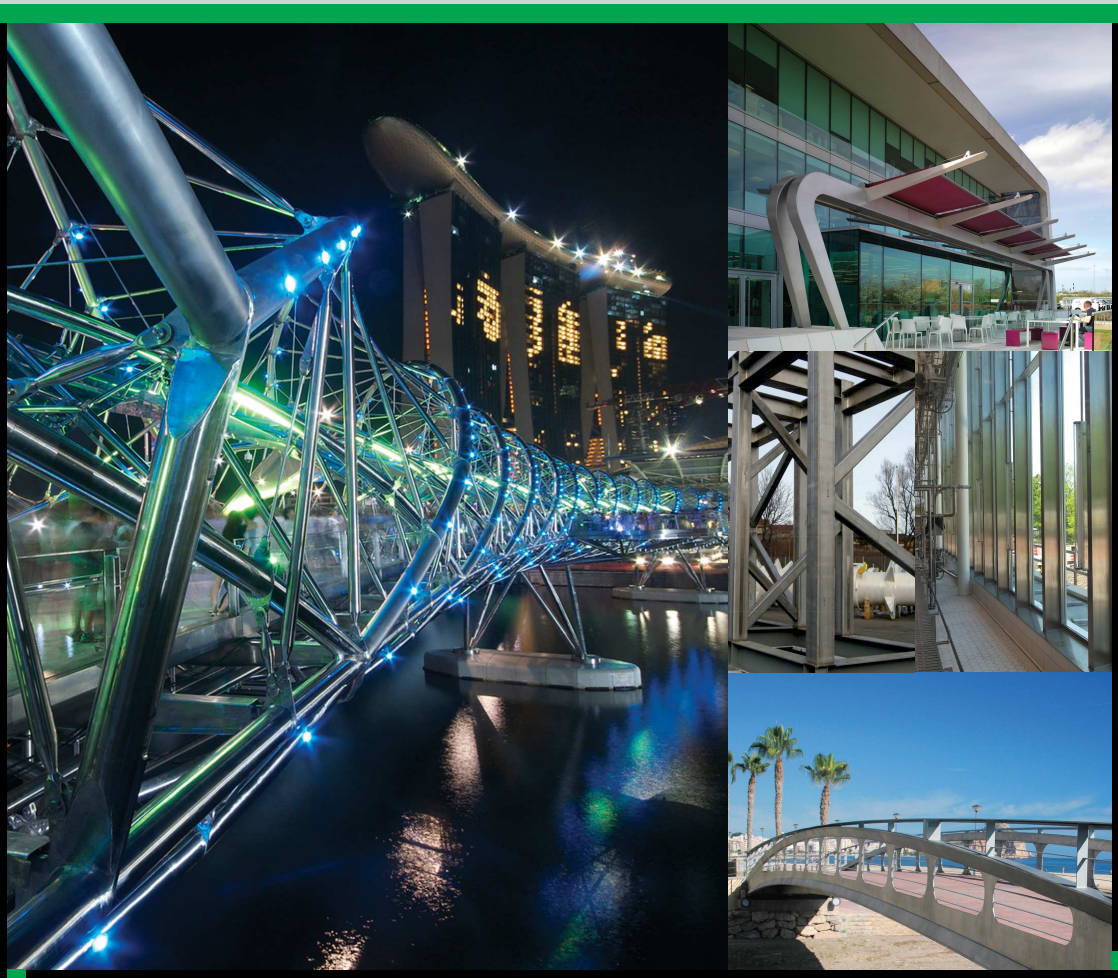
PODRĘCZNIK PROJEKTOWANIA KONSTRUKCJI ZE STALI NIERDZEWNYCH

WYDANIE CZWARTE

PODRĘCZNIK PROJEKTOWANIA KONSTRUKCJI ZE STALI NIERDZEWNYCH



OFICYNA WYDAWNICZA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Rzeszów 2017

Wydano za zgodą Rektora

Polska wersja Podręcznika projektowania konstrukcji ze stali nierdzewnych
Niniejsza wersja jest dokładnym tłumaczeniem podręcznika
Design Manual for Structural Stainless Steel, 4th Edition, SCI 2017.

Tłumaczenie
Edyta BERNATOWSKA, Lidia BUDA-OŻÓG, Aleksander DUDA,
Agnieszka GŁUSZKO, Marcin GÓRSKI, Wiesław KUBISZYN,
Angelika RACZAK, Lucjan ŚLĘCZKA

Weryfikacja
Zbigniew BRYTAN

Redakcja naukowa
Aleksander KOZŁOWSKI

Korekta wydawnicza
Marzena TARAŁA

Przygotowanie matryc
Marcin GÓRSKI
Mariusz TENDERA

Projekt okładki
Joanna MIKUŁA

Podręcznik

stal nierdzewna, konstrukcje, zasady projektowania

Dodatkowe informacje – s. 275.

© Copyright by Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2017

ISBN 978-1-85942-230-4

Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

Nakład 100 egz. Ark. wyd. 12,75. Ark. druk. 17,18. Papier offset. 80g B1.
Oddano do druku w sierpniu 2017 r. Wydrukowano we wrześniu 2017 r.
Drukarnia Oficyny Wydawniczej Politechniki Rzeszowskiej, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów
Zam. nr 123/17

SPIS TREŚCI

PRZEDMOWA 7

PODZIĘKOWANIA 10

WSTĘP 11

CZĘŚĆ I – ZALECENIA PROJEKTOWE

1. WPROWADZENIE 15
   1.1. Czym jest stal nierdzewna? 15
   1.2. Stale nierdzewne odpowiednie do zastosowań konstrukcyjnych 17
   1.3. Zastosowanie stali nierdzewnej w branży budowlanej 20
   1.4. Zakres podręcznika 21
   1.5. Symbole 21
   1.6. Oznaczenia osi elementu 24
   1.7. Jednostki 24

2. WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE STALI NIERDZEWNYCH 26
   2.1. Charakterystyka naprężenie–odkształcenie 26
   2.2. Czynniki wpływające na przebieg krzywej naprężenie–odkształcenie 28
   2.3. Normy stosowane do identyfikacji stali nierdzewnych oraz ich wytrzymałość obliczeniowa 30
   2.4. Właściwości fizyczne 40
   2.5. Wpływ temperatury 42
   2.6. Cynkowanie i kontakt z roztopionym cynkiem 42
   2.7. Dostępność wyrobów 43
   2.8. Koszty cyklu życia i oddziaływanie na środowisko 46

3. TRWAŁOŚĆ I DOBÓR MATERIAŁÓW 48
   3.1. Wstęp 48
   3.2. Rodzaje korozji i właściwości gatunków stali nierdzewnych 49
   3.3. Korozja w wybranych środowiskach 53
   3.4. Projektowanie ze względu na korozję 56
   3.5. Dobór materiału 58

4. PODSTAWY PROJEKTOWANIA 65
   4.1. Podstawowe wymagania 65
   4.2. Stany graniczne 65
   4.3. Obciążenia 66

5. NOŚNOŚĆ PRZEKROJÓW 67
   5.1. Postanowienia ogólne 67
   5.2. Maksymalne stosunki szerokości do grubości 67
   5.3. Klasyfikacja przekrojów 67
   5.4. Szerokości współpracujące 72

5.5. Elementy usztywnione ... 76
5.6. Obliczanie cech geometrycznych przekroju ... 80
5.7. Nośność przekrojów ... 83

6. PROJEKTOWANIE PRĘTÓW ... 88
6.1. Wstęp ... 88
6.2. Pręty rozciągane ... 88
6.3. Pręty ściskane ... 89
6.4. Pręty zginane ... 93
6.5. Elementy zginane i poddane działaniu siły osiowej ... 106

7. PROJEKTOWANIE WĘZŁÓW ... 109
7.1. Wymagania ogólne ... 109
7.2. Połączenia śrubowe ... 111
7.3. Łączniki mechaniczne blach profilowanych na zimno ... 118
7.4. Połączenia spawane ... 118

8. PROJEKTOWANIE Z UWAGI NA WARUNKI POŻAROWE ... 124
8.1. Postanowienia ogólne ... 124
8.2. Właściwości mechaniczne w podwyższonej temperaturze ... 125
8.3. Obliczanie nośności pożarowej konstrukcji ... 129
8.4. Właściwości termiczne w podwyższonej temperaturze ... 137
8.5. Modelowanie materiału w podwyższonych temperaturach ... 139

9. ZMĘCZENIE ... 141

10. BADANIA ... 143
10.1. Postanowienia ogólne ... 143
10.2. Wyznaczanie wykresu zależności naprężenie–odkształcenie ... 143
10.3. Badania elementów ... 144

11. ZAGADNIENIA WYTWARZANIA ... 145
11.1. Wstęp ... 145
11.2. Wykonanie konstrukcji stalowych i aluminiowych według EN 1090 ... 146
11.3. Klasa wykonania ... 146
11.4. Składowanie i transport ... 147
11.5. Procesy kształtowania ... 149
11.6. Spawanie ... 151
11.7. Zacieranie i zapieczenie ... 158
11.8. Wykończenia ... 159

ZAŁĄCZNIK A. Zależności pomiędzy oznaczeniami stali nierdzewnych ... 161
ZAŁĄCZNIK B. Wzrost wytrzymałości przekrojów poddanych walcowaniu na zimno ... 163
ZAŁĄCZNIK C. Modelowanie charakterystyki materiału ... 166
ZAŁĄCZNIK D. Metoda CSM (Continuous Strength Method) ... 170
ZAŁĄCZNIK E. Sprężysty moment krytyczny przy zwichrzeniu ... 177

CZĘŚĆ II – PRZYKŁADY OBLICZENIOWE

WPROWADZENIE DO PRZYKŁADÓW OBLICZENIOWYCH 183
Przykład obliczeniowy 1. Słup o przekroju kołowym 185
Przykład obliczeniowy 2. Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie..... 187
Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej 191
Przykład obliczeniowy 4. Wytrzymałość zmęczeniowa spawanego węzła kształtownika rurowego 199
Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane 201
Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe 209
Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego 215
Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione 221
Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem 227
Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia..... 235
Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno 243
Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu..... 252
Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur..... 261
Przykład obliczeniowy 14. Określenie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności przekroju formowanego na zimno 270
Przykład obliczeniowy 15. Projektowanie przekroju z wykorzystaniem metody CSM. 273

Przedmowa do wydania czwartego

Niniejsze wydanie czwarte *Podręcznika projektowania* zostało przygotowane przez Nancy Baddoo ze Steel Construction Institute w ramach projektu Funduszu Badawczego Węgla i Stali *Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych* (PUREST) (grant 709600).

