

GRISPE PLUS



VALORISATION OF KNOWLEDGE
FOR SPECIFIC PROFILED STEEL SHEETS

WP N°: 3

WP Title: eLectures

Deliverable N°: 3.1

Deliverable Title: Design manual

Deliverable Date: 31st march 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)

Mickael BLANC, BACACIER

Drafting history

DRAFT N° 1 – DATE: 29th march 2018

FINAL VERSION – DATE: 30th march 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>	

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.

PRZEDMOWA

Niniejsza instrukcja została opracowana przy finansowym wsparciu projektu badawczego RFCS numer 754092

Nowa metoda projektowania rekomendowana do użycia w niniejszej instrukcji była w latach 2016 – 2017 prezentowana i dyskutowana w ramach tak zwanej Evolution Group dedykowanej normie EN 1993-1-3 i jest rozważana do wprowadzenia do tego eurokodu jako jego uzupełnienie.

Niniejsza instrukcja została napisana przez Mickaëla BLANC-a i była dyskutowana w czasie obrad Grupy Roboczej pracującej w ramach programu GRISPE PLUS. Grupa ta składała się z następujących członków:

Mickaël BLANC	Francja
Silvia CAPRILI	Włochy
David IZABEL	Francja
Markus KUHNENNE	Niemcy
Anna PALISSON	Francja
Valérie PRUDOR	Francja
Irene PUNCELLO	Włochy
Dominik PYSCHNY	Niemcy
Thibaut RENAUX	Francja
Daniel SPAGNI	Francja

RYSUNKI

Rysunki zamieszczone w niniejszej instrukcji zostały przygotowane przez następujące podmioty:

Rys. 0.1	BACACIER
Rys. 1.1	BACACIER
Rys. 1.2	BACACIER
Rys. 1.3	BACACIER
Rys. 1.4	JORIS IDE
Rys. 1.5	KIT
Rys. 1.6	BACACIER
Rys. 1.7	BACACIER
Rys. 1.8	KIT
Rys. 1.9	KIT
Rys. 5.1	BACACIER
Rys. 5.2	BACACIER
Rys. 5.3	BACACIER
Rys. 5.4	BACACIER
Rys. 5.5	BACACIER
Rys. 7.1	BACACIER
Rys. 7.2	BACACIER
Rys. 7.3	BACACIER
Rys. 7.4	BACACIER
Rys. 7.5	BACACIER
Rys. 7.6	BACACIER

SPIS TREŚCI

CEL i zakres opracowania	7
oznaczenia	7
1. wprowadzenie	8
1.1. Opis rozważanego profilu	8
1.2. Dotychczasowy stan wiedzy	8
1.3. Główne rezultaty uzyskane w ramach projektu GRISPE	9
1.4. Ogólne wymagania i zasady projektowania	12
2. ustalenia wstępne	13
2.1. Obszar zastosowania nowej metody projektowej	13
2.2. Dyspozycje technologiczne	13
3. podstawowe wymagania technologiczne	13
4. właściwości materiałowe	13
5. podstawy projektowania	14
5.1. Zasady	14
5.2. Obszar zastosowań nowej metody projektowej	14
5.3. Procedura projektowania	14
5.3.1. Nośność profilu okładziny na zginanie w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest ściskany 14	
5.3.2. Nośność profilu okładziny na zginanie w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest rozciągany	15
5.3.3. Nośność profilu okładziny ze względu na oddziaływanie reakcji na skrajnej podporze. 18	
5.3.4. Nośność profilu okładziny ze względu na możliwość wystąpienia wzajemnej dyslokacji paneli łączonych w zamku	18
6. Dodatkowe uwarunkowania projektowe	18
7. przykład obliczeniowy	19
7.1. Opis analizowanego budynku i sposobu jego obciążenia	19
7.2. Założenia	19
7.2.1. Schemat statyczny	19
7.2.2. Geometria profilu rozpatrywanej okładziny	20
7.2.3. Właściwości materiałowe	20
7.3. Wyznaczenie nośności rozpatrywanego profilu	20
7.3.1. Weryfikacja warunków stosowalności proponowanej procedury obliczeniowej	20
7.3.2. Nośność profilu okładziny ze względu na możliwość wystąpienia dyslokacji paneli łączonych w zamku	20
7.3.3. Nośność profilu okładziny na zginanie przy obciążeniu parciem wiatru	21
7.3.4. Nośność profilu okładziny na zginanie przy obciążeniu ssaniem wiatru	23
7.3.5. Nośność profilu okładziny ze względu na oddziaływanie skrajnej reakcji podporowej.. 25	
7.4. Stan graniczny nośności	26
7.4.1. Obciążenia i siły wewnętrzne	26
7.4.2. Weryfikacja	26

Design manual for interlocking planks

7.5. Stan graniczny użyteczności.....	27
7.5.1. Obciążenia i ugięcia.....	27
7.5.2. Weryfikacja	27
7.6. Weryfikacja numeryczna	27
ZESTAWIENIE RYSUNKÓW ZAMIESZCZONYCH W INSTRUKCJI	29
BibliograFIA.....	30
Annex: PROJEKT UZPEŁNIENIA EUROKODU PRZESŁANY DO CEN.....	31

CEL I ZAKRES OPRACOWANIA

Celem opracowania jest prezentacja nowej metody projektowania paneli linearnych łączonych na zazębiające się zamki (interlocking planks), zgodnej z wymaganiami normy [1], która została zaproponowana z zamiarem wprowadzenia jej jako uzupełnienie do przepisów normy [2].

Opracowana procedura dotyczy podstawowej (trwałej) sytuacji projektowej.

W celu rozważenia wyjątkowych sytuacji projektowych (oddziaływania sejsmiczne, pożar itp.) należy uwzględnić odnoszące się do nich zalecenia odpowiednich Eurokodów i/lub przepisów normy [1].

OZNACZENIA

Stosowane w tekście symbole oznaczają kolejno:

b_u : szerokość użyteczną szerokiego pasa panelu

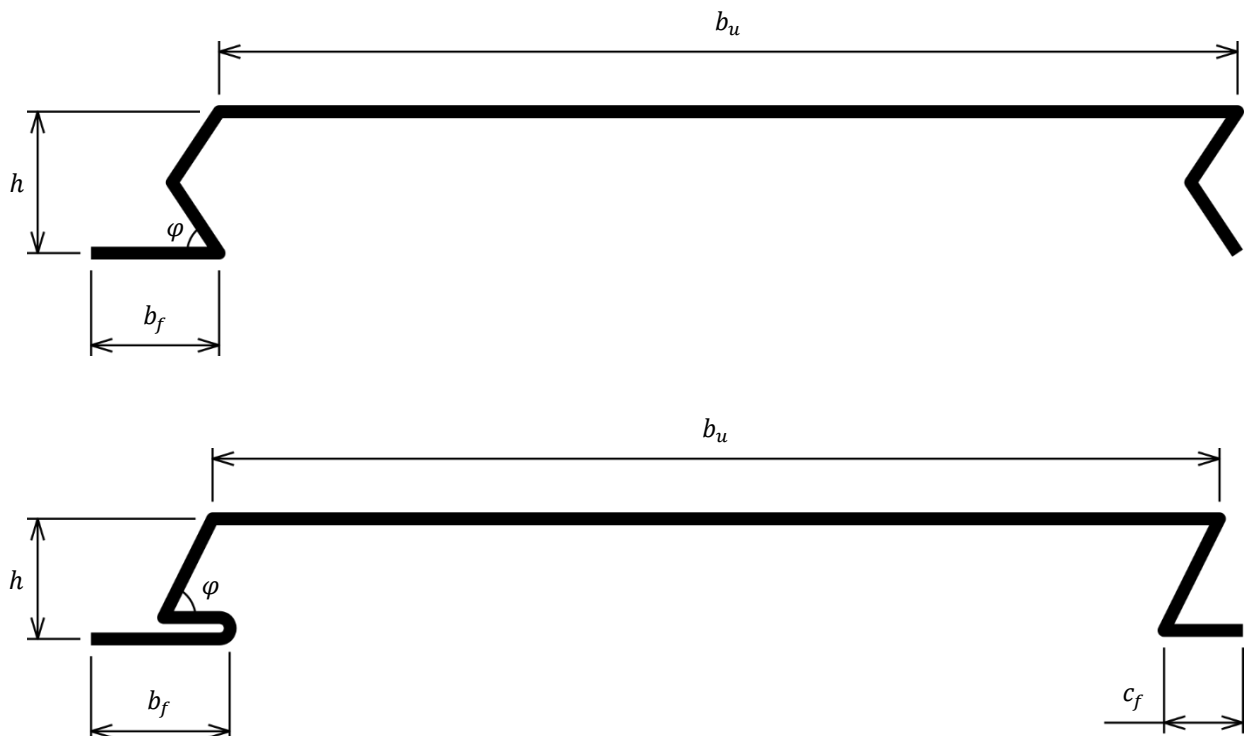
h : całkowitą wysokość panelu

b_f : szerokość utwierdzonego pasa zamka panelu

c_f : szerokość swobodnego pasa zamka panelu (niezdefiniowaną w panelu ze złączem typu szewron)

φ : kąt nachylenia środnika zamka względem osi pasów

L : rozpiętość panelu



Rys. 0.1 Geometria stalowych profili paneli linearnych rozważanych w instrukcji

1. WPROWADZENIE

1.1. Opis rozważanego profilu

Prezentowana instrukcja dotyczy cienkościennych stalowych paneli linearnych łączonych ze sobą na zazębiające się zamki (interlocking planks) i używanych w charakterze okładzin. Metoda jest ważna dla dwóch wzajemnie komplementarnych kształtów profili tworzących wspólne połączenie, odpowiednio: profilu ze złączem typu szewron (chevron joint) pokazanego na Rys. 1.1 i profilu ze złączem typu clip (clip joint) pokazanego na Rys. 1.2.



