del momento resistente con il nuovo coefficiente di riduzione

Il coefficiente di riduzione risulta dal quoziente delle forze ultime.

$$\beta_b = \frac{\sum N_{Rk,2}}{\sum N_{Rk,1}} = 0.833$$

Infine, il momento resistente può essere calcolato con il momento resistente noto, che può essere assunto dal costruttore pari a 5,57 kNm/ m.

$$M_{c,Rk,2} = M_{c,Rk,1} \cdot \beta_b = 4.64 \text{ kNm/m}$$

INDICE DELLE FIGURE

Figura 0.1 – Esempio di liner trays 4

Figura 1.1.1 – Spiegazione della distanza di fissaggio s_1 10

Figura 1.1.2 – Campi di applicazione dei liner trays 10

Figura 1.2.1 – Sistema a muro per i profili considerati 11

Figura 1.3.1 – Configurazione della prova sperimentale a campata singola e di quella con supporti interni 12

Figura 1.3.2 – Configurazione della prova sperimentale con doppia campata 12

Figura 1.3.3 – Collasso per instabilità laterale delle flange compresse 13

Figura 1.3.4 – Collasso per instabilità laterale delle flange compresse 13

Figura 2.2.1 – Campi geometrici di applicazione. 15

Figura 6.3.1 – Liner tray, definizione della sezione trasversale della flangia compressa 18

Figura 6.3.2 – Sezione trasversale efficace della flangia compressa per un dato sforzo σ_{com} 18

Figura 6.3.3 – Rigidezza dalla molla dell’irrigidimento di bordo 19

Figura 6.3.4 – Sistema static della flangia piccolo compressa del liner tray 19

Figura 6.3.5 – Distribuzione dei momenti per calcolare la rigidezza della molla K_{fz} 19

Figure 8.2.1 – Celle Excel che devono essere riempite con i dati dimensionali del profilo 22

Figura 8.3.1 – Calcolo dell’instabilità locale delle flange piccole 22

Figura 8.3.2 – Calcolo dell’instabilità locale per le flange piccolo 22

Figura 8.3.3 – Calcolo della forza assiale ultima per ciascuna delle flange piccole 23

Figura 8.4.1 – Calcolo sintetico della forza assiale ultima 23

Figura 9.1.1 – Dimensioni dell’edificio 24

Figura 9.1.2 – Schema statico della disposizione dei liner trays 24

Figura 9.1.3 – Sistema a muro dei Liner tray 25

Figura 9.1.4 – Schema statico della flangia compressa con la lunghezza di instabilità 25

Figura 9.1.5 – Geometria del profilo progettato 25

Figura 9.2.1 – Le dimensioni del profilo e la lunghezza della distanza di fissaggio 27

Figura 9.2.2 – La sezione calcolata della distanza di fissaggio 27

Figura 9.2.3 – La rigidezza K_R dell’irrigidimento di bordo 28

Figura 9.2.4 – Considerazioni dei valori efficaci dell’instabilità locale e dell’instabilità torsionale della distanza di fissaggio 28

Figura 9.2.5 – La forza di compressione assiale ultima calcolata per la distanza di fissaggio 29

Figura 9.2.6 – La forza assiale ultima totale calcolata per la distanza di fissaggio 30

Figura 9.2.7 – Le dimensioni del profilo e la distanza di fissaggio 30

Figura 9.2.8 – La sezione trasversale calcolata della distanza di fissaggio 30

Manuale di progettazione per i liner trays

Figura 9.2.9 – Considerazione dei valori effettivi di instabilità locale e di instabilità torsionale della distanza di fissaggio 30

Figura 9.2.10 – La forza di compressione assiale ultima calcolata per la distanza di fissaggio 31

Figura 9.2.11 – La forza assiale totale ultima per la distanza di fissaggio 31

BIBLIOGRAFIA

- [1] CEN, EN 1991-1-1:2002 – Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-1: General actions - Densities, self-weight, imposed loads for buildings, Brussels, 2010.
- [2] CEN, EN 1993-1-3:2006 – Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-3: General rule - Supplementary rules for cold-formed member and sheeting, Brussels, 2006.
- [3] CEN, EN 1090-1: 2012 - Execution of steel structures and aluminium structures - Part 1: Requirements for conformity assessment of structural components, Brussels, 2012.
- [4] CEN, EN 14782: 2015 - Self-supporting metal sheet for roofing, external cladding and internal lining - Product specification and requirements, Brussels, 2015.
- [5] CEN, EN 1990 Eurocode 0: Basis of structural design, Brussels, 2010.
- [6] CEN, EN 1991-1-3: 2005 - Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-3: General actions - Snow loads, Brussels, 2005.
- [7] CEN, EN 1991-1-6:2010 – Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-6: General actions, Actions during execution, Brussels, 2010
- [8] CEN, EN 1993-1-5:2006 – Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: General rules - Plated structural elements, Brussels, 2006.
- [9] CEN, EN 1993-1-5:2006/A1:2017 – Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: General rules - Plated structural elements – Amendment A1.
- [10] CEN, EN 1993-1-1:2005 – Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, Brussels, 2005.
- [11] CEN, EN 1993-1-1:2005/A1:2014 – Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings – Amendment A1, Brussels, 2014.

ALLEGATO:

D2.1	GRISPE WP2 Background document	Christian FAUTH (KIT)
D2.2	GRISPE WP2 Test programme definition	Rainer HOLZ (IFL)
D2.3	GRISPE Test report	Christian FAUTH (KIT)
D2.4	GRISPE WP2 Test analysis and interpretation	Rainer HOLZ (IFL)
D2.5	GRISPE WP2 Background and draft annex for EN 1993-1-3 for liner trays	Christian FAUTH (KIT)