W niniejszej wersji poddano gruntownej korekcie wydanie trzecie oraz wprowadzono uaktualnienia, takie jak:

- uwzględnienie poprawki do PN-EN 1993-1-4 z 2015 r.,
- włączenie ferrytycznych stali nierdzewnych, na podstawie pracy *Zastosowania konstrukcyjne ferrytycznych stali nierdzewnych* (SAFSS), projekt (RFSR-CT-2010-00026),
- dodanie nowych danych dotyczących termicznych i mechanicznych właściwości stali nierdzewnych w sytuacji pożarowej,
- uaktualnienie danych, zasad projektowania i odnośników do aktualnych wersji norm europejskich, z uwzględnieniem PN-EN 10088, 1993 oraz PN-EN 1090,
- dodanie załącznika dotyczącego modelowania materiałów,
- dodanie załącznika zawierającego metodę obliczania zwiększenia wytrzymałości stali w wyniku obróbki plastycznej na zimno,
- dodanie załącznika zawierającego mniej konserwatywne zasady projektowania, pozwalające wykorzystać zjawisko wzmocnienia materiału z zastosowaniem metody *Continuous Strength Method* (CSM).

Organizacje uczestniczące w projekcie PUREST:

The Steel Construction Institute (SCI)
(koordynator)
Silwood Park, Ascot, SL5 7QN, Wielka Brytania,
www.steel-sci.com

Universitat Politècnica de Catalunya (UPC)
Calle Jordi Girona 31, Barcelona 08034
Hiszpania
www.upc.edu

Universität Duisburg-Essen (UDE)
Universitätsstraße 2, Essen 45141,
Niemcy
www.uni-due.de

Katholieke Universiteit Leuven (KU Leuven)
Oude Markt 13, Leuven 3000, Belgia
www.kuleuven.be

Centro Sviluppo Materiali S.p.A (CSM)
Via Di Castel Romano 100, Rome 00128,
Włochy
www.c-s-m.it

Stalbyggnadinstitutet (SBI)
Kungsträdgårdsgatan 10,
111 47 Stockholm, Szwecja
www.sbi.se

Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza (PRz)
al. Powstańców Warszawy 12, Rzeszów, 35 959, Poland
www.prz.edu.pl

Imperial College of Science Technology and Medicine
South Kensington Campus Exhibition Road, London, SW7 2AZ, Wielka Brytania
www.imperial.ac.uk

Teräsrakenneyhdistys ry
Unioninkatu 14 3 krs, Helsinki 00130, Finlandia
www.terasrakenneyhdistys.fi

České vysoké učení technické v Praze (CVUT)
Zikova 4, Praha 16636, Czechy
www.cvut.cz

Universidade de Coimbra
Paço das Escolas, Coimbra, 3001 451, Portugalia
www.uc.pt

OneSource Consultoria Informática
Urbanizaçao Ferreira Jorge - 1° dto Lote 14, Coimbra 3040 016, Portugalia
www.onesource.pt

Lista osób, które miały znaczący wkład w przygotowanie niniejszego wydania czwartego:

- Sheida Afshan (Brunel University London, Wielka Brytania),
- Itsaso Arrayago (Universitat Politècnica de Catalunya, Hiszpania),
- Leroy Gardner (Imperial College London, Wielka Brytania),
- Graham Gedge (Arup, Wielka Brytania),
- Michal Jandera (Czech Technical University of Prague, Czechy),
- Esther Real (Universitat Politècnica de Catalunya, Hiszpania),
- Barbara Rossi (KU Leuven, Belgia),
- Natalie Stranghöner (Universität Duisberg-Essen, Niemcy),
- Ou Zhao (Nanyang Technological University, Singapur).

Przedmowa do wydania trzeciego

Wydanie trzecie *Podręcznika projektowania* zostało przygotowane przez Steel Construction Institute jako rezultat Projektu Funduszu Badawczego Węgla i Stali – *Valorisation Project – Structural design of cold worked austenitic stainless steel* (umowa RFS2-CT-2005-00036). Zawartość wydania drugiego poddano gruntownej korekcie i uaktualniono o wszystkie odniesienia do wersji roboczych Eurokodów oraz rozszerzono jego zakres o gięte na zimno austenityczne stale nierdzewne. Wydanie trzecie nawiązuje do odpowiednich części PN-EN 1990, PN-EN 1991 oraz PN-EN 1993. Uaktualniono przeciwpożarowe projektowanie konstrukcji w rozdz. 8., a także dodano nowe rozdziały dotyczące trwałości stali nierdzewnej w gruncie oraz kosztów cyklu życia konstrukcji. Dodano trzy nowe przykłady obliczeniowe dotyczące stali nierdzewnych formowanych na zimno. Prace były nadzorowane przez komitet wykonawczy projektu, obejmujący reprezentantów wszystkich partnerów i organizacji sponsorskich, wno-

szących wkład do rozwoju *Podręcznika projektowania*. W przygotowaniu wydania trzeciego uczestniczyły następujące organizacje:

- The Steel Construction Institute (SCI) (koordynator projektu),
- Centro Sviluppo Materiali (CSM),
- CUST, Blaise Pascal University,
- Euro Inox,
- RWTH Aachen, Institute of Steel Construction,
- VTT Technical Research Centre of Finland,
- The Swedish Institute of Steel Construction (SBI),
- Universitat Politècnica de Catalunya (UPC).

Przedmowa do wydania drugiego

Niniejszy *Podręcznik projektowania* został przygotowany przez Steel Construction Institute w ramach finansowanego przez Europejską Wspólnotę Węgla i Stali (ECSC) projektu *Valorisation Project – Development of the use of stainless steel in construction* (umowa 7215-PP-056). Jest to uaktualnienie *Podręcznika projektowania konstrukcji ze stali nierdzewnej*, który został przygotowany przez Steel Construction Institute w latach 1989-1992 i wydany przez Euro Inox w 1994 r. Niniejsze nowe wydanie uwzględnia rozwój w opisie i rozumieniu strukturalnego zachowania stali nierdzewnych, jaki miał miejsce na przestrzeni ostatnich 10 lat. W szczególności zaś uwzględnia nowe wytyczne projektowania z niedawno zakończonego projektu finansowanego przez ECSC, o nazwie *Development of the use of stainless steel in construction* (umowa 7210-SA/842), dzięki czemu rozszerzono zakres podręcznika o zamknięte przekroje okrągłe i projektowanie przeciwpożarowe. W ciągu ostatnich 10 lat wydano ogromną liczbę norm europejskich dotyczących stali nierdzewnych z zakresu materiałów, łączników, wytwarzania, budowania, spawania itp. Podręcznik został zaktualizowany, aby nawiązywać do obecnych norm i zapisów w tychże normach.

PODZIĘKOWANIA

Podziękowania dla wymienionych niżej organizacji za finansowe wsparcie niniejszego wydania *Podręcznika projektowania*:

- Fundusz Badawczy Węgla i Stali,
- Outokumpu,
- Aperam,
- Industeel,
- AcerInox,
- Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração (CBMM),
- Nickel Institute,
- Stalatube.

WSTĘP

Niniejszy *Podręcznik projektowania* został przygotowany jako poradnik dla inżynierów z doświadczeniem w projektowaniu konstrukcji ze stali węglowych, ale niekoniecznie ze stali nierdzewnych. W żadnym wypadku nie posiada statusu prawnego i nie zwalnia inżyniera z odpowiedzialności za zapewnienie bezpiecznej i funkcjonalnej konstrukcji.

Podręcznik podzielono na dwie części:

- Część I – Zalecenia projektowe,
- Część II – Przykłady obliczeniowe.

Zalecenia projektowe w Części I opierają się na filozofii stanów granicznych i generalnie są zgodne z aktualnymi wersjami następujących części Eurokodu 3 *Projektowanie konstrukcji stalowych:*

PN-EN 1993-1-1	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Reguły ogólne i reguły dla budynków*
PN-EN 1993-1-2	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Obliczanie konstrukcji z uwagi na warunki pożarowe*
PN-EN 1993-1-3	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Reguły uzupełniające dla konstrukcji z kształtowników i blach profilowanych na zimno*
PN-EN 1993-1-4	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Reguły uzupełniające dla konstrukcji ze stali nierdzewnej*
PN-EN 1993-1-5	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Blachownice*
PN-EN 1993-1-8	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Projektowanie węzłów*
PN-EN 1993-1-9	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Zmęczenie*
PN-EN 1993-1-10	*Projektowanie konstrukcji stalowych: Dobór stali ze względu na odporność na kruche pękanie*

Eurokod 3 jest obecnie poprawiany, a nowe wersje jego poszczególnych części, w tym PN-EN 1993-1-4, będą opublikowane około 2023 r. W niektórych przypadkach *Podręcznik projektowania* zawiera nowe zasady lub podstawy projektowania, które prawdopodobnie zostaną uwzględnione w następnej edycji PN-EN 1993-1-4. Różnice pomiędzy nowymi a obecnymi zasadami zawartymi w PN-EN 1993-1-4:2015 wyjaśniono w podręczniku w postaci tekstu na szarym tle.

Niniejszy *Podręcznik projektowania* wykorzystuje zalecane wartości poszczególnych współczynników. Niektóre z tych wartości mogą być indywidualnie ustalane dla danego kraju w załącznikach krajowych.

Część II *Podręcznika projektowania* ukazuje praktyczne wykorzystanie Zaleceń projektowych z Części I. System odnośników w Przykładach obliczeniowych odsyła do odpowiednich procedur w Części I.

Zalecenia projektowe oraz Przykłady obliczeniowe są dostępne online na stronie www.steel-stainless.org/designmanual oraz w Steelbiz – systemie informacji technicznej SCI (www.steelbiz.org). Na wspomnianych stronach są również dostępne Komentarze do Zaleceń projektowych, zawierające pełny zestaw odnośników do literatury. Celem Komentarzy jest umożliwienie projektantowi samodzielnego zapoznania się z podstawami zaleceń projektowych i ich oceny teoretycznej, a także pomoc w przyswojeniu systematycznie wprowadzanych zmian. Komentarze pozwalają również zaprezentować wyniki różnych programów badań doświadczalnych leżących u podstaw założeń niniejszego *Podręcznika projektowania*.