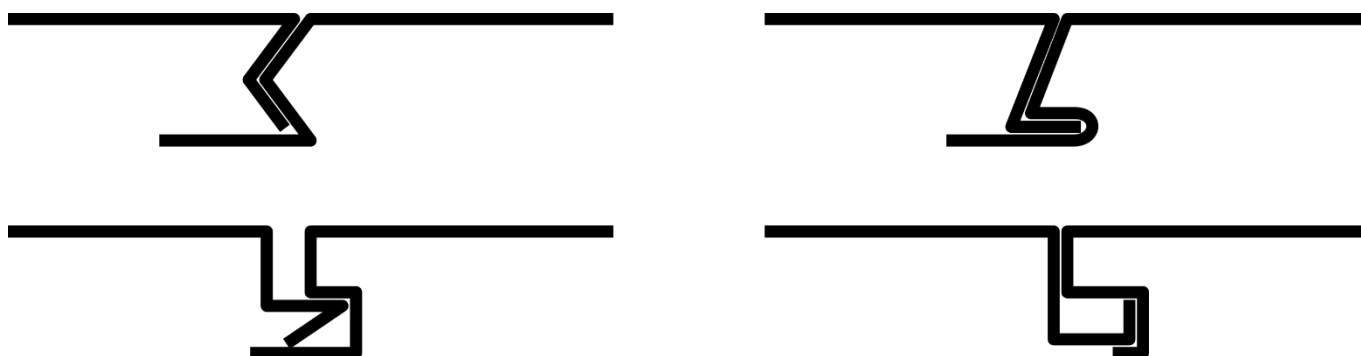
Rys. 1.1 Profil ze złączem typu szewron



Rys. 1.2 Profil ze złączem typu clip

1.2. Dotychczasowy stan wiedzy

Połączenie cienkościennych okładzin stalowych wykorzystujące zazębiające się zamki jest rozwijane głównie ze względów estetycznych. Poszukuje się takiego mechanizmu złącza stosunkowo szerokich i płaskich powierzchni, który przy spełnieniu wszystkich kryteriów mechanicznych pozwoli na ukrycie samego "szwu". W tym celu producenci proponowali jak dotąd wiele różnych kształtów takiego zamka. Niektóre z nich pokazano na Rys. 1.3.



Rys. 1.3 Różne kształty zamka stosowane dotychczas przy łączeniu stalowych cienkościennych paneli linearnych

Różne oceny co do skuteczności tego rodzaju złączy, zwłaszcza w kontekście ich odpowiedzi na obciążenie wiatrem, uznaje się za miarodajne w poszczególnych krajach. W wielu z nich do zatwierdzenia projektu takich zamków wystarczą same tylko badania testowe, w wielu innych badaniach tego typu muszą jednak towarzyszyć odpowiednie obliczenia. W tym celu stosuje się rozmaite procedury projektowe, nie są one jednak w żaden sposób zharmonizowane z odpowiednimi wiążącymi ustaleniami Eurokodów.

Cienkościennie linearne okładziny stalowe łączone na zazębiające się zamki nie są w obecnej wersji Eurokodów specyfikowane jako odrębny typ profilu. Można je jednak potraktować jako rodzaj

stalowych kaset (liner trays) charakteryzowanych jako duże przekroje typu ceowego z dwoma wąskimi pasami, dwoma środnikami i jednym szerokim pasem. W takim ujęciu zakłada się, że konwencjonalne formuły używane do wyznaczenia nośności tego rodzaju kaset powinny dać wiarygodne wyniki również w odniesieniu do okładzin rozpatrywanych w niniejszej instrukcji.

Nawet jednak jeśli przyjąć że uzyskane w ten sposób oszacowania dadzą dostatecznie dobrą ocenę zachowania się analizowanych profili po przyłożeniu do nich obciążenia zewnętrznego to należy szczególnie dokładnie rozeznąć często decydujący o ich nośności specyficzny sposób zniszczenia samego zamka. Ze względu na zastosowany sposób ukrycia „szwu” jedna krawędź takiego zamka może uzyskać możliwość swobodnego ruchu względem drugiej co jest często odnotowywane podczas testów rozpatrywanych tu okładzin po przyłożeniu do nich obciążenia symulującego ssanie wiatru. Przy obciążeniu o narastającej intensywności wolna krawędź powoli wysuwa się z zamka co skutkuje wzajemną dyslokacją łączonych elementów (Rys. 1.4) przy czym warunek szerokiego pasa przez cały czas pozostaje zachowany.



Rys. 1.4 Stopniowa dyslokacja okładzin łączonych w zamku obserwowana w testach pod obciążeniem symulującym ssanie wiatru

1.3. Główne rezultaty uzyskane w ramach projektu GRISPE

Badania przeprowadzone w projekcie GRISPE [3, 4] dotyczyły dwóch rodzajów cienkościennych profili stalowych pokazanych na Rys. 1.1 i 1.2 i obejmowały:

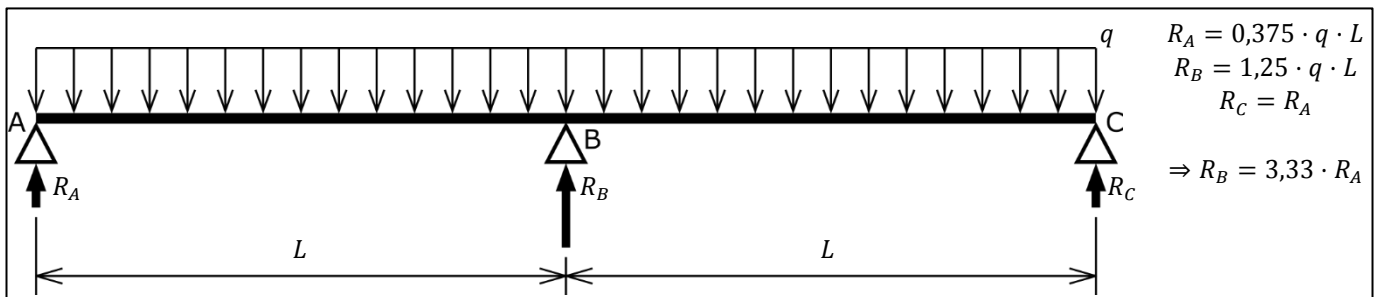
- Test zginania pojedynczego przęsła w komorze próżniowej (Rys. 1.5), w tym:
 - Pod obciążeniem symulującym parcie wiatru,
 - Pod obciążeniem symulującym ssanie wiatru,
- Test zginania elementu dwuprzęsłowego w komorze próżniowej, w tym:
 - Pod obciążeniem symulującym parcie wiatru,
 - Pod obciążeniem symulującym ssanie wiatru,
- Test skrajnej podpory.

Wszystkie testy były przeprowadzane przy dwóch różnych nominalnych grubościach blachy, odpowiednio 0.75 mm i 1 mm.

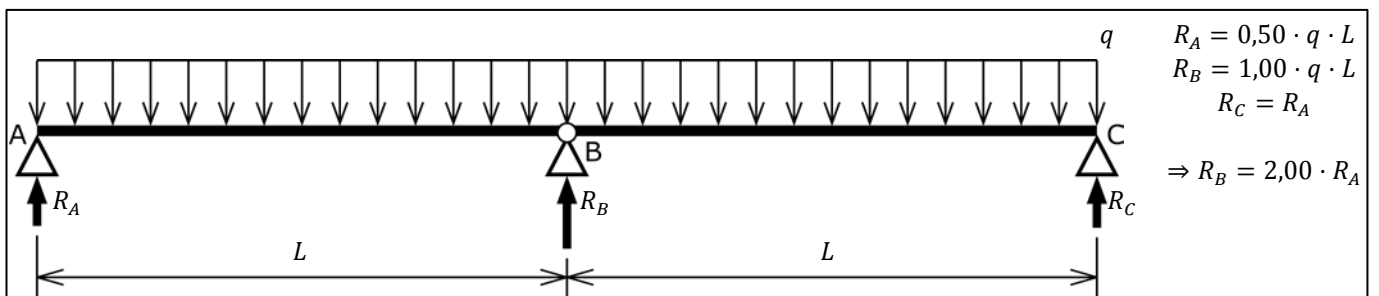


Rys. 1.5 Okładzina badana w teście zginania pojedynczego przęsła prowadzonym w komorze próżniowej (przyłożone obciążenie symuluje parcie wiatru).

Jednym z najbardziej znaczących rezultatów uzyskanych w teście zginania elementu dwuprzęsłowego, obserwowanym zarówno przy obciążeniu symulującym parcie wiatru jak i przy tym przeciwnie skierowanym i symulującym jego ssanie, jest brak jakiegokolwiek nośności na zginanie przekroju nad podporą środkową. Oznacza to że w tych warunkach zachowywał się on jak nominalny przegub. W efekcie reakcja na środkowej podporze okazała się być równa tej, której oczekiwano by dla dwóch sąsiadujących ze sobą belek izostatycznych nie zaś takiej, która byłaby typowa dla dwuprzęsłowej belki ciągłej (Rys. 1.6 i 1.7). Wynika z tego, że charakterystyczna nośność na zginanie przekroju poprzecznego badanej okładziny (M_{Rk}) była taka sama, niezależnie od tego czy odnoszono ją do testu przeprowadzanego dla pojedynczego przęsła czy też dla badania elementu dwuprzęsłowego.