Na stronie www.steel-stainless.org/designmanual są również dostępne: oprogramowanie oraz aplikacje mobilne służące do projektowania. Pozwalają one obliczać parametry przekrojów oraz nośności elementów wykonanych z przekrojów standardowych bądź zdefiniowanych przez użytkownika, zgodnie z wytycznymi projektowania zawartymi w niniejszym *Podręczniku projektowania*.

Zalecenia projektowe prezentowane w niniejszym podręczniku opierają się na najlepszej wiedzy, jaka była dostępna w momencie jego publikacji. Jednak ani partnerzy projektu, ani inne osoby zaangażowane w jego przygotowanie nie biorą żadnej odpowiedzialności za ewentualne urazy, zgony, straty, zniszczenia lub opóźnienia wynikłe ze stosowania ww. zaleceń.

CZĘŚĆ I – ZALECENIA PROJEKTOWE

1. WPROWADZENIE

1.1. Czym jest stal nierdzewna?

Stale nierdzewne wraz ze stalami żaroodpornymi i żarowytrzymałymi stanowią grupę stali odpornych na korozję, zawierających minimum 10,5% chromu. Tak jak w konstrukcjach inżynierskich, w których są stosowane stale węglowe spełniające różne wymagania co do wytrzymałości, spawalności i odporności na kruche pękanie, tak i w przypadku stali nierdzewnych istnieje wiele jej rodzajów o różnym stopniu wytrzymałości i odporności na korozję. Ta rozpiętość właściwości stali nierdzewnych jest wynikiem kontrolowanego dodatku pierwiastków stopowych, wpływających na właściwości mechaniczne i odporność na różne środowiska korozyjne. Istotny jest prawidłowy dobór stali nierdzewnej odpowiedniej do zastosowania, tak aby nie była niepotrzebnie wysokostopowa i co za tym idzie – kosztowna.

Dzięki zawartości chromu powyżej 10,5% i wystawieniu czystej powierzchni stali na działanie powietrza lub innego środowiska utleniającego, na powierzchni stali nierdzewnej samorzutnie powstaje przejrzysta, ściśle przylegająca warstwa tlenków bogatych w chrom. Jeśli zostanie ona uszkodzona w wyniku zarysowania lub nacięcia, natychmiast odbudowuje się w obecności tlenu z powietrza lub wody. Mimo że jest bardzo cienka (około 5×10^{-6} mm), jest zarówno stabilna, nieporowata, jak i nieprzepuszczalna. Z tego też powodu jest ona nazywana warstwą pasywną. Stabilność warstwy pasywnej zależy od składu stali nierdzewnej, wykończenia jej powierzchni oraz stopnia korozyjności środowiska. Jej trwałość zwiększa się wraz ze wzrostem zawartości chromu i może być jeszcze zwiększona przez dodatki stopowe molibdenu i azotu.

Stale nierdzewne można zaklasyfikować do wymienionych dalej pięciu podstawowych grup, z których każda posiada wyjątkowe właściwości oraz wiele różnych poziomów odporności na korozję.

Austenityczne stale nierdzewne

Najszerzej stosowane austenityczne stale nierdzewne zawierają od 17 do 18% chromu i od 8 do 11% dodatku niklu. W porównaniu z konstrukcyjnymi stalami węglowymi, które wykazują strukturę krystaliczną o sieci regularnej przestrzennie centrowanej (ferryt), austenityczne stale nierdzewne mają sieć krystaliczną regularną ściennie centrowaną. W rezultacie stale austenityczne oprócz odporności na korozję mają wysoką ciągliwość, są łatwo formowalne na zimno i łatwo spawalne. W porównaniu z konstrukcyjną stalą węglową mają znacznie lepszą wytrzymałość w szerokim zakresie temperatury. Mogą być

umocnione przez obróbkę plastyczną na zimno, ale nie za pomocą obróbki cieplnej. Ich odporność na korozję można dodatkowo zwiększyć, podwyższając stężenie chromu oraz dodatek molibdenu i azotu. Ten typ stali jest zdecydowanie najczęściej stosowany w budownictwie – w stalowych konstrukcjach budowlanych.

Ferrytyczne stale nierdzewne

Zawartość chromu w najbardziej popularnych ferrytycznych stalach nierdzewnych waha się pomiędzy 10,5 a 18%. Zawartość niklu jest bardzo niska lub bliska zeru. Ich sieć krystaliczna jest taka sama jak w stalach węglowych konstrukcyjnych – regularna przestrzennie centrowana. Stal ferrytyczna jest tańsza niż jej austenityczny odpowiednik o równoważnej odporności na korozję. Wykazuje także mniejszą zmienność ceny. Na ogół jest ona mniej ciągliwa, mniej plastyczna i mniej spawalna niż stal austenityczna. Właściwości formowania i obróbki stali ferrytycznych są podobne do stali węglowej S355. Stale ferrytyczne mogą być umacniane przez przeróbkę plastyczną na zimno, ale do niższego poziomu niż stal austenityczna. Podobnie jak stal austenityczna, stal ferrytyczna nie może być utwardzona przez obróbkę cieplną. Jej typowe zastosowanie to wnętrza i zewnętrzne aplikacje o łagodnych warunkach atmosferycznych. Stal ta charakteryzuje się dobrą odpornością na korozję naprężeniową, a jej ogólna odporność korozyjna może być zwiększona przez dodatek molibdenu. Stale te zapewniają alternatywę o dobrej odporności korozyjnej dla licznych zastosowań cienkościennych elementów ze stali ocynkowanej. Stosowane stale ferrytyczne mają zwykle grubość nieprzekraczającą 4 mm.

Ferrytyczno-austenityczne stale nierdzewne typu duplex

Stale nierdzewne typu duplex posiadają mieszaną mikrostrukturę austenitu i ferrytu i dlatego są czasem określane jako stale ferrytyczno-austenityczne. Zawierają one zwykle od 20 do 26% chromu, od 1 do 8% niklu, 0,05 do 5% molibdenu i od 0,05 do 0,3% azotu. Ponieważ zawierają mniej niklu niż gatunki austenityczne, ich cena wykazuje mniejszą zmienność. Są one mniej więcej dwa razy bardziej wytrzymałe od stali austenitycznych w stanie przesyconym, co umożliwia zmniejszenie wielkości przekroju poprzecznego, a co za tym idzie – zmniejszenie ciężaru. Może być to szczególnie przydatne w zastosowaniach konstrukcyjnych, takich jak mosty lub platformy wiertnicze. Znajdują one zastosowanie w wielu różnych środowiskach korozyjnych. Mimo że stale duplex mają dobrą ciągliwość, ich większa wytrzymałość skutkuje bardziej ograniczoną podatnością na formowanie w porównaniu ze stalą austenityczną. Mogą być one umocnione przez obróbkę plastyczną na zimno, ale nie za pomocą obróbki cieplnej. Mają dobrą spawalność i dobrą odporność na korozję naprężeniową. Stal duplex może być postrzegana jako uzupełnienie stali ferrytycznych, ponieważ jest często stosowana przy dużych grubościach ścianek elementów/kształtowników.

Martenzytyczne stale nierdzewne

Stal martenzytyczna ma strukturę krystaliczną regularną przestrzennie centrowaną, podobną do stali ferrytycznej i węglowej konstrukcyjnej. Ze względu na wysoką zawartość węgla może być jednak utwardzona za pomocą obróbki cieplnej. Martenzytyczne stale nierdzewne są powszechnie stosowane w stanie po hartowaniu i odpuszczaniu, co zapewnia im dużą wytrzymałość, a także odporność na korozję. Są wykorzystywane w zastosowaniach, które wymagają twardości oraz odporności na zużycie i ścieranie, takich jak sztućce, narzędzia chirurgiczne, noże przemysłowe, wykładziny ścierne czy łopatki turbin. Są mniej ciągliwe i bardziej wrażliwe na pękanie niż gatunki ferrytyczne, austenityczne i stale duplex. Chociaż większość stali o strukturze martenzytycznej może być spawana, czasem wymaga to podgrzewania wstępnego i obróbki cieplnej po spawaniu, co może ograniczać ich stosowanie w elementach spawanych.

Umacniane wydzieleniowo stale nierdzewne

Umacniane wydzieleniowo stale nierdzewne mogą być umocnione przez obróbkę cieplną do bardzo dużej wytrzymałości. W zależności od gatunku stali wyróżnia się trzy typy struktury krystalicznej: stale martenzytyczne, półaustenityczne i austenityczne. Stale te zazwyczaj nie są używane do produkcji elementów spawanych. Ich odporność na korozję jest generalnie lepsza niż gatunków martenzytycznych i podobna do austenitycznych, zawierających 18% chromu i 8% niklu. Chociaż najczęściej są używane w przemyśle lotniczym, to stosuje się je również na pręty rozciągane, wały, śruby i do innych zastosowań, tam gdzie jest wymagana wysoka wytrzymałość i umiarkowana odporność na korozję.

Wytyczne dotyczące doboru gatunku w poszczególnych zastosowaniach podano w pkt 3.5.

1.2. Stale nierdzewne odpowiednie do zastosowań konstrukcyjnych

Podręcznik projektowania dotyczy stali nierdzewnych typu duplex, austenitycznych i ferrytycznych, które są najczęściej spotykane w zastosowaniach konstrukcyjnych. Skład chemiczny i wytrzymałość niektórych gatunków właściwych do zastosowań konstrukcyjnych przedstawiono w tabl. 2.1 i 2.2.

W PN-EN 1993-1-4 wymieniono wiele gatunków stali o strukturze austenitycznej, ale dużo mniej o strukturze ferrytycznej. Należy się spodziewać, że zakres stali ferrytycznych objętych PN-EN 1993-1-4 zostanie poszerzony w następnej aktualizacji i będzie obejmował wszystkie gatunki ujęte w tym podręczniku.

Zasady projektowania zawarte w tym podręczniku mogą być również odniesione do innych stali nierdzewnych austenitycznych, typu duplex i ferrytycznych wymienionych w PN-EN 10088 (pkt 4.2). Należy zasięgnąć porady producenta lub konsultanta/eksperta co do trwałości, wytwarzania i spawalności innych gatunków.

Austenityczne stale nierdzewne

Stale austenityczne są na ogół wybierane do zastosowań konstrukcyjnych, które wymagają połączenia dobrej wytrzymałości, odporności na korozję, plastyczności (w tym możliwości gięcia o małych promieniach), doskonałej spawalności (zarówno podczas montażu, jak i w warsztacie), a w przypadku zastosowań sejsmicznych – doskonałego wydłużenia do momentu zerwania/pęknięcia.

Gatunek 1.4301 (powszechnie znany jako 304) i gatunek 1.4307 (304L) są najczęściej stosowanymi standardowymi gatunkami austenitycznymi. Zawierają od 17,5 do 20% chromu i od 8 do 11% niklu. Nadają się do środowiska wiejskiego, miejskiego oraz obszarów przemysłowych o lekkim charakterze atmosfery.

Gatunki 1.4401 (316) oraz 1.4404 (316L) zawierają około 16-18% chromu, od 10 do 14% niklu i dodatek 2-3% molibdenu, który zwiększa odporność na korozję. Dobrze sprawdzają się w obiektach nadmorskich/wodnych i przemysłowych.

UWAGA: „L” w oznaczeniu gatunku wskazuje na wersję o niskiej zawartości węgla, ze zmniejszonym ryzykiem wydzielania się węglików chromu oraz korozji międzykrystalicznej w strefach wpływu ciepła podczas spawania. Zarówno gatunki „L”, jak i stale stabilizowane, takie jak 1.4541 i 1.4571, powinny być w szczególności stosowane do elementów spawanych. Niska zawartość węgla nie wpływa na odporność na korozję poza obszarami spoin. Przy zastosowaniu nowoczesnych metod produkcji komercyjnie produkowane stale o niskiej zawartości węgla są często podwójnie certyfikowane, spełniając wymogi dwóch gatunków (np. 1.4301/1.4307) oraz wymogi wyższej wytrzymałości stali 1.4301 i niższej zawartości węgla stali 1.4307. Nie można tego przyjąć za regułę, jeżeli stosowano starsze technologie produkcji. Z tego względu w dokumentacji projektów, w których wykorzystuje się spawanie, powinna być wyraźnie sprecyzowana niskowęglowa odmiana gatunku.

Gatunek 1.4318 to niskowęglowa stal o wysokiej zawartości azotu, bardzo szybko umacniająca się pod wpływem obróbki plastycznej na zimno. Gatunek ten posiada długą i zadowalającą historię eksploatacji w wagonach kolejowych i jest tak samo odpowiedni do zastosowań motoryzacyjnych, lotniczych czy architektonicznych. Stal 1.4318 ma odporność na korozję podobną do stali 1.4301 i jest najbardziej odpowiednia do zastosowań wymagających większej wytrzymałości niż 1.4301, gdzie potrzebna jest duża ilość tej stali. Gatunek ten zamawia się bezpośrednio w hucie. Projektanci zainteresowani zastosowaniem gatunku 1.4318 powinni sprawdzić jej dostępność u wytwórcy. Cena tego gatun-

ku może być nieco wyższa niż gatunku 1.4301, w zależności od wymaganej ilości.

Gatunki wysokochromowe, zawierające około 20% chromu, są już dostępne i zostaną wprowadzone do PN-EN 10088 w jej przyszłych wersjach. Gatunek 1.4420 to przykład stali o wysokiej zawartości chromu (również azotu), o deklarowanej odporności na korozję podobnej do stali 1.4401. Jest on bardziej wytrzymały niż standardowe gatunki austenityczne (wytrzymałość obliczeniowa około 390 N/mm^2 w porównaniu z 240 N/mm^2) przy jednoczesnym zachowaniu dobrej plastyczności.

Stale nierdzewne duplex

Stale duplex są stosowane tam, gdzie jest wymagana wysoka wytrzymałość, odporność na korozję i(lub) wyższa odporność na korozję szczelinową i naprężeniową. Gatunek 1.4462 to stal typu duplex niezwykle odporna na korozję. Nadaje się do stosowania w agresywnych środowiskach, takich jak środowisko morskie. Coraz częstsze stosowanie stali nierdzewnych do zastosowań konstrukcyjnych doprowadziło do wzrostu popytu na stal duplex i rozwoju nowych gatunków typu lean duplex „oszczędnych". Gatunki te są określane „oszczędnymi" („lean") z powodu zmniejszonej zawartości niklu i molibdenu, co czyni je bardziej opłacalnymi. Gatunki lean duplex mają właściwości mechaniczne porównywalne do stali 1.4462 oraz odporność na korozję porównywalną ze standardowymi gatunkami austenitycznymi, dzięki czemu są odpowiednie do wielu zastosowań lądowych w warunkach narażenia na działanie czynników zewnętrznych. Cztery gatunki stali lean duplex dodano do PN-EN 1993-1-4 w poprawce z 2015 r., gdyż stały się one szerzej dostępne.

Ferrytyczne stale nierdzewne

Dwa „standardowe" gatunki ferrytyczne, które nadają się do zastosowań konstrukcyjnych i są powszechnie dostępne, to 1.4003 – podstawowy gatunek stali nierdzewnej ferrytycznej zawierający około 11% chromu i gatunek 1.4016 – zawierający około 16,5% chromu, o większej odporności na korozję niż 1.4003. Spawanie gatunku 1.4016 znacznie zmniejsza jego odporność korozyjną i udarność.

Nowoczesne stabilizowane gatunki ferrytyczne, na przykład 1.4509 i 1.4521, zawierają dodatkowe pierwiastki stopowe, takie jak niob i tytan, co prowadzi do znacznej poprawy spawalności i podatności na kształtowanie. Gatunek 1.4521 zawiera 2% molibdenu, który poprawia odporność na korozję wżerową i szczelinową w środowiskach zawierających chlorki (ma odporność na korozję wżerową podobną do odporności gatunku 1.4401). Gatunek 1.4621 jest niedawno opracowanym typem stali ferrytycznej, zawierającym około 20% chromu, o ulepszonej możliwości polerowania w porównaniu z gatunkami 1.4509 czy 1.4521.

1.3. Zastosowanie stali nierdzewnej w branży budowlanej

Stale nierdzewne są wykorzystane w konstrukcjach budowlanych od czasu, gdy zostały wynalezione (ponad sto lat temu). Są atrakcyjne i wysoce odporne na korozję, mają dobrą wytrzymałość, udarność, odporność na kruche pękanie oraz wytrzymałość zmęczeniową, w połączeniu z niskimi wymaganiami konserwacyjnymi. Stale nierdzewne mogą być wytwarzane przy użyciu szerokiej gamy powszechnie dostępnych technik inżynieryjnych i w pełni nadają się do recyklingu po zakończeniu ich użytkowania. Stal nierdzewna jest materiałem stosowanym zazwyczaj w agresywnych środowiskach, np. w konstrukcjach sąsiadujących ze słoną wodą, usytuowanych na wybrzeżach, narażonych na sole do odladzania lub w silnie zanieczyszczonych miejscach.

Wysoka plastyczność stali nierdzewnej jest użyteczną właściwością w sytuacjach, w których jest wymagana odporność na obciążenia sejsmiczne, gdyż umożliwia większe rozpraszanie energii. Zastosowania sejsmiczne są jednak poza zakresem niniejszego podręcznika.

Typowe zastosowania gatunków austenitycznych i duplex obejmują:

- belki, słupy, platformy (pomosty) i podpory w zakładach przetwórczych do uzdatniania wody, przemysłu celulozowego, jądrowego, biomasy, przemysłu chemicznego, farmaceutycznego i spożywczego,
- podciągi i słupy, szpilki, bariery, poręcze, osłony kablowe i złącza dylatacyjne w mostach,
- falochrony, mola i inne konstrukcje przybrzeżne,
- pręty zbrojeniowe w konstrukcjach betonowych,
- ściany kurtynowe, poszycia dachowe, zadaszenia, wykładziny tunelowe,
- systemy mocowania/podparcia ścian osłonowych, murów, wykładzin tunelowych itp.,
- bariery bezpieczeństwa, poręcze, elementy małej architektury,
- elementy mocujące i kotwiące w konstrukcjach drewnianych, kamieniu, murach lub skałach,
- elementy konstrukcyjne i elementy złączne w budynkach basenu (należy zachować szczególne środki ostrożności w odniesieniu do elementów konstrukcyjnych w atmosferze basenów z powodu ryzyka korozji naprężeniowej w miejscach, gdzie może wykraplać się kondensat (patrz pkt 3.5.3),
- konstrukcje odporne na eksplozję i uderzenia, takie jak ściany, bramy i słupki ochronne – odbojowe,
- ściany ognioodporne i przeciwwybuchowe, drabinki kablowe i chodniki na brzegach platform/pomostów.

Stal ferrytyczna jest wykorzystywana do okładzin elewacyjnych i pokryć dachowych. W sektorze transportowym stosuje się ją do elementów nośnych, takich jak rurowe ramy autobusowe. Znalazła zastosowanie także w towarowych wagonach kolejowych do przewozu węgla, gdzie ważna jest odporność na ście-

ranie na mokro. Chociaż obecnie nie jest powszechnie używana w elementach konstrukcyjnych w budownictwie, posiada potencjał do szerszego zastosowania w wytrzymałych i umiarkowanie trwałych elementach konstrukcyjnych z atrakcyjnymi wykończeniami powierzchni. W konstrukcjach zespolonych, gdzie wymagana jest długa żywotność lub gdy warunki środowiska są umiarkowanie korozyjne, blachy ze stali ferrytycznej zapewniają bardziej ekonomicznie opłacalne rozwiązanie niż blachy ocynkowane, które mogą nie zapewnić odpowiedniej trwałości na okres powyżej 25 lat. Potencjalne zastosowania dla stali ferrytycznej jako zamiennika stali ocynkowanej to, oprócz zespolonych systemów stropowych, m.in.: szalunki tracone, płatwie dachowe i podpory, np. dla korytek kablowych. Mogą być one również wykorzystywane w półzamkniętych środowiskach nieogrzewanych (np. konstrukcje dla kolei, trybuny, wiaty rowerowe) oraz w systemach nośnych okładzin/licówek elewacyjnych, słupkach ekranów przeciwwiatrowych i podparciach ścian murowanych.