Rys.1.6 Oczekiwane zachowanie się okładziny w teście zginania elementu dwuprzęsłowego



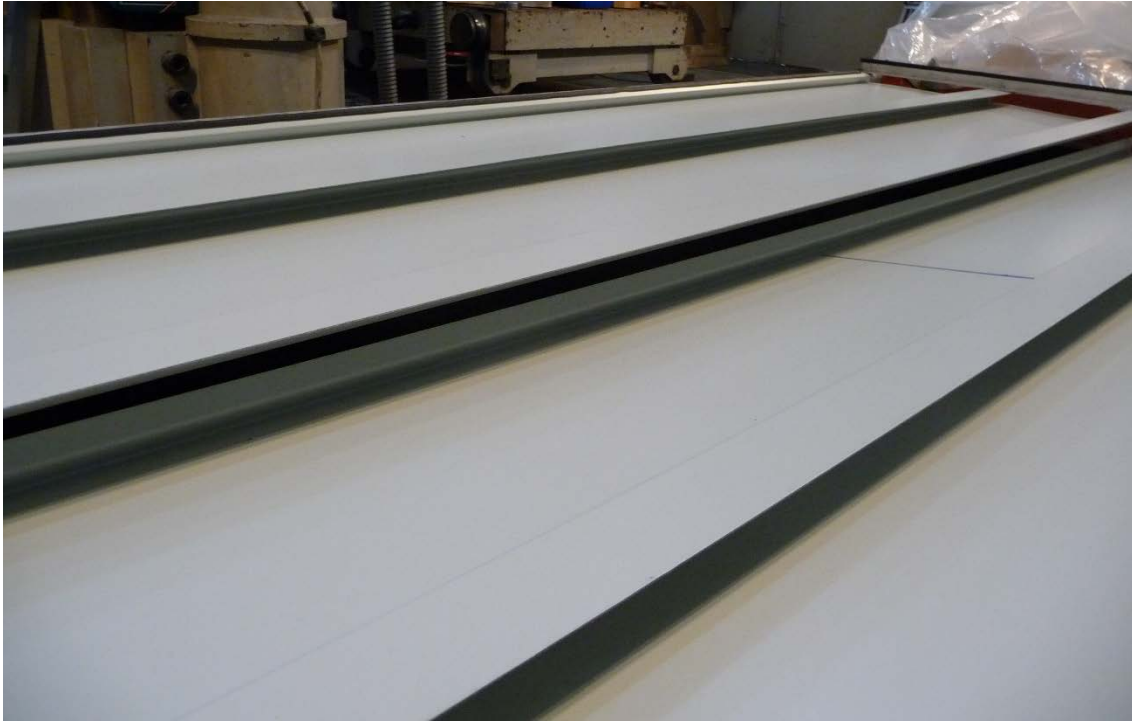
Rys. 1.7 Obserwowane zachowanie się okładziny w teście zginania elementu dwuprzęsłowego

Drugim ważnym wnioskiem wynikającym z testów prowadzonych w komorze próżniowej przy obciążeniu symulującym ssanie wiatru jest obserwacja, że w przeciwieństwie do wyników analogicznych doświadczeń realizowanych jak dotąd w sposób konwencjonalny, przez przykładanie obciążenia zewnętrznego za pomocą drewnianych klocków, wysuwanie się łączonych elementów z zamka nie stanowi jedynego możliwego sposobu zniszczenia. Rzeczywiście niektóre próbki niszczyły się przez wzajemną dyslokację elementów w zamku, tak jak to pokazano na Rys. 1.4, większość z nich jednak ulegała wcześniej lokalnemu wyboczeniu ścianek przekroju w środku rozpiętości elementu, zgodnie z wzorcem pokazanym na Rys. 1.8. Komora próżniowa okazała się zatem być najbardziej realistycznym sposobem odwzorowania obciążenia reprezentującego oddziaływanie wiatru na rzeczywistych budynkach. Z tego względu stosowane dotąd w praktyce projektowej wartości tego typu sił, uzyskane we wcześniejszych testach prowadzonych w sposób tradycyjny, z wykorzystaniem klocków drewnianych, mogą okazać się nie do końca wiarygodne. Wydaje się, że forma zniszczenia pokazana na Rys. 1.8 powinna stanowić punkt wyjścia do dalszej, bardziej szczegółowej analizy umożliwiającej lepsze zrozumienie zjawiska globalnej utraty stateczności tego typu okładzin.



Rys. 1.8 Zniszczenie okładziny przez lokalne wyboczenie ścianek profilu w prowadzonym w komorze próżniowej teście zginania pojedynczego przęsła pod obciążeniem symulującym ssanie wiatru.

Typowe zniszczenie rozpatrywanej okładziny uzyskane w komorze próżniowej w teście zginania elementu dwuprzęsłowego poddanego symulowanemu ssaniu wiatru i zrealizowane przez wzajemną dyslokację profili łączonych w zamku pokazano na Rys. 1.9.



Rys 1.9 Zniszczenie okładziny badanej w komorze próżniowej w teście zginania elementu dwuprzęsłowego poddanego symulowanemu ssaniu wiatru zrealizowane przez wzajemną dyslokację profili łączonych w zamku.

1.4. Ogólne wymagania i zasady projektowania

Prezentowana poniżej metoda projektowania dotyczy jedynie sposobu wyznaczania obliczeniowej nośności okładziny R_d zgodnie z zaleceniami normy [5] wraz z poprawką [6]. Obliczeniowe wartości poszczególnych efektów oddziaływań muszą być szacowane na podstawie odpowiednich części normy [7] oraz w oparciu o normę [8] wraz z poprawką [9]. Proponowane procedury obliczeniowe są w pełni zgodne z ogólnymi zasadami postępowania podanymi w normie [10] wraz z poprawką [11] a także z wszelkimi regułami określonymi w części 2 normy [2].

Projekt uzupełnienia dotychczasowych przepisów normowych o rezultaty uzyskane w projekcie a w szczególności o wynikające z tych rezultatów proponowane nowe procedury obliczeniowe został przedłożony odpowiednim komitetom CEN w celu jego ewentualnego zatwierdzenia i włączenia do stosownego Eurokodu. Jest on przedstawiony szczegółowo w Aneksie do niniejszego opracowania.

2. USTALENIA WSTĘPNE

2.1. Obszar zastosowania nowej metody projektowej

Niniejsza instrukcja dotyczy prezentacji nowej metody projektowania cienkościennych linearnych okładzin stalowych łączonych ze sobą na zazębiający się zamek. Jest ona w pełni zgodna z wymaganiami normy [1].

2.2. Dyspozycje technologiczne

Minimalne wymiary podpór:

- Podpora stalowa:
 - Minimalna szerokość: 40 mm
 - Minimalna grubość: 1.5 mm
- Podpora drewniana:
 - Minimalna szerokość: 60 mm
 - Minimalna wysokość: 80 mm
- Podpora betonowa: niedozwolona do stosowania w sposób bezpośredni. Aby skorygować ewentualną nierównomierność wykładziny należy zainstalować metalową lub drewnianą ramę pomocniczą.

Charakterystyki śrub:

- Na podporze stalowej:
 - Minimalna średnica trzpienia: 5.5 mm
 - Minimalna długość: taka aby zapewnić gwint na całej szerokości podpory
- Na podporze drewnianej:
 - Minimalna średnica trzpienia: 6.3 mm
 - Minimalna długość: taka aby długość zakotwienia wynosiła co najmniej 50mm.

Gęstość stosowanego "szwu": 1 śruba na jedną podporę na jeden panel.

3. PODSTAWOWE WYMAGANIA TECHNOLOGICZNE

Rozpatrywane w niniejszym opracowaniu linearne okładziny stalowe łączone ze sobą na zazębiający się zamek są znakowane symbolem CE zgodnie z wymaganiami normy [1].

4. WŁAŚCIWOŚCI MATERIAŁOWE

Właściwości materiałowe wykorzystane do obliczeń, jeśli w dalszych rozważaniach wyraźnie nie zaznaczono inaczej, muszą spełniać wszystkie wymagania specyfikowane w rozdziale 3 normy [2].

5. PODSTAWY PROJEKTOWANIA

5.1. Zasady

Prezentowana procedura opiera się na metodzie projektowania cienkościennych kaset stalowych (liner trays) już wprowadzonej do przepisów normy [2]. Metoda ta jest uzupełniona o dodatkowe kryterium uwzględniające zagrożenie wystąpienia ewentualnej wzajemnej dyslokacji elementów łączonych w zamku.

Nowa metoda projektowania prezentowana poniżej może być wykorzystana do wyznaczenia:

- Nośności profilu okładziny na zginanie w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest ściskany,
- Nośności profilu okładziny na zginanie w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest rozciągany,
- Nośności profilu okładziny na oddziaływanie reakcji na skrajnej podporze,
- Nośności profilu okładziny ze względu na możliwość wystąpienia wzajemnej dyslokacji paneli łączonych w zamku.

5.2. Obszar zastosowań nowej metody projektowej

Powyższa procedura może być stosowana do oceny nośności linearnych okładzin stalowych wykonanych z profili prezentowanych na Rys. 1.1 i 1.2 i łączonych na ząbębniący się zamek pod warunkiem że wymiary geometryczne tych profili mieszczą się w zakresach podanych poniżej:

0.75 mm	\leq	t_{nom}	\leq	1.00 mm
		b_f	\leq	40 mm
25 mm	\leq	h	\leq	30 mm
		b_u	\leq	300 mm
		φ	\leq	60°
11 mm	\leq	c_f		

Wszystkie oznaczenia są zgodne z tymi zaprezentowanymi wcześniej na Rys. 0.1.

Uzyskane z obliczeń wartości obliczeniowej nośności okładziny są miarodajne jedynie dla sytuacji projektowej, w której zostaje ona poddana oddziaływaniu obciążenia równomiernie rozłożonego na całej jej powierzchni, w szczególności obciążenia wiatrem.