1.4. Zakres podręcznika

Zalecenia podane w tej części *Podręcznika projektowania* stosuje się do gatunków stali nierdzewnych, które zwykle znajdują zastosowanie konstrukcyjne. Zalecenia te są przeznaczone przede wszystkim do projektowania głównych i drugorzędnych elementów konstrukcyjnych budynków, platform wiertniczych i podobnych konstrukcji. Nie powinny być stosowane do konstrukcji specjalnych, np. w instalacjach jądrowych lub zbiornikach ciśnieniowych, dla których istnieją specjalne normy dotyczące użycia stali nierdzewnej.

Zalecenia dotyczą aspektów zachowania materiału, projektowania elementów formowanych na zimno, spawanych i gorącowalcowanych oraz ich połączeń. Stosuje się je do gatunków stali austenitycznych, duplex i ferrytycznych. Uwzględnia się jedynie gatunki walcowane, z wyłączeniem odlewów. (Należy zauważyć, że właściwości odlewów mogą się różnić od ich walcowanych odpowiedników. Przykładowo odlewy ze stali austenitycznej mogą być lekko magnetyczne).

Zalecenia zostały sformułowane zgodnie z filozofią metody stanów granicznych i zgodnie z przepisami Eurokodu 3. Część 1.4: Projektowanie konstrukcji stalowych. Reguły ogólne. Reguły dodatkowe dla konstrukcji ze stali nierdzewnej (PN-EN 1993-1-4), chyba że wyraźnie zaznaczono inaczej.

1.5. Symbole

Ogólnie rzecz biorąc, symbole użyte w niniejszym podręczniku są takie same jak w PN-EN 1993 1-1. Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.

Wymiary i osie przekrojów poprzecznych przedstawiono na rys. 1.1.

Duże litery łacińskie

E moduł sprężystości podłużnej; skutki oddziaływań
F oddziaływanie; siła
G moduł sprężystości poprzecznej
I moment bezwładności przekroju
L długość; rozpiętość; długość systemowa
M moment zginający
N siła osiowa
R nośność
V siła ścinająca
W wskaźnik wytrzymałości przekroju

Duże litery greckie

Δ różnica w … (poprzedza symbol główny)

Małe litery łacińskie

a odległość między usztywnieniami; grubość spoiny
b szerokość
c odległość; część wspornikowa przekroju
d średnica; głębokość
e mimośród; przesunięcie osi obojętnej; odległość od krawędzi; odległość końcowa
f wytrzymałość (materiału)
g odstęp
h wysokość
i promień bezwładności; liczba całkowita
k współczynnik; wskaźnik
l długość wyboczeniowa
m stała
n liczba ...
p rozstaw śrub/otworów
q obciążenie liniowe
r promień; promień zaokrąglenia
s rozstaw podłużny otworów naprzemiennych w układzie przestawionym
t grubość
u-u główna oś większej bezwładności
v-v główna oś mniejszej bezwładności
w deformacja skrętna
x-x, y-y, z-z prostokątny układ współrzędnych

Małe litery greckie

α (alfa) wskaźnik; współczynnik
β (beta) wskaźnik; współczynnik
γ (gamma) współczynnik częściowy
ε (epsilon) odkształcenie; współczynnik $\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5}$
λ (lambda) smukłość (kreska nad wskazuje na bezwymiarową wartość – smukłość względną)
ρ (ro) współczynnik redukcyjny
σ (sigma) naprężenie normalne
τ (tau) naprężenie styczne
φ (fi) współczynnik; proporcja
χ (chi) współczynnik (w przypadku wyboczenia) wyboczeniowy
ψ (psi) stosunek naprężeń; współczynnik redukcyjny

Indeksy dolne

a średnia
b docisk; wyboczenie; śruba
c przekrój poprzeczny
cr krytyczny
d wartość obliczeniowa
E euler; siła wewnętrzna; moment wewnętrzny
eff efektywny – współpracujący
e efektywny (z kolejnym indeksem dolnym)
el sprężysty
f kołnierz (pas belki)
g brutto
i, j, k indeksy (zastępują cyfry/liczby)
k charakterystyczny (wartość charakterystyczna)
LT zwichrzenie
M moment zginający
N siła osiowa
net netto
o początkowy
p umowna granica plastyczności
pl plastyczny
R odporność
r wartość zredukowana
S sieczna/y
s naprężenie rozciągające (pole powierzchni); żebro usztywniające
t rozciąganie; rozciągany; skręcanie

u główna oś przekroju poprzecznego; wytrzymałość na rozciąganie
V siła ścinająca; poprzeczna
v ścinanie; słaba oś przekroju poprzecznego
w środnik; spoina; spaczenie
x oś podłużna pręta
y plastyczność/płynięcie (wartość granicy plastyczności); oś przekroju poprzecznego (oś główna – większej bezwładności przekroju z wyjątkiem przekrojów niesymetrycznych)
z oś przekroju poprzecznego (oś mniejszej bezwładności przekroju z wyjątkiem przekrojów niesymetrycznych)
σ naprężenie normalne
τ naprężenie styczne.

1.6. Oznaczenia osi elementu

Osie elementu oznacza się następującymi symbolami:
x-x oś podłużna,
y-y oś przekroju poprzecznego prostopadła do środnika lub większego (szerszego) ramienia w przypadku kątowników,
z-z oś przekroju poprzecznego równoległa do środnika lub do mniejszego (węższego) ramienia kątownika.

Oś *y-y* jest zwykle główną osią przekroju – większej bezwładności, a oś *z-z* jest do niej prostopadła. Dla kątowników główne osie, oś większej bezwładności (*u-u*) i oś mniejszej bezwładności (*v-v*) są nachylone do osi *y-y* i *z-z* (nie pokrywają się z osiami odpowiednio *y-y* i *z-z*) (rys. 1.1).

Konwencja (zasada) używania indeksów dolnych wskazujących osie działania momentów zginających jest następująca:

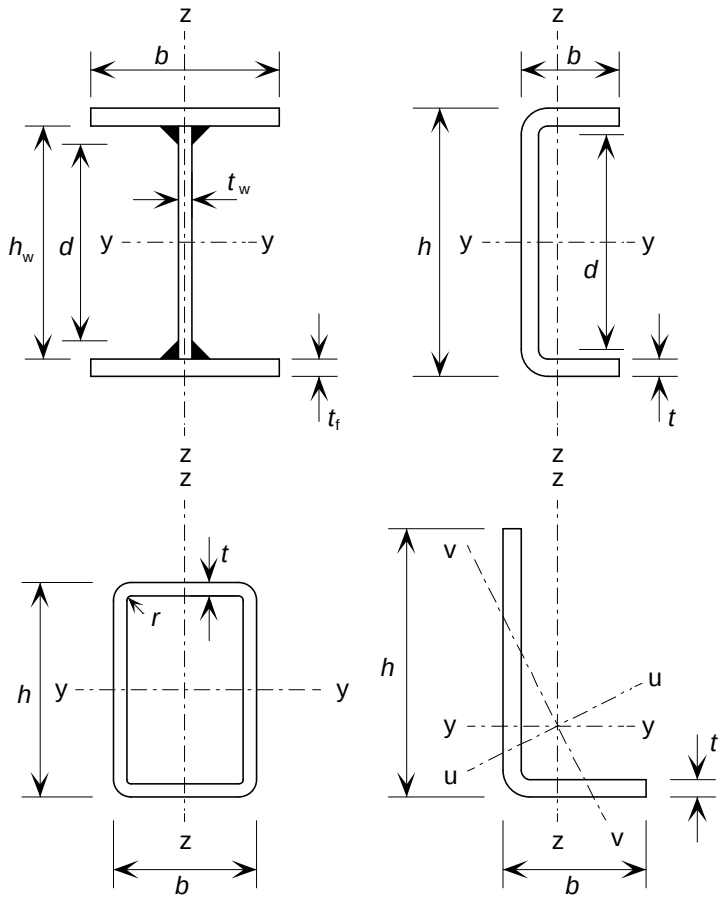
Należy używać osi, wokół której działa (kręci) moment zginający.

Przykładowo, w przypadku dwuteownika (I) moment zginający działający w płaszczyźnie środnika jest oznaczany jako M_y, ponieważ działa on wokół osi *y*, która jest prostopadła do środnika.

1.7. Jednostki

Do obliczeń zaleca się stosować następujące jednostki:
- siły i obciążenia kN, kN/m, kN/m^2,
- masy kg/m^3,
- ciężaru kN/m^3,
- naprężenia i wytrzymałości N/mm^2 (= MN/m^2 lub MPa),
- momentu zginającego kNm.

UWAGA: Zgodnie z europejską praktyką symbol "," jest używany do oddzielania części całkowitej od części dziesiętnej liczby.



Rysunek 1.1. Wymiary i osie przekrojów poprzecznych

2. WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE STALI NIERDZEWNYCH

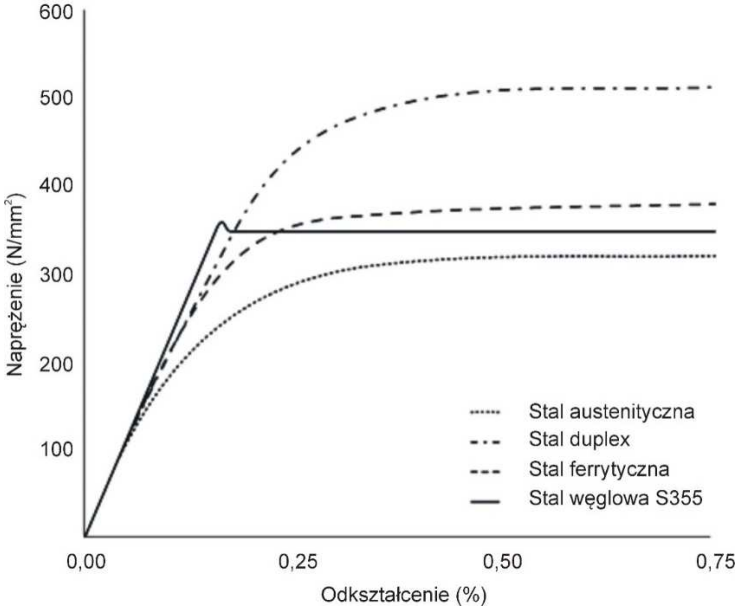
2.1. Charakterystyka naprężenie–odkształcenie

Charakterystyka naprężenie–odkształcenie stali nierdzewnych i węglowych różni się pod wieloma względami. Najważniejszą różnicą jest kształt krzywej naprężenie–odkształcenie. Stal węglowa zazwyczaj wykazuje liniową zależność w zakresie sprężystym, aż do wyraźnie zarysowanej granicy plastyczności (wzniesienie na wykresie), po której następuje plastyczne płynięcie stali – część płaska wykresu (tzw. „półka plastyczna”), zanim nastąpi kolejne umocnienie materiału. Wykres rozciągania dla stali nierdzewnej ma bardziej zaokrąglony kształt, a zależność naprężenie–odkształcenie staje się nieliniowa i bez wyraźnie określonej granicy plastyczności. Na rysunku 2.1 porównano zależności naprężenie–odkształcenie dla różnych stali nierdzewnych i konstrukcyjnej stali węglowej gatunku S355, do odkształcenia 0,75%. Rysunek 2.2 przedstawia typowe wykresy rozciągania dla tych samych stali, ale w pełnym zakresie odkształcenia, do momentu zniszczenia – zerwania. Wykresy te przedstawiają typowe krzywe rozciągania reprezentatywne dla gatunków stali poszczególnych typów, ale nie można ich stosować jako źródła danych do projektowania.

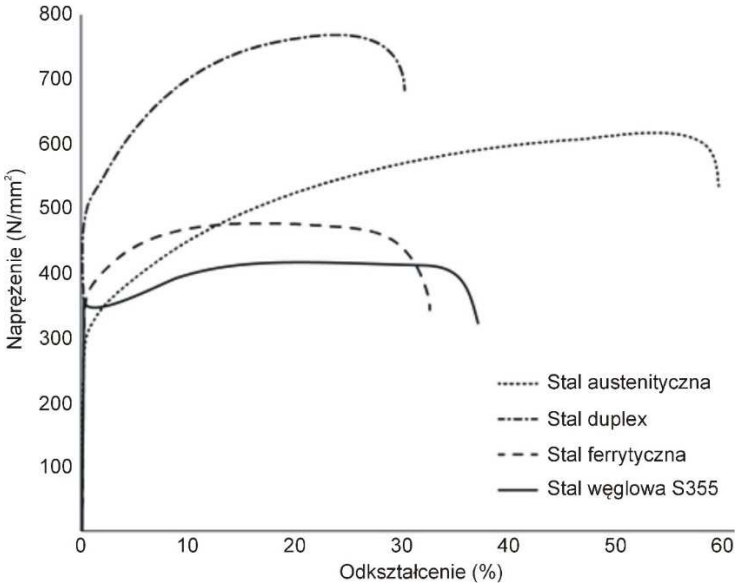
Stale nierdzewne nie wykazują cech wyraźnej granicy plastyczności, dlatego też w przypadku takich materiałów wyznacza się umowną granicę plastyczności. Umowna granica plastyczności to naprężenie powodujące w rozciąganej próbce umowne wydłużenie (odkształcenie) trwałe równe 0,2%. Na rysunku 2.3 przedstawiono zasadę wyznaczania umownej granicy plastyczności ($R_{p0,2}$) dla wydłużenia trwałego równego 0,2%. Granica proporcjonalności (sprężystości) stali nierdzewnych wynosi od 40 do 70% umownej granicy plastyczności.

Należy zwrócić uwagę, że wykres rozciągania stali nierdzewnej ferrytycznej znajduje się pomiędzy konstrukcyjną stalą węglową a nierdzewną stalą austenityczną i nie jest on tak zaokrąglony (nieliniowy) jak w przypadku gatunków austenitycznych. Stal ferrytyczna wykazuje wyższą wytrzymałość na rozciąganie niż stal węglowa.

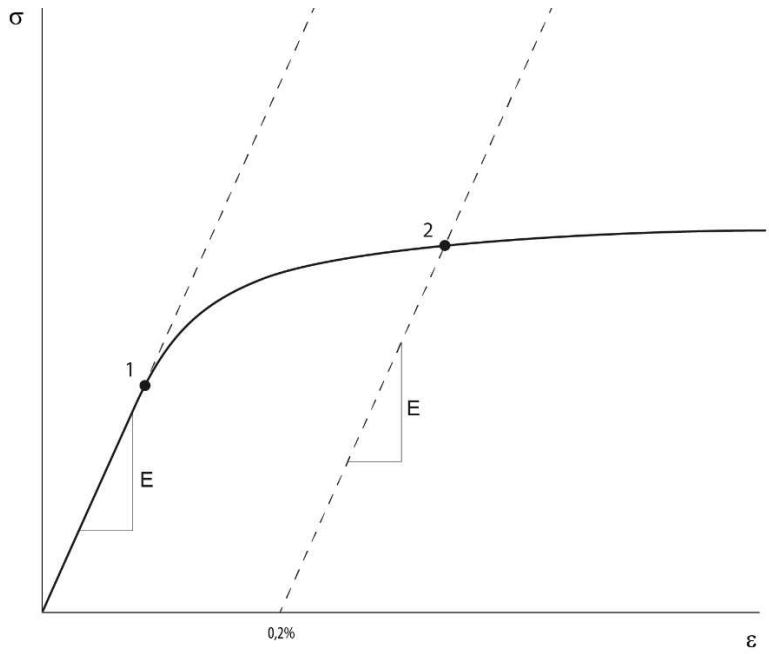
Stale nierdzewne charakteryzują się wysoką udarnością (w trakcie dynamicznego uderzenia mogą zabsorbować przed złamaniem dużo energii) ze względu na ich doskonałą plastyczność (w szczególności dotyczy to stali austenitycznych) oraz skłonność do umocnienia w wyniku zgniotu.



Rysunek 2.1. Wykresy zależności naprężenie–odkształcenie stali nierdzewnych i stali węglowej od 0 do 0,75% odkształcenia



Rysunek 2.2. Pełny zakres krzywej rozciągania (zależność naprężenie–odkształcenie) różnych typów stali nierdzewnych i konstrukcyjnej stali węglowej



1. Granica sprężystości (proporcjonalności)
2. Umowna granica plastyczności ($R_{p0,2}$) odpowiadająca wydłużeniu trwałemu 0,2%

Rysunek 2.3. Zasada określania umownej granicy plastyczności

2.2. Czynniki wpływające na przebieg krzywej naprężenie–odkształcenie

Proces metalurgiczny stali nierdzewnych jest bardziej złożony niż stali węglowych i ma duży wpływ na otrzymane właściwości stali. Niektóre czynniki i ich interakcje mogą zmienić przebieg podstawowej krzywej rozciągania (zależność naprężenie–odkształcenie) dla każdego gatunku stali nierdzewnej.

2.2.1. Obróbka plastyczna na zimno

Stal nierdzewna jest ogólnie dostępna w „stanie wyżarzonym/przesyconym”, co oznacza, że poddano ją procesowi obróbki cieplnej, w którym została nagrzana do określonej temperatury, wygrzana w tej temperaturze przez pewien czas, a następnie szybko schłodzona do temperatury otoczenia. Taka obróbka cieplna przybliża stan materiału do warunków (stanu) równowagi. Obróbka cieplna stali austenitycznych i duplex jest nazywana przesycaniem (stan przesycony), a dla stali ferrytycznych – wyżarzaniem (stan wyżarzony).

Podwyższenie parametrów wytrzymałościowych (R_m, $R_{p0,2}$) stali nierdzewnych, w szczególności gatunków austenitycznych, następuje w wyniku obróbki plastycznej na zimno (walcowania, ciągnienia, gięcia, tłoczenia itp.). Z umoc-

nieniem materiału jest związane obniżenie jego plastyczności, które ma jednak niewielkie konsekwencje, przede wszystkim ze względu na wysokie początkowe wartości plastyczności, zwłaszcza stali nierdzewnych o strukturze austenitycznej. Istnieje możliwość zakupu materiału w stanie umocnionym w wyniku obróbki plastycznej na zimno (tabl. 2.3). Cena takich gatunków stali nierdzewnej jest nieco wyższa niż równoważnego materiału poddanego przesycaniu. Jest to uzależnione również od gatunku stali, postaci wyrobu i poziomu umocnienia na zimno.

Stal nierdzewna poddawana obróbce plastycznej na zimno wykazuje tendencję do zwiększania asymetrii rozciągania i ściskania oraz anizotropii (różne charakterystyki naprężenie–odkształcenie wzdłużnie i poprzecznie do kierunku walcowania). Stopień asymetrii i anizotropii zależy od gatunku, stopnia umocnienia przez obróbkę plastyczną na zimno i sposobu wytwarzania. Profile konstrukcyjne o grubości ścianki powyżej 3 mm nie są wytwarzane z materiałów silnie umocnionych w wyniku obróbki plastycznej na zimno, dlatego też ich stopień asymetrii i anizotropii właściwości nie jest znaczący i ma niewielki wpływ na wytrzymałość i deformacje/odkształcenia przekroju elementu konstrukcyjnego. W tym przypadku znacznie większy wpływ ma nieliniowa zależności naprężenie–odkształcenie. Z kolei anizotropia i asymetria wytrzymałości są bardziej znaczące w przypadku projektowania przekrojów cienkościennych, silnie wytężonych.

W przypadku materiałów formowanych na zimno wytrzymałość na ściskanie w kierunku wzdłużnym (w kierunku walcowania) jest mniejsza niż wytrzymałość na rozciąganie zarówno w kierunku poprzecznym, jak i podłużnym (poszczególne wartości są podane w normach materiałowych, takich jak PN-EN 10088 i również odpowiednio precyzowane przez dostawców). Z tego względu, ustalając wytrzymałość materiału poddanego obróbce plastycznej na zimno, należy korzystać z tabl. 2.3.

Podczas wytwarzania kształtowników przez formowanie na zimno występują odkształcenia plastyczne, co powoduje znaczne zwiększenie umownej granicy plastyczności. W narożnikach kształtowanego na zimno profilu umowna granica plastyczności wzrasta o około 50%, zwiększa się również wytrzymałość materiału na płaskich powierzchniach kształtownika. Wytyczne dotyczące wykorzystania tej zwiększonej wytrzymałości wynikającej z umocnienia w wyniku obróbki plastycznej na zimno można znaleźć w Załączniku B. Alternatywnie wzrost wytrzymałości może być ustalony na podstawie badań (rozdz. 10.).