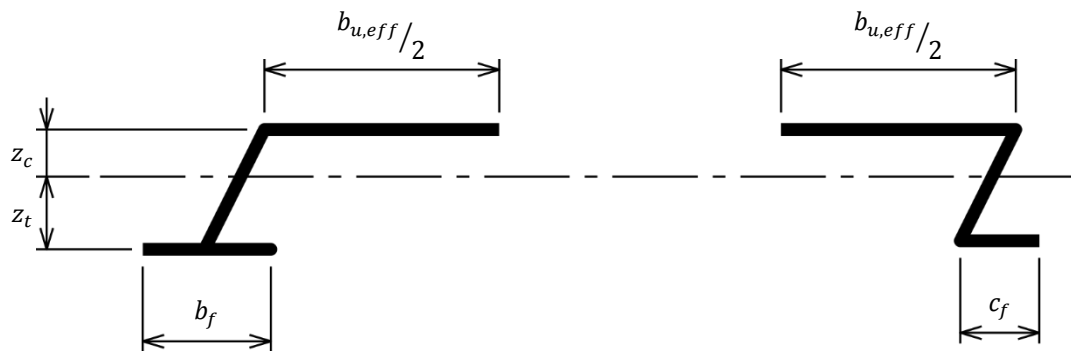
5.3. Procedura projektowania

5.3.1. Nośność profilu okładziny na zginanie w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest ściskany

Zgodnie z przepisami normy [12] wraz z poprawką [13] efektywna część szerokiego pasa profilu rozważanej okładziny (jeśli stanowi on element wewnętrzny równomiernie ściskany) jest wyznaczana przez iloczyn:

$$b_{u,eff} = \rho_u \cdot b_u$$

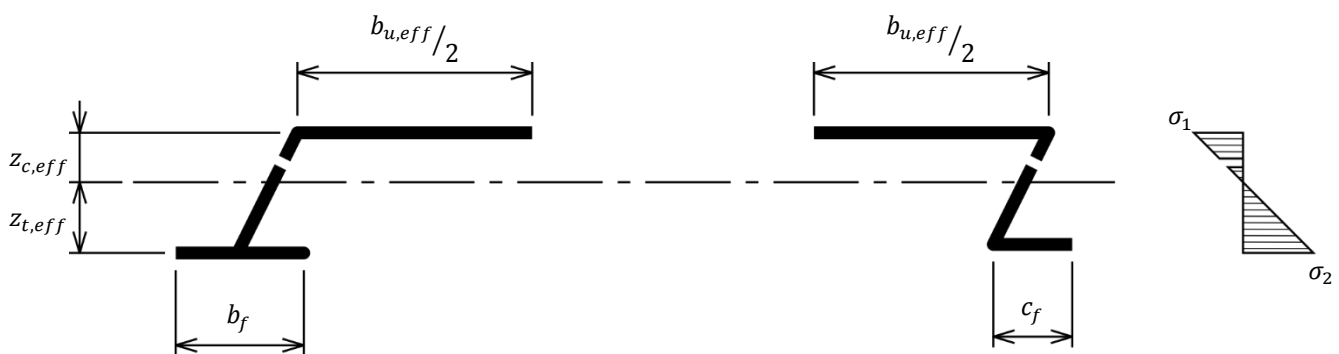
Na tej podstawie, przy w pełni efektywnych obu środnikach i obu wąskich pasach tego profilu, wyznacza się położenie jego osi ciężkości z uwzględnieniem jednak samej tylko efektywnej części szerokiego pasa (Rys. 5.1).



Rys. 5.1 Położenie osi ciężkości profilu okładziny uwzględniającego jedynie efektywną część ściskanego szerokiego pasa tego profilu

Efektywna wysokość ściskanej części środka rozpatrywanego profilu (Rys. 5.2), zgodnie z przepisami normy [12] wraz z poprawką [13], wyznaczana jest z zależności:

$$h_{eff} = \rho_w \cdot z_c$$



Rys. 5.2 Położenie osi ciężkości efektywnego przekroju profilu rozpatrywanej okładziny

Nośność profilu okładziny ze względu na zginanie jest w takim przypadku określana dla zidentyfikowanego powyżej przekroju efektywnego na podstawie formuły (10.19) normy [2], co daje:

$$M_{c,Rd} = W_{eff} \cdot \frac{0.8 \cdot f_{yb}}{\gamma_{M0}}$$

przy czym:

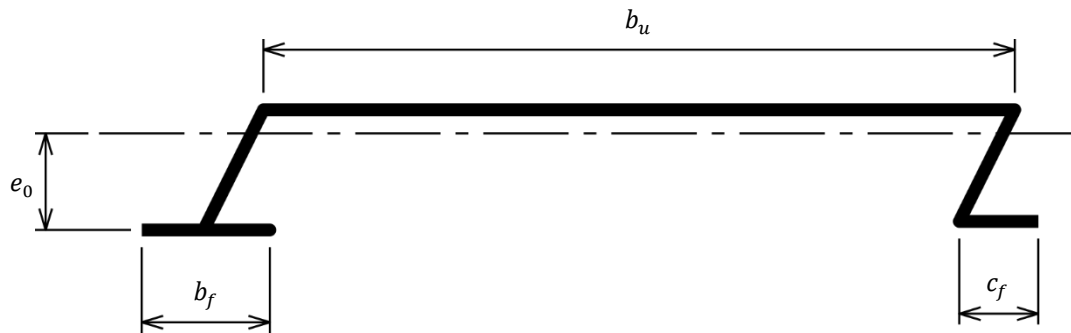
$$W_{eff} = \frac{I_{y,eff}}{\max(z_{c,eff}; z_{t,eff})}$$

Uwaga

Zaproponowano poprawkę aby w kolejnej wersji normy [2] w wyrażeniu (10.19) usunąć współczynnik 0.8. Po opublikowaniu tej poprawki współczynnik ten będzie mógł zostać usunięty również z formuły przywołanej powyżej.

5.3.2. Nośność profilu okładziny na zginanie w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest rozciągany

Zgodnie z §10.2.2.2(1) normy [2], w przypadku gdy szeroki pas analizowanego profilu okładziny jest rozciągany, wyznacza się położenie osi ciężkości przekroju brutto określone współrzędną e_0 (Rys. 5.3).



Rys. 5.3 Położenie osi ciężkości profilu okładziny w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest rozciągany

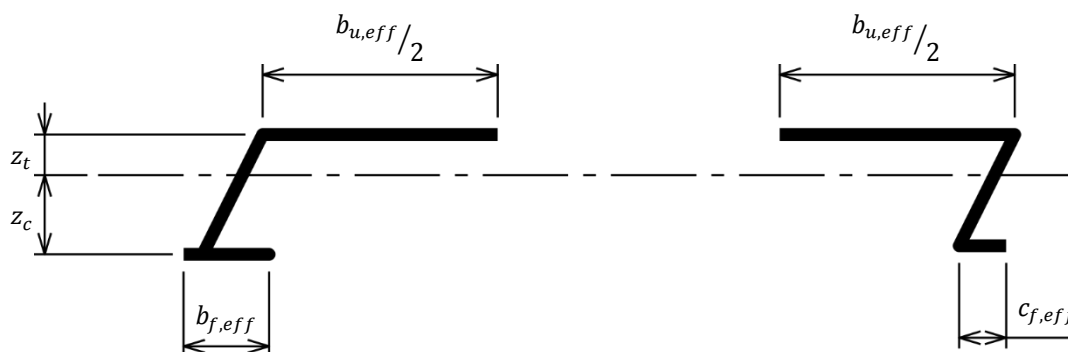
Następnie wylicza się efektywną szerokość szerokiego pasa tego profilu:

$$b_{u,eff} = \frac{53.3 \cdot 10^{10} \cdot e_0^2 \cdot t^4}{h \cdot L \cdot b_u^3}$$

Efektywna szerokość wąskich pasów, zgodnie z przepisami normy [12] wraz z poprawką [13], jest przy tym wyznaczana jak dla elementów równomiernie ściskanych co oznacza że:

$$\begin{cases} b_{f,eff} = \rho_b \cdot b_f \\ c_{f,eff} = \rho_c \cdot c_f \end{cases}$$

Na tej podstawie, uwzględniając efektywne szerokości wszystkich pasów rozpatrywanego profilu, odpowiednio $b_{u,eff}$, $b_{f,eff}$ i $c_{f,eff}$, jak również w pełni efektywne jego obydwie środniki, wyznacza się położenie osi ciężkości przekroju pokazanego na Rys. 5.4.

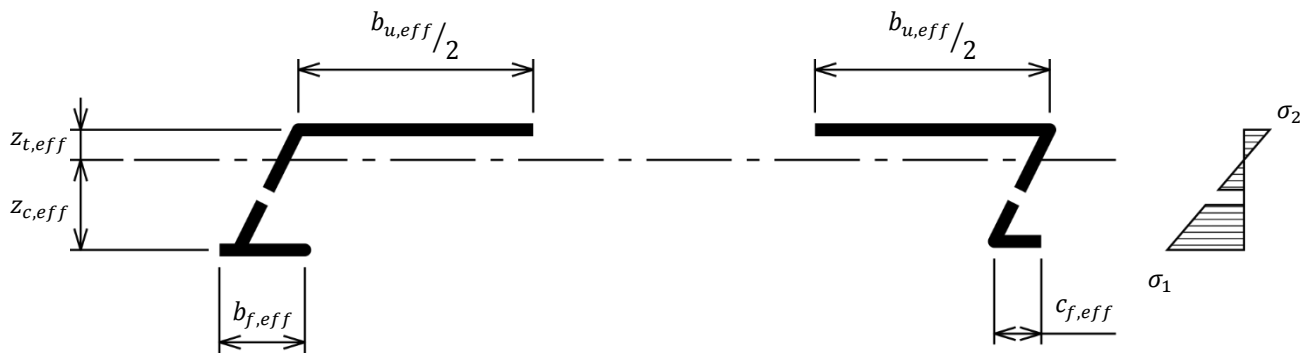


Rys. 5.4 Położenie osi ciężkości profilu okładziny z rozciągającym szerokim pasem, uwzględniające efektywne szerokości wszystkich pasów

Tak jak poprzednio, uwzględnienie pracy jedynie efektywnej części obu środników rozpatrywanego profilu, zgodnie z rekomendacjami normy [12] wraz z poprawką [13], prowadzi do wniosku, że:

$$h_{eff} = \rho_w \cdot z_c$$

co pokazano na Rys. 5.5.