Późniejsza obróbka cieplna lub spawanie elementu będą powodować częściowe wyżarzanie (zmiękczanie), skutkujące zmniejszeniem wcześniej zwiększonych parametrów wytrzymałościowych wynikających z obróbki plastycznej na zimno (i zredukowaniem anizotropii). W punkcie 7.4.4 przedstawiono wytyczne dotyczące projektowania spawanych połączeń pomiędzy elementami z materiału umocnionego w wyniku obróbki plastycznej na zimno.

2.2.2. Wrażliwość na szybkość odkształcenia

Współczynnik czułości materiału na prędkość odkształcenia ma zdecydowanie większe znaczenie w stalach nierdzewnych niż w stalach węglowych. Oznacza to, że stal nierdzewna szybciej osiąga daną wytrzymałość w przypadku gwałtownie wzrastających obciążeń niż stal węglowa.

2.3. Normy stosowane do identyfikacji stali nierdzewnych oraz ich wytrzymałość obliczeniowa

2.3.1. Wyroby płaskie i wyroby długie

Podstawową normą dotyczącą stali nierdzewnych jest PN-EN 10088: *Stale odporne na korozję*. Składa się ona z pięciu części, z których trzy dotyczą zastosowań (realizacji) konstrukcyjnych:

- Część 1. *Gatunki stali odpornych na korozję*. Zakres: podano skład chemiczny stali odpornych na korozję, podzielonych zgodnie z ich główną właściwością na: stale nierdzewne, stale żaroodporne i stale żarowytrzymałe, określono charakterystyki dotyczące niektórych właściwości fizycznych, takich jak moduł sprężystości podłużnej *E*,
- Część 4. *Warunki techniczne dostawy blach grubych, blach cienkich i taśm ze stali nierdzewnych do zastosowań konstrukcyjnych*. Zakres: określono warunki techniczne dostawy walcowanych na gorąco lub na zimno blach grubych, blach cienkich i taśm, wykonanych z podstawowych i specjalnych gatunków stali nierdzewnych do zastosowań konstrukcyjnych, podano klasyfikację gatunków stali, wymagania, metody kontroli i badań, warunki oceny zgodności oraz sposób cechowania wyrobów,
- Część 5. *Warunki techniczne dostawy prętów, walcówki, drutu, kształtowników i wyrobów o powierzchni jasnej ze stali nierdzewnych do zastosowań konstrukcyjnych*. Zakres: określono warunki techniczne dostawy walcowanych na gorąco lub na zimno prętów, walcówki, drutu, kształtowników i wyrobów o powierzchni jasnej, wykonanych z podstawowych i specjalnych gatunków stali nierdzewnych do zastosowań konstrukcyjnych, podano wymagania, metody badań, warunki oceny zgodności oraz sposób znakowania wyrobów.

Części PN-EN 10088-4 i -5 to zharmonizowane normy wyrobów, dlatego stal nierdzewna wyszczególniona w tych częściach musi być oznaczona znakiem CE. Przez oznakowanie CE wyrobu producent deklaruje, że wyrób jest odpowiedni do zamierzonego zastosowania. Znak CE wskazuje, że produkt spełnia wymagania normy, czyli określone wartości progowe wymagane przez tę normę (np. minimalna grubość lub wytrzymałość), oraz że zostały spełnione procedury oceny zgodności.

Oznaczanie i skład

Sposób oznaczania przyjęty w EN 10088 to europejski numer i znak stali. Przykładowo, gatunek 304L posiada numer stali 1.4307, gdzie:

1.	**43**	**07**
Oznacza stal	Oznacza grupę stali nierdzewnych	Stanowi identyfikację indywidualną gatunku w grupie

Grupy stali nierdzewnej oznaczono w EN 10027-2 jako:

1.40XX – stal nierdzewna o stężeniu Ni < 2,5% bez Mo, Nb i Ti,
1.41XX – stal nierdzewna o stężeniu Ni < 2,5% i Mo, ale bez Nb i Ti,
1.43XX – stal nierdzewna o stężeniu Ni ≥ 2,5%, ale bez Mo, Nb i Ti,
1.44XX – stal nierdzewna o stężeniu Ni ≥ 2,5% i Mo, ale bez Nb i Ti,
1.45XX – stal nierdzewna ze specjalnymi dodatkami stopowymi,
1.46XX – stal nierdzewna ze specjalnymi dodatkami stopowymi o podwyższonej odporności chemicznej i na wysoką temperaturę.

System oznaczania za pomocą znaku stali pozwala na ustalenie składu chemicznego stali. Znak stali o numerze 1.4307 to X2CrNi18-9, gdzie:

X	**2**	**CrNi**	**18-9**
Oznacza stal wysokostopową	100 x % węgla	Symbole chemiczne głównych pierwiastków stopowych	% głównych pierwiastków stopowych

Każde oznaczenie (znak) stali nierdzewnej ma swój unikatowy numer. W Załączniku A zamieszczono tablicę przedstawiającą oznaczenia dla równoważnych gatunków stali nierdzewnych w normach europejskich i amerykańskich.

Skład chemiczny zwykłych stali nierdzewnych podano w tabl. 2.1.

Wytrzymałość

W obliczeniach wytrzymałościowych przyjmuje się charakterystyczną granicę plastyczności f_y i charakterystyczną wytrzymałość na rozciąganie f_u jako minimalne wartości otrzymane ze statycznej próby rozciągania stali, odpowiadające odpowiednio umownej granicy plastyczności przy wydłużeniu trwałym 0,2% ($R_{p0,2}$) i wytrzymałości na rozciąganie (R_m). Wartości te podano w PN-EN 10088-4 i 5, jak również w tabl. 2.2. Wartości te odnoszą się do materiału w stanie dostawy – przesyconym/wyżarzonym, a zatem są konserwatywne w odniesieniu do materiałów oraz elementów (profili), które zostały poddane obróbce plastycznej na zimno podczas wytwarzania. Profile konstrukcyjne są rzadko dostarczane w stanie przesyconym/wyżarzonym.

Należy zauważyć, że rzeczywista (na podstawie badań) granica plastyczności austenitycznych stali nierdzewnych może przekroczyć określone wartości minimalne od 25 do 40%, przy grubości blach nie większych niż 25 mm. Zakres

Tablica 2.1. Skład chemiczny według EN 10088

Rodzaj	Numer EN	Skład chemiczny – zawartość pierwiastków stopowych (maksymalna lub dopuszczalna) [% mas.]				
		C	Cr	Ni	Mo	Inne
Stal austenityczna	1.4301	0,07	17,5-19,5	8,0-10,5		
	1.4307	0,03	17,5-19,5	8,0-10,5		
	1.4401	0,07	16,5-18,5	10,0-13,0	2,0-2,5	
	1.4318	0,03	16,5-18,5	6,0-8,0		N: 0,1-0,2
	1.4404	0,03	16,5-18,5	10,0-13,0	2,0-2,5	
	1.4541	0,08	17,0-19,0	9,0-12,0		Ti: 5xC-0,7 [1]
	1.4571	0,08	16,5-18,5	10,5-13,5	2,0-2,5	Ti: 5xC-0,7 [1]
Duplex	1.4062	0,03	21,5-24,0	1,0-2,9	0,45	N: 0,16-0,28
	1.4162	0,04	21,0-22,0	1,35-1,7	0,1-0,8	N: 0,2-0,25 Cu: 0,1-0,8
	1.4362	0,03	22,0-24,0	3,5-5,5	0,1-0,6	N: 0,05-0,2 Cu: 0,1-0,6
	1.4462	0,03	21,0-23,0	4,5-6,5	2,5-3,5	N: 0,1-0,22
	1.4482	0,03	19,5-21,5	1,5-3,5	0,1-0,6	N: 0,05-0,2 Cu: 1,0
	1.4662	0,03	23,0-25,0	3,0-4,5	1,0-2,0	N: 0,2-0,3 Cu: 0,1-0,8
Stal ferrytyczna	1.4003	0,03	10,5-12,5	0,3-1,0	-	
	1.4016	0,08	16,0-18,0	-	-	
	1.4509	0,03	17,5-18,5	-	-	Ti: 0,1-0,6 Nb: [3xC+0,3]-1,0
	1.4521	0,025	17,0-20,0	-	1,8-2,5	Ti: [4x(C+N)+0,15]-0,8[2]
	1.4621	0,03	20,0-21,5	-	-	N: 0,03 Nb: 0,2-1,0 Cu: 0,1-1,0

UWAGI:

[1] Dodano tytan w celu stabilizacji węgla i poprawienia odporności korozyjnej w strefach wpływu ciepła podczas spawania. Zastosowanie stali austenitycznych stabilizowanych tytanem zostało w znacznej mierze ograniczone przez możliwość stosowania gatunków o niskiej zawartości węgla, takich jak 1.4307 i 1.4404, jednak z wyjątkiem zastosowań konstrukcyjnych z masywnymi przekrojami.