Rys. 5.5 Położenie osi ciężkości przekroju efektywnego rozpatrywanego profilu okładziny.

Nośność profilu okładziny na zginanie, wyznaczana teraz z uwzględnieniem efektywnych części zarówno wszystkich pasów jak i obu środników, na podstawie zależności (10.19) normy [2] daje:

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

przy czym:

$$W_{eff} = \frac{I_{y,eff}}{\max(z_{c,eff}; z_{t,eff})}$$

Uwaga

Zaproponowano poprawkę aby w kolejnej wersji normy [2] w wyrażeniu (10.19) usunąć współczynnik 0.8. Po opublikowaniu tej poprawki współczynnik ten będzie mógł zostać usunięty również z formuły przywołanej powyżej.

5.3.3. Nośność profilu okładziny ze względu na oddziaływanie reakcji na skrajnej podporze

Zgodnie z §6.1.7.3(2) normy [2], nośność pojedynczego środniczka rozpatrywanego profilu okładziny na skrajnej podporze określa się ze względu na oddziaływanie na niego reakcji podporowej wyraża zależność:

$$R_{w,Rd} = \frac{\alpha \cdot t^2 \cdot \sqrt{f_{yb} \cdot E} \cdot \left(1 - 0.1 \cdot \sqrt{\frac{r}{t}}\right) \cdot \left(0.5 + \sqrt{0.02 \cdot \frac{l_a}{t}}\right) \cdot \left[2.4 + \left(\frac{\varphi}{90}\right)^2\right]}{\gamma_{M1}}$$

w której:

- $\alpha = 0.115$ jest nową wartością proponowaną w [13],
- $l_a = 10 \text{ mm}$

Wszystkie oznaczenia są zgodne z tymi pokazanymi wcześniej na Rys. 0.1.

5.3.4. Nośność profilu okładziny ze względu na możliwość wystąpienia wzajemnej dyslokacji paneli łączonych w zamku

Aby oszacować nośność analizowanego profilu okładziny ze względu na zagrożenie wystąpieniem wzajemnej dyslokacji paneli łączonych ze sobą w ząbkującym się zamku należy zastosować formułę:

$$q_{Rd} = 2 \cdot \frac{E \cdot 1000 \cdot t^3 \cdot \delta_{lim}}{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \sqrt{\left(\frac{2 \cdot b_f^3}{3}\right)^2 + \left[b_f \cdot \left(\frac{b_u \cdot h}{3} + \frac{h^2}{2}\right)\right]^2}} \cdot \frac{1000}{b_u}$$

w której:

$$\delta_{lim} = \begin{cases} c_f & \text{dla złącza typu clip} \\ \frac{h}{2 \cdot \tan \varphi} & \text{dla złącza typu szewron} \end{cases}$$

Wszystkie oznaczenia zastosowane w niniejszej zależności zostały objaśnione na Rys. 0.1.

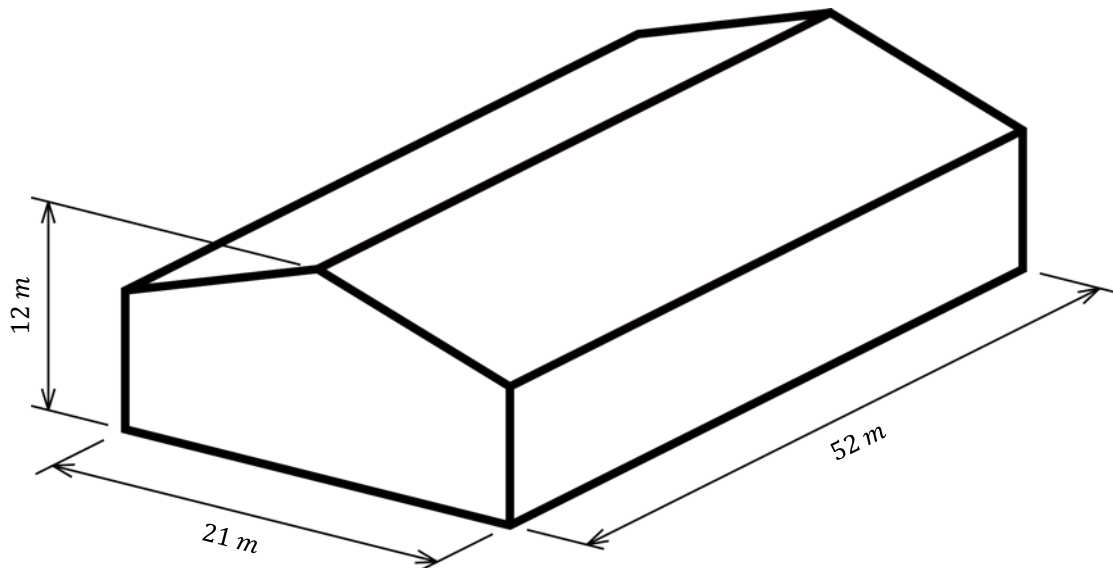
6. DODATKOWE UWARUNKOWANIA PROJEKTOWE

Niniejsza instrukcja nie jest miarodajna w przypadku następujących sytuacji projektowych:

- Projektowanie ze względu na oddziaływania pożarowe,
- Projektowanie z uwzględnieniem oddziaływań sejsmicznych,
- Projektowanie z uwagi na zagrożenia środowiskowe,
- Projektowanie uwzględniające dodatkowe wpływy indukowane termicznie,
- Projektowanie ze względu na wymagania akustyczne.

7. PRZYKŁAD OBLICZENIOWY

7.1. Opis analizowanego budynku i sposobu jego obciążenia



Rys. 7.1 Wymiary budynku rozważanego w przykładzie

W dalszych rozważaniach pod uwagę brane jest jedynie obciążenie wiatrem.

Wartości obliczeniowe obciążenia (W):

Wartość szczytowa ciśnienia prędkości wiatru:

$$q_p = 456 \text{ N/m}^2$$

Współczynniki ciśnienia:

Parcie zewnętrzne $c_{pe} = +0.7$

Ssanie zewnętrzne $c_{pe} = -1.2$

Parcie wewnętrzne $c_{pi} = \pm 0.3$

Kombinacje oddziaływań

Stan graniczny nośności (ULS):

$$1.5 \times W$$

Stan graniczny użytkowości (SLS):

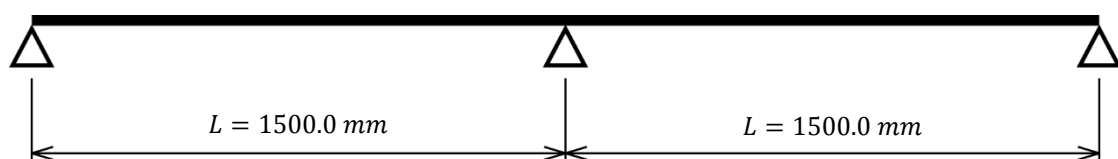
$$W$$

Kryterium ograniczenia ugięcia: $L/200$

7.2. Założenia

7.2.1. Schemat statyczny

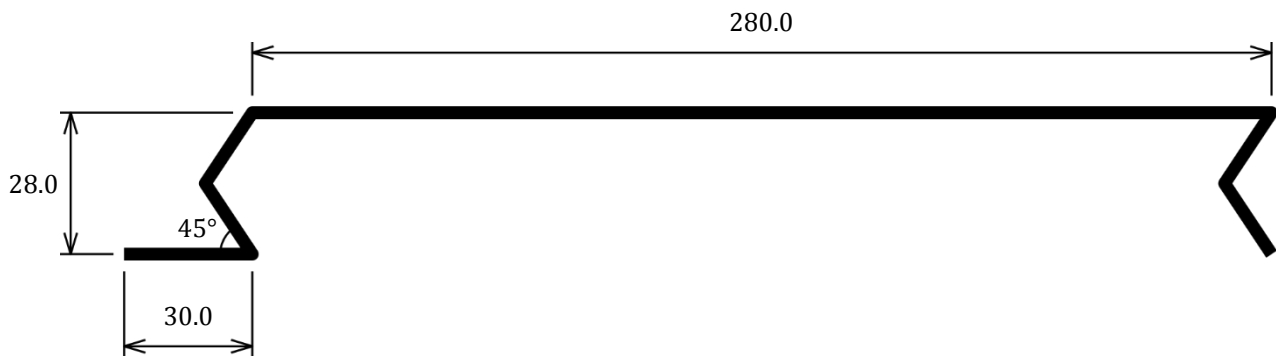
Do analizy przyjęto schemat dwuprzęsłowego panelu okładziny.



Rys. 7.2 Schemat statyczny rozpatrywanej okładziny

7.2.2. Geometria profilu rozpatrywanej okładziny

W dalszych rozważaniach rozpatruje się następujący profil:



Rys. 7.3 Geometria profilu okładziny analizowanej w przykładzie

Oznaczenia:

$$b_u = 280.0 \text{ mm}$$

$$h = 28.0 \text{ mm}$$

$$b_f = 30.0 \text{ mm}$$

$$\varphi = 45^\circ$$

7.2.3. Właściwości materiałowe

Gatunek stali: S320

$$f_{yb} = 320 \text{ N/mm}^2$$

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

$$\nu = 0,3$$

$$t_{nom} = 0,75 \text{ mm}$$

$$t = 0.71 \text{ mm}$$

7.3. Wyznaczenie nośności rozpatrywanego profilu

7.3.1. Weryfikacja warunków stosowalności proponowanej procedury obliczeniowej

$$0.75 \text{ mm} \leq t_{nom} = 0.75 \text{ mm} < 1.00 \text{ mm}$$

$$b_f = 30.0 \text{ mm} < 40 \text{ mm}$$

$$25 \text{ mm} < h = 28.0 \text{ mm} < 30 \text{ mm}$$

$$b_u = 280.0 \text{ mm} < 300 \text{ mm}$$

$$\varphi = 45^\circ < 60^\circ$$

Wszystkie wymiary mieszczą się w dopuszczalnych granicach.

7.3.2. Nośność profilu okładziny ze względu na możliwość wystąpienia dyslokacji paneli łączonych w zamku

$$\delta_{lim} = \frac{28.0}{2 \cdot \tan 45} = 14.0 \text{ mm}$$

$$q_{Rd} = 2 \cdot \frac{210000 \times 1000 \times 0.71^3 \times 14.0}{12 \cdot (1 - 0.3^2) \cdot \sqrt{\left(\frac{2 \times 30.0^3}{3}\right)^2 + \left[30.0 \cdot \left(\frac{280.0 \times 28.0}{3} + \frac{28.0^2}{2}\right)\right]^2}} \cdot \frac{1000}{280.0}$$

$$= 7486 \text{ N/m}^2$$

7.3.3. Nośność profilu okładziny na zginanie przy obciążeniu parciem wiatru

W przypadku obciążenia parciem wiatru szeroki pas rozpatrywanego profilu jest ściskany.

Krok 1: Szerokość efektywna szerokiego pasa (równomiernie ściskanego)

Zgodnie z Tabelą 4.1 normy [12] wraz z poprawką [13]: $k_\sigma = 4.0$

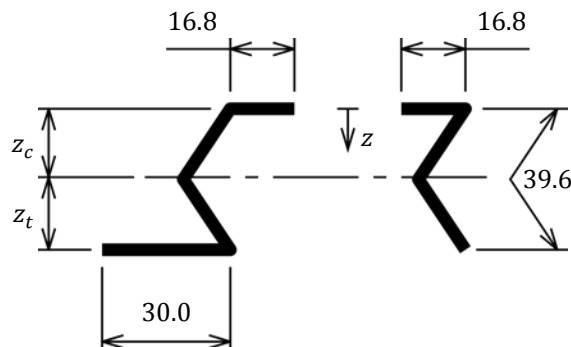
$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{320}} = 0.857$$

$$\bar{\lambda}_{p,u} = \frac{280.0/0.71}{28.4 \times 0.857 \times \sqrt{4.0}} = 8.102 > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055 \times 1} = 0.673$$

$$\rho_u = \frac{8.102 - 0.055 \cdot (3 + 1)}{8.102^2} = 0.120$$

$$\frac{b_{u,eff}}{2} = \frac{0.120 \times 280.0}{2} = 16.8 \text{ mm}$$

Krok 2: Obliczenie wymiarów z_c i z_t



Rys. 7.4 Obliczenie wymiaru z_c (szeroki pas profilu jest ściskany)

	l <i>mm</i>	z <i>mm</i>	$l \cdot z$ <i>mm</i> ²
Lewa krawędź (utwierdzona w zamku)	16.8	0.0	0.00
	39.6	14.0	554.40
	30.0	28.0	840.00
Prawa krawędź (swobodna)	16.8	0.0	0.00
	39.6	14.0	554.40
Σ	142.8	–	1948.80

$$z_c = \frac{1948.80}{142.8} = 13.6 \text{ mm}$$

$$z_t = 28.0 - 13.6 = 14.4 \text{ mm}$$

Krok 3: Stopień efektywności środnika

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{14.4}{13.6} = -1.059$$

$$k_\sigma = 5.98 \cdot (1 + 1.059)^2 = 25.35$$

$$\bar{\lambda}_w = \frac{28.0/0.71}{28.4 \times 0.857 \times \sqrt{25.35}} = 0.322 < 0.673$$

$$\rho_w = 1.0$$

Środnik jest w całości efektywny

Krok 4: Obliczenie nośności $M_{b,Rd,c}$

	l mm	z mm	$l \cdot z$ mm ²	$l \cdot z^2$ mm ³	I_{part}/t mm ³
Lewa krawędź (utwierdzona w zamku)	16.8	0.0	0.00	0.000	0.706
	39.6	14.0	554.40	7761.600	2587.200
	30.0	28.0	840.00	23520.000	1.260
Prawa krawędź (swobodna)	16.8	0.0	0.00	0.000	0.706
	39.6	14.0	554.40	7761.600	2587.200
Σ	142.8	–	1948.80	39043.200	5174.400

$$z_{c,eff} = \frac{1948.80}{142.8} = 13.6 \text{ mm}$$

$$z_{t,eff} = 28.0 - 13.6 = 14.4 \text{ mm}$$

$$I_{y,eff} = (39043.200 + 5174.400 - 142.8 \times 13.6^2) \cdot 0.71 \times \frac{1000.0}{280.0} = 45149 \text{ mm}^4/m$$

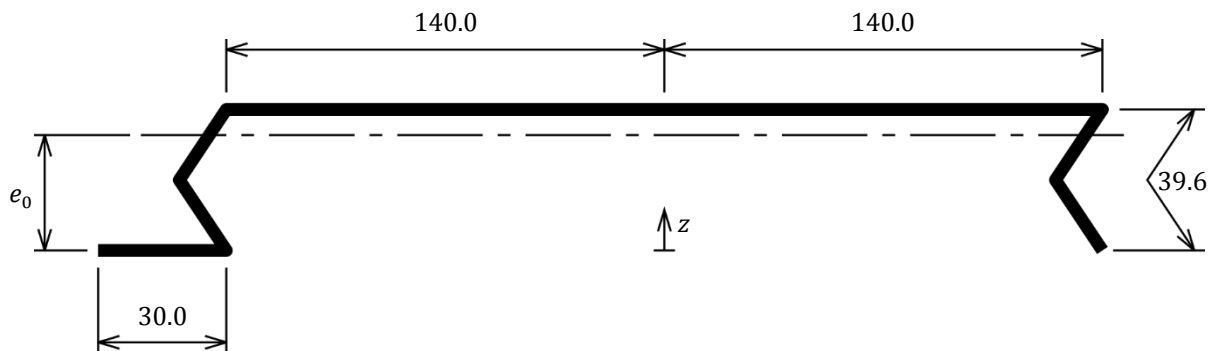
$$W_{eff} = \frac{45149}{\max(13.6; 14.4)} = 3135 \text{ mm}^3/m$$

$$M_{c,Rd} = (3135 \cdot 10^{-3}) \times \frac{0.8 \times 320}{1.0} = 802 \text{ N} \cdot m/m$$

7.3.4. Nośność profilu okładziny na zginanie przy obciążeniu ssaniem wiatru

W przypadku ssania wiatru szeroki pas profilu okładziny jest rozciągany.

Krok 1: Położenie osi ciężkości przekroju brutto



Rys. 7.5 Obliczenie wymiaru e_0 (szeroki pas profilu jest rozciągany)

	l mm	z mm	$l \cdot z$ mm ²
Lewa krawędź (utwierdzona w zamku)	30.0	0.0	0.00
	39.6	14.0	554.40
	140.0	28.0	3920.00
Prawa krawędź (swobodna)	39.6	14.0	554.40
	140.0	28.0	3920.00
Σ	389.2	–	8948.80

$$e_0 = \frac{8948.80}{389.2} = 23.0 \text{ mm}$$

Krok 2: Szerokość efektywna szerokiego pasa profilu

$$\frac{b_{u,eff}}{2} = \frac{53.3 \times 10^{10} \times 23.0^2 \times 0.71^4}{2 \times 28.0 \times 1500 \times 280.0^3} = 38.9 \text{ mm}$$

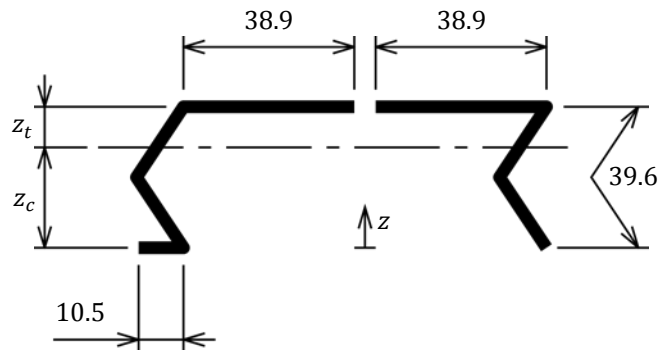
Krok 3: Szerokość efektywna wąskiego pasa (równomiernie ściskanego)

Na podstawie Tabeli 4.2 normy [12] wraz z poprawką [13]: $k_\sigma = 0.43$

$$\bar{\lambda}_{p,b} = \frac{30.0/0.71}{28.4 \times 0.857 \times \sqrt{0.43}} = 2.647 > 0.748$$

$$\rho_b = \frac{2.647 - 0.188}{2.647^2} = 0.351$$

$$b_{f,eff} = 0.351 \times 30.0 = 10.5 \text{ mm}$$

Krok 4: Obliczenie wartości z_c i z_t **Rys. 7.6** Obliczenie wartości z_c (szeroki pas profilu jest rozciągnięty)

	l <i>mm</i>	z <i>mm</i>	$l \cdot z$ <i>mm</i> ²
Lewa krawędź (utwierdzona w zamku)	10.5	0.0	0.00
	39.6	14.0	554.40
	38.9	28.0	1089.20
Prawa krawędź (swobodna)	39.6	14.0	554.40
	38.9	28.0	1089.20
Σ	167.5	–	3287.20

$$z_c = \frac{3287.20}{167.5} = 19.6 \text{ mm}$$

$$z_t = 28.0 - 19.6 = 8.4 \text{ mm}$$

Krok 5: Stopień efektywności środnika

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -\frac{8.4}{19.6} = -0.429$$

$$k_\sigma = 7.81 - 6.29 \times (-0.429) + 9.78 \times (-0.429)^2 = 12.31$$

$$\bar{\lambda}_w = \frac{28.0 / 0.71}{28.4 \times 0.857 \times \sqrt{12.31}} = 0.462 < 0.673$$

$$\rho_w = 1.0$$

Środnik jest w całości efektywny

Krok 6: Obliczenie nośności $M_{b,Rd,c}$

	l <i>mm</i>	z <i>mm</i>	$l \cdot z$ <i>mm²</i>	$l \cdot z^2$ <i>mm³</i>	I_{part}/t <i>mm³</i>
Lewa krawędź (utwierdzona)	10.5	0.0	0.00	0.000	–
	39.6	14.0	554.40	7761.600	2587.200
	38.9	28.0	1089.20	30497.600	–
Prawa krawędź (swobodna)	39.6	14.0	554.40	7761.600	–
	38.9	28.0	1089.20	30497.600	2587.200
Σ	167.5	–	3287.20	76518.400	5174.400

$$z_{c,eff} = \frac{3287.20}{167.5} = 19.6 \text{ m}$$

$$z_{t,eff} = 28.0 - 19.6 = 8.4 \text{ mm}$$

$$I_{y,eff} = (76518.400 + 5174.400 - 167.5 \times 19.6^2) \cdot 0.71 \times \frac{1000.0}{280.0} = 43985 \text{ mm}^4/\text{m}$$

$$W_{eff} = \frac{43985}{\max(19.6; 84)} = 2244 \text{ mm}^3/\text{m}$$

$$M_{b,Rd} = (2244 \cdot 10^{-3}) \times \frac{0.8 \times 320}{1.0} = 574 \text{ N} \cdot \text{m}/\text{m}$$

7.3.5. Nośność profilu okładziny ze względu na oddziaływanie skrajnej reakcji podporowej

Każdy rozpatrywany profil ma dwa środniki. Z tego względu:

$$R_{w,Rd} = 2 \cdot \frac{0.115 \cdot 0.71^2 \cdot \sqrt{320 \cdot 210000} \cdot \left(1 - 0.1 \cdot \sqrt{\frac{2.0}{0.71}}\right) \cdot \left(0.5 + \sqrt{0.02 \cdot \frac{10.0}{0.71}}\right) \cdot \left[2.4 + \left(\frac{45}{90}\right)^2\right]}{1.0} \cdot \frac{1000.0}{280.0}$$

$$= 7716 \text{ N}/\text{m}$$

7.4. Stan graniczny nośności

7.4.1. Obciążenia i siły wewnętrzne

Przy parciu wiatru:

Obciążenie wiatrem:

$$w_{p,ult} = 1.5 \cdot [0.7 - (-0.3)] \cdot 456 = 684 \text{ N/m}^2$$

Maksymalny moment przęsłowy:

$$M_{Ed,p} = \frac{684 \times 1.500^2}{8} = 192 \text{ N} \cdot \text{m}$$

Reakcja na skrajnej podporze:

$$R_{Ed,p} = \frac{(1.5 \times 456) \cdot 1.500}{2} = 513 \text{ N}$$

Przy ssaniu wiatru:

Obciążenie wiatrem:

$$w_{s,ult} = 1.5 \cdot [-1.2 - 0.3] \cdot 456 = -1026 \text{ N/m}^2$$

Maksymalny moment przęsłowy:

$$M_{Ed,s} = \frac{1026 \times 1.500^2}{8} = 289 \text{ N} \cdot \text{m}$$

Warunek interakcji M-V nie jest weryfikowany ponieważ podpora pośrednia zachowuje się jak przegub (Rys. 1.7).

7.4.2. Weryfikacja

Przy parciu wiatru:

Maksymalny moment przęsłowy:

$$\frac{M_{c,Rd}}{M_{Ed,p}} = \frac{802}{289} = 2.78 > 1.0$$

Reakcja na podporze skrajnej:

$$\frac{R_{w,Rd}}{R_{Ed,p}} = \frac{7716}{513} = 15.04 > 1.0$$

Przy ssaniu wiatru:

Obciążenie wiatrem:

$$\frac{q_{Rd}}{w_{s,ult}} = \frac{7486}{1026} = 7.30 > 1.0$$

Maksymalny moment przęsłowy:

$$\frac{M_{b,Rd}}{M_{Ed,s}} = \frac{574}{289} = 1.99 > 1.0$$

Nośność łączników należy sprawdzić zgodnie z zaleceniami §8 normy [2].

Warunek interakcji M-V nie jest weryfikowany ponieważ podpora pośrednia zachowuje się jak przegub (Rys. 1.7).

7.5. Stan graniczny użyteczności

7.5.1. Obciążenia i ugięcia

Przy parciu wiatru:

Obciążenia wiatrem:

$$w_{p,ser} = [0.7 - (-0.3)] \cdot 456 = 456 \text{ N/m}^2$$

Maksymalne ugięcie:

$$\delta_p = \frac{456 \times 1.500^4}{192 \times 210000 \times 45149 \cdot 10^{-6}} = 1.3 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

Przy ssaniu wiatru:

Obciążenie wiatrem:

$$w_{s,ser} = (-1.2 - 0.3) \cdot 456 = -684 \text{ N/m}^2$$

Maksymalne ugięcie:

$$\delta_s = \frac{684 \times 1.500^4}{192 \times 210000 \times 43985 \cdot 10^{-6}} = 2.0 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

7.5.2. Weryfikacja

Przy parciu wiatru:

Maksymalne ugięcie:

$$\delta_p = 1.3 \cdot 10^{-3} \text{ m} < \frac{1.500}{200} = 7.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

Przy ssaniu wiatru:

Obciążenie wiatrem:

$$\frac{q_{Rd}}{w_{s,ult}} = \frac{7486}{684} = 10.94 > 1.0$$

Maksymalne ugięcie:

$$\delta_s = 2.0 \cdot 10^{-3} \text{ m} < \frac{1.500}{200} = 7.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

7.6. Weryfikacja numeryczna

Procedura numeryczna wykorzystana w tym kroku obliczeniowym została napisana w programie Excel i jest dostępna na portalu internetowym programu GRISPE PLUS (www.grispeplus.eu). W tabeli prezentowanej poniżej porównano wartości odpowiadających sobie nośności, tych uzyskanych z konwencjonalnych obliczeń ręcznych prowadzonych w oparciu o standardową procedurę omawianą w niniejszej instrukcji z tymi, które otrzymano na podstawie przywołanych wcześniej obliczeń numerycznych.

Wartość	Obliczenia ręczne	Obliczenia numeryczne
q_{Rd} N/m^2	7486	7486
$M_{c,Rd}$ $N \cdot m/m$	802	797
$M_{b,Rd}$ $N \cdot m/m$	574	567
$R_{w,Rd}$ N/m	7716	7716

Można uznać, że odnotowane różnice ilościowe są wynikiem błędów zaokrąglenia poczynionych w pośrednich krokach obliczeniowych.

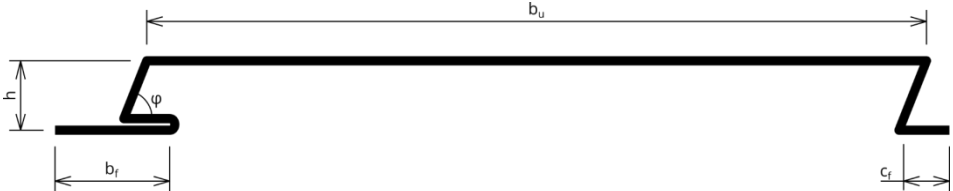
ZESTAWIENIE RYSUNKÓW ZAMIESZCZONYCH W INSTRUKCJI

Rys. 0.1 Geometria stalowych profili paneli linearnych rozważanych w instrukcji	7
Rys. 1.1 Profil ze złączem typu szewron	8
Rys. 1.2 Profil ze złączem typu clip	8
Rys. 1.3 Różne kształty zamka stosowane dotychczas przy łączeniu stalowych cienkościennych paneli linearnych	8
Rys. 1.4 Stopniowa dyslokacja okładzin łączonych w zamku obserwowana w testach pod obciążeniem symulującym ssanie wiatru.....	9
Rys. 1.5 Okładzina badana w teście zginania pojedynczego przęsła prowadzonym w komorze próżniowej (przyłożone obciążenie symuluje parcie wiatru).....	10
Rys. 1.6 Oczekiwane zachowanie się okładziny w teście zginania elementu dwuprzęsłowego.....	10
Rys. 1.7 Obserwowane zachowanie się okładziny w teście zginania elementu dwuprzęsłowego.....	10
Rys. 1.8 Zniszczenie okładziny przez lokalne wyboczenie ścianek profilu w prowadzonym w komorze próżniowej teście zginania pojedynczego przęsła pod obciążeniem symulującym ssanie wiatru.	111
Rys. 1.9 Zniszczenie okładziny badanej w komorze próżniowej w teście zginania elementu dwuprzęsłowego poddanego symulowanemu ssaniu wiatru zrealizowane przez wzajemną dyslokację profili łączonych w zamku.	122
Rys. 5.1 Położenie osi ciężkości profilu okładziny uwzględniającego jedynie efektywną część ściskanego szerokiego pasa tego profilu	155
Rys. 5.2 Położenie osi ciężkości efektywnego przekroju profilu rozpatrywanej okładziny.....	15
Rys. 5.3 Położenie osi ciężkości profilu okładziny w przypadku gdy szeroki pas tego profilu jest rozciągany	166
Rys. 5.4 Położenie osi ciężkości profilu okładziny z rozciągającym szerokim pasem, uwzględniające efektywne szerokości wszystkich pasów	166
Rys. 5.5 Położenie osi ciężkości przekroju efektywnego rozpatrywanego profilu okładziny.....	177
Rys. 7.1 Wymiary budynku rozważanego w przykładzie.....	199
Rys. 7.2 Schemat statyczny rozpatrywanej okładziny.....	199
Rys. 7.3 Geometria profilu okładziny analizowanej w przykładzie.....	20
Rys. 7.4 Obliczenie wymiaru z_c (szeroki pas profilu jest ściskany).....	21
Rys. 7.5 Obliczenie wymiaru e_0 (szeroki pas profilu jest rozciągany).....	23
Rys. 7.6 Obliczenie wartości z_c (szeroki pas profilu jest rozciągany).....	24

BIBLIOGRAFIA

- [1] CEN, EN 14782:2006 – Self-supporting metal sheet for roofing, external cladding and internal lining - Product specification and requirements, Brussels, 2006.
- [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] C. FAUTH, GRISPE – WP4: Calculation method for cladding systems – D 4.3 Test report, 2016.
- [4] M. BLANC, GRISPE – WP4: Calculation method for cladding systems – D4.4 Test analysis and interpretation, 2016.
- [5] CEN, EN 1990:2002 – Eurocode – Basis of structural design, Brussels, 2002.
- [6] CEN, EN 1990:2002/A1:2005 – Eurocode – Basis of structural design – Amendment A1, Brussels, 2005.
- [7] CEN, EN 1991-1-1:2002 – Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-1: General actions - Densities, self-weight, imposed loads for buildings, Brussels, 2002.
- [8] CEN, EN 1991-1-4:2005 – Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-4: General actions - Wind actions.
- [9] CEN, EN 1991-1-4:2005/A1:2010 – Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-4: General actions - Wind actions – 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.
- [12] CEN, EN 1993-1-5:2006 – Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: General rules - Plated structural elements, Brussels, 2006.
- [13] CEN, EN 1993-1-5:2006/A1:2017 – Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: General rules - Plated structural elements – Amendment A1.

ANNEX: PROJEKT UZPEŁNIENIA EUROKODU PRZESŁANY DO CEN

AM-1-3-2013-60	
Temat	Cienkościenne panele linearne
Paragraf No./ Podpunkt No./ Aneks	Paragraf 6.1.7.3 (5), Rozdział 10.2
Powód zgłoszenia uzupełnienia	Linearne panele okładzin stalowych są często stosowane w praktyce ale w normie EN 1993-1-3 nie podano informacji co do procedur projektowania tego typu profili.
Proponowana zmiana	<p>Obecna postać paragrafu 6.1.7.3 (5) stanowi:</p> <p>(5) The value of the coefficient α should be obtained from the following:</p> <p>a) for Category 1:</p> <ul style="list-style-type: none"> - for sheeting profiles: $\alpha = 0,075$... (6.20a) - for liner trays and hat sections: $\alpha = 0,057$... (6.20b) <p>b) for Category 2:</p> <ul style="list-style-type: none"> - for sheeting profiles: $\alpha = 0,15$... (6.20c) - for liner trays and hat sections: $\alpha = 0,115$... (6.20d) <p>Zamienić obecny paragraf na następujący:</p> <p>(5) Wartość współczynnika α powinna być wyznaczana w sposób następujący:</p> <p>a) dla kategorii 1 :</p> <ul style="list-style-type: none"> - dla arkuszy blachy: $\alpha = 0,075$... (6.20a) - dla kaset i profili kapeluszowych: $\alpha = 0,057$... (6.20b) - dla paneli linearnych: $\alpha = 0,115$... (6.20c) <p>b) dla kategorii 2:</p> <ul style="list-style-type: none"> - dla arkuszy blachy: $\alpha = 0,15$... (6.20d) - dla kaset i profili kapeluszowych: $\alpha = 0,115$... (6.20e) - dla paneli linearnych: $\alpha = 0,115$... (6.20f) <p>Obecny tytuł rozdziału 10.2 jest następujący: 10.2 Liner trays restrained by sheeting</p> <p>Zamienić obecny tytuł na następujący: 10.2 Liner trays restrained by sheeting and plank profiles</p> <p>Dodać następujące zdanie i rysunek do paragrafu 10.2.1 (1): Linearne panele okładzin stalowych powinny być profilami cienkościnnymi o kształcie dużego ceownika z dwoma środnikami i płaskim szerokim pasem. Złącze stanowiące część zamka może być wykonane jako złącze typu clip lub typu szewron, jak to pokazano na Rys. 10.10.</p> 



Rys. 10.10: Typowa geometria paneli liniowych okładzin stalowych

Przenumerać pozostałe rysunki

Obecna postać paragrafu 10.2.1 (2) stanowi:

(2) The resistance of the webs of liner trays to shear forces and to local transverse forces should be obtained using 6.1.5 to 6.1.11, but using the value of $M_{c,Rd}$ given by (3) or (4).

Zamienić paragraf 10.2.1 (2) na następujący:

(2) Nośność środników kaset i paneli liniowych na siły ścinające i na lokalne siły poprzeczne powinna być wyznaczana na podstawie 6.1.5 do 6.1.11, ale z użyciem wartości $M_{c,Rd}$ danej w (3) lub (4).

Dodać do obecnego paragrafu 10.2.1 (3):

Nośność na zginanie $M_{c,Rd}$ profilu panelu liniowego może być wyznaczona na podstawie 10.2.2 pod warunkiem że wymiary geometryczne tego profilu mieszczą się w granicach zestawionych w Tabeli 10.7.

Tabela 10.7: Zakres ważności wymiarów profilu stalowego panelu liniowego upoważniającej do stosowania rozważanej procedury obliczeniowej

$0,75 \text{ mm} \leq$	t_{nom}	$\leq 1 \text{ mm}$
	b_f	$\leq 40 \text{ mm}$
$25 \text{ mm} \leq$	h	$\leq 30 \text{ mm}$
	b_u	$\leq 300 \text{ mm}$
	φ	$\leq 60^\circ$
$11 \text{ mm} \leq$	c_f	

Obecny paragraf 10.2.1 (4) stanowi:

(4) Alternatively the moment resistance of a liner tray may be determined by testing provided that it is ensured that the local behaviour of the liner tray is not affected by the testing equipment.

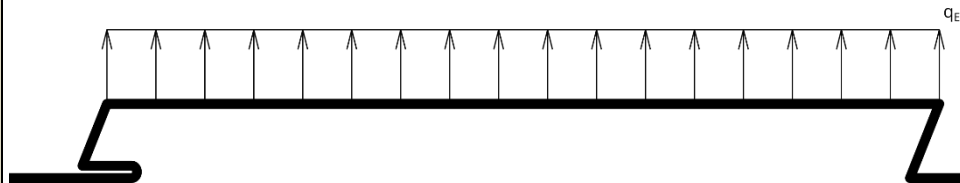
Zamienić paragraf 10.2.1 (4) na następujący:

(2) Alternatywnie, nośność na zginanie profilu kasety lub też profilu panelu liniowego okładziny może być wyznaczona eksperymentalnie, pod warunkiem zapewnienia że urządzenie testujące nie będzie miało wpływu na lokalne zachowanie badanej kasety lub też badanego panelu liniowego okładziny.

Dodać następujący nowy rozdział:

10.2.3 Brak zagrożenia wystąpieniem wzajemnej dyslokacji paneli liniowych łączonych w zamku szewron-klip.

(1) Dyslokacja elementów paneli liniowych łączonych w zamku typu klip-szewron jest szczególnym sposobem zniszczenia występującym przy obciążeniu ssaniem wiatru.



(2) Aby zabezpieczyć tego typu zamek przed wystąpieniem dyslokacji konieczne jest spełnienie nierówności:

$$q_{Ed} \text{ (kN/m}^2\text{)} \leq q_{Rd} \text{ (kN/m}^2\text{)}$$

(3) Nośność profilu panelu liniowego ze względu na zagrożenie dyslokacją wyznacza się

	<p>z zależności:</p> $q_{Rd} = \frac{0,8 \cdot 2 \cdot E \cdot 1000 \cdot t^3 \cdot \delta_{lim}}{b_u \cdot \left(12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot \sqrt{\left(\frac{2 \cdot b_f^3}{3}\right)^2 + \left[b_f \cdot \left(\frac{b_u \cdot h}{3} + \frac{h^2}{2}\right)\right]^2} \right)}$ <p>w której:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Dla złącza typu “klip”: $\delta_{lim} = c_f$ - Dla złącza typu “szewron”: $\delta_{lim} = \frac{h}{2 \cdot \tan \varphi}$
Dodatkowe informacje	D4.5 – Background guidance for EN 1993-1-3 Autorzy propozycji M. Blanc, T. Renaux, D. Izabel