[2] Stabilizację stali można osiągnąć tytanem, niobem lub cyrkonem. Zgodnie z masą atomową tych pierwiastków oraz zawartością węgla i azotu równoważność jest następująca: Nb (% masy) = Zr (% masy) = 7/4 Ti (% masy)

Tablica 2.2. Nominalne wartości granicy plastyczności f_y i wytrzymałości na rozciąganie f_u dla konstrukcyjnych stali nierdzewnych według PN-EN 10088 [N/mm²]

Rodzaj stali	Numer EN	Rodzaj wyrobu hutniczego							
		taśmy walcowane na zimno		taśmy walcowane na gorąco		blachy walcowane na gorąco		kęsy, pręty, profile (kształtowniki)	
		Grubość nominalna *t*							
		$t \leq 8$ mm		$t \leq 13{,}5$ mm		$t \leq 75$ mm		*t* lub $\phi \leq 250$ mm	
		f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u	f_y	f_u
Austenityczne	1.4301	230	540	210	520	210	520	190	500
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	500
	1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-
	1.4401	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4404	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4541	220	520	200	520	200	500	190	500
	1.4571	240	540	220	540	220	520	200	500
Duplex	1.4062	530[1]	700[1]	480[2]	680[2]	450	650	380[3]	650[3]
	1.4162	530[1]	700[1]	480[2]	680[2]	450	650	450[3]	650[3]
	1.4362	450	650	400	650	400	630	400[3]	600[3]
	1.4462	500	700	460	700	460	640	450[3]	650[3]
	1.4482	500[1]	700[1]	480[2]	660[2]	450	650	400[3]	650[3]
	1.4662	550[1]	750[1]	550[4]	750[4]	480	680	450[3]	650[3]
Ferrytyczne	1.4003	280	450	280	450	250 [5]	450 [5]	260[6]	450[6]
	1.4016	260	450	240	450	240 [5]	430 [5]	240[6]	400[6]
	1.4509	230	430	-	-	-	-	200[7]	420[3]
	1.4521	300	420	280	400	280[8]	420[8]	-	-
	1.4621	230[5]	400[9]	230[8]	400[8]	-	-	240[7]	420[7]

Podane w tej tablicy wartości nominalne f_y i f_u mogą być wykorzystywane w projektowaniu niezależnie od efektów anizotropii lub umocnienia materiału w wyniku zgniotu.

W tablicy podano wartości właściwości mechanicznych w kierunku wzdłużnym – zgodnym z kierunkiem walcowania. Na ogół są one o około 20 N/mm² niższe niż wartości w kierunku poprzecznym, prostopadłym do kierunku walcowania.

Dla stali ferrytycznych w PN-EN 10088-4 podano wartości nominalne f_y w obu kierunkach: wzdłużnym i poprzecznym.

Gatunki stali 1.4621, 1.4482, 1.4062 i 1.4662 obejmują normy PN-EN 10088-2 i -3.

Pręty ze stali 1.4509 ujęto w PN-EN 10088-3.

[1] $t \leq 6{,}4$ mm
[2] $t \leq 10$ mm
[3] *t* lub $\phi \leq 160$ mm
[4] $t \leq 13$ mm
[5] $t \leq 25$ mm
[6] *t* lub $\phi \leq 100$ mm
[7] *t* lub $\phi \leq 50$ mm
[8] $t \leq 12$ mm
[9] $t \leq 6$ mm

przekroczeń ww. granicy w przypadku stali nierdzewnych typu duplex jest nieco mniejszy i wynosi od 5 do 20%. Istnieje zależność odwrotnie proporcjonalna pomiędzy grubością lub średnicą a granicą plastyczności. Mniejsze grubości mają często granicę plastyczności dużo wyższą niż wymagane minimum, podczas gdy dla grubości 25 mm i powyżej wartości są dosyć bliskie ustalonej minimalnej granicy plastyczności.

W zewnętrznych, odsłoniętych konstrukcjach, w bardzo gorącym klimacie należy zwrócić uwagę na maksymalną temperaturę, jaką może osiągnąć stal nierdzewna. Podczas gdy mniejsze i osłonięte elementy często pozostają w temperaturze otoczenia, to duże powierzchnie stali nierdzewnej narażone na bezpośrednie działanie promieni słonecznych mogą osiągnąć wartości temperatury o około 50% wyższe niż temperatura otoczenia. Zasoby Internetu (np. www.weatherbase.com) mogą być wykorzystywane do określania historycznych lokalnych warunków pogodowych. Jeśli maksymalna temperatura stali nierdzewnej może wynieść 60°C, to należy zredukować granicę plastyczności o 5%. W przypadku wyższych temperatur konieczne będzie jeszcze większe jej zmniejszenie.

Gatunki stali nierdzewnych umocnionych wskutek obróbki plastycznej na zimno są wyszczególnione w PN-EN 10088 przez zdefiniowanie poziomu umownej granicy plastyczności przy wydłużeniu trwałym 0,2% (np. stan umocnienia na zimno CP350, CP500) lub poziomu wytrzymałości na rozciąganie (np. stan umocnienia na zimno C700, C850), ale tylko jeden parametr wytrzymałościowy można określać. Ponieważ projektowanie konstrukcyjne prawie zawsze opiera się na określeniu minimalnej wartości granicy plastyczności f_y, dlatego też PN-EN 1993-1-4 zezwala na projektowanie konstrukcji tylko ze stali nierdzewnych umocnionych do poziomu CP350 i CP500 (tabl. 2.3). Charakterystyczną granicę plastyczności f_y przyjmuje się jako minimalną wartość 350 N/mm^2 w przypadku materiału w stanie umocnienia CP350. W celu uwzględnienia asymetrii naprężeń (nierównomierny ich rozkład) w materiale umocnionym na zimno, np. w przypadku słupów ściskanych mimośrodowo z istotnym udziałem naprężeń ściskających, charakterystyczna wytrzymałość materiału CP500 powinna być zredukowana z 500 do 460 N/mm^2 (pkt 2.2). Można przyjąć wyższą wartość wytrzymałości, pod warunkiem jej potwierdzenia odpowiednimi wynikami badań eksperymentalnych. W przypadku materiałów umocnionych do poziomu wyższego niż CP500 projektowanie powinno być wspomagane badaniami zgodnie z rozdz. 10.

Kształtowniki prostokątne wytwarzane w wyniku obróbki plastycznej na zimno z materiałów w stanie pośrednim pomiędzy CP350 i CP500 powinny się charakteryzować gwarantowaną przez producenta granicą plastyczności oraz wytrzymałością na rozciąganie, przy czym granica plastyczności jest gwarantowana zarówno przy rozciąganiu, jak i ściskaniu.

Tablica 2.3. Nominalne wartości granicy plastyczności f_y i wytrzymałości na rozciąganie f_u nierdzewnych stali konstrukcyjnych według PN-EN 10088 w stanie przerobionym plastycznie na zimno

Oznaczenie stali	Poziom umownej granicy plastyczności przy wydłużeniu trwałym 0,2% w stanie umocnionym – klasa/gatunek stali			
	CP350		CP500	
	f_y [N/mm²]	f_u [1] [N/mm²]	f_y [N/mm²]	f_u [1] [N/mm²]
1.4301	350	600	460	650
1.4318	[2]	[2]	460	650
1.4541	350	600	460	650
1.4401	350	600	460	650
1.4571	350	600	460	650

[1] Zgodnie z EN 10088 klasyfikacja CP określa tylko wymaganą umowną granicę plastyczności f_y. Stosowane stale powinny mieć zadeklarowane właściwości, które spełniają konserwatywne, tabelaryczne wartości wytrzymałości na rozciąganie f_u, chyba że badania wytrzymałościowe posłużą do wykazania akceptowalności niższych wartości.

[2] Umowna granica plastyczności stali 1.4318 w stanie przesyconym wynosi 350 N/mm² (tabl. 2.2).

Moduł sprężystości

W projektowaniu konstrukcyjnym zaleca się dla wszystkich gatunków stali nierdzewnych przyjmować stałą wartość modułu sprężystości podłużnej o wartości 200×10^3 N/mm².

Normy PN-EN 1993-1-4 i PN-EN 10088-1 podają dla wszystkich standardowych gatunków austenitycznych i duplex zwykle stosowanych w realizacjach konstrukcyjnych wartość modułu sprężystości $E = 200\times10^3$ N/mm². W przypadku gatunków ferrytycznych przyjmuje się wartość $E = 220\times10^3$ N/mm². Badania stali nierdzewnych ferrytycznych wykazują jednak stałą wartość $E = 200\times10^3$ N/mm², należy się zatem spodziewać, że kolejna wersja PN-EN 1993-1-4 zaleci tę wartość dla wszystkich rodzajów stali nierdzewnych w zastosowaniach konstrukcyjnych.

Do wyznaczania ugięć przyjmuje się sieczny moduł sprężystości podłużnej, określany według pkt 6.4.6. Należy przyjąć wartość współczynnika Poissona (w stanie sprężystym) $\nu = 0{,}3$, a modułu sprężystości poprzecznej (ścinania) $G = 76{,}9\times10^3$ N/mm².

2.3.2. Kształtowniki zamknięte

Obowiązują dwie normy europejskie dotyczące kształtowników okrągłych wykonanych ze stali nierdzewnej. W normach tych są podane zarówno charakterystyki techniczne, jak i składy chemiczne stali odpornych na korozję. Są to następujące normy:

PN-EN 10296-2: *Rury stalowe ze szwem o przekroju okrągłym do zastosowań mechanicznych i ogólnotechnicznych. Warunki techniczne dostawy. Część 2: Stale odporne na korozję*,

PN-EN 10297-2: *Rury stalowe okrągłe bez szwu do zastosowań mechanicznych i ogólnotechnicznych. Warunki techniczne dostawy. Część 2: Stale odporne na korozję.*

Nie ma równoważnej normy w przypadku prostokątnych profili (kształtowników) ze stali nierdzewnej. Przygotowywana jest europejska norma obejmująca kształtowniki prostokątne i okrągłe ze stali nierdzewnych stosowanych w realizacjach konstrukcyjnych. Dopóki nie jest dostępna, podczas projektowania konstrukcji budowlanych z profili zamkniętych należy się posługiwać PN-EN 10088 w odniesieniu do składu chemicznego i wytrzymałości stali oraz odpowiednią normą dotyczącą prostokątnych profili zamkniętych ze stali węglowej w odniesieniu do tolerancji.

2.3.3. Śruby

Charakterystyki śrub ze stali nierdzewnej są zawarte w EN ISO 3506: *Łączniki ze stali nierdzewnych odpornych na korozję*. Przytoczone dalej informacje dotyczą wersji EN ISO 3506, która ma zostać opublikowana w 2017 r. Podana specyfikacja zawiera skład chemiczny i właściwości mechaniczne łączników ze stali austenitycznych, martenzytycznych, ferrytycznych i duplex. Alternatywne materiały niewymienione w tej specyfikacji są dopuszczone do stosowania, jeśli spełniają odpowiednie właściwości fizyczne i mechaniczne oraz posiadają odpowiednią odporność korozyjną.

W EN ISO 3506 stale na śruby i nakrętki są oznaczane literą: „A” dla stali austenitycznych, „F” dla stali ferrytycznych, „C” dla stali martenzytycznych i „D” w przypadku stali duplex. Zaleca się, aby w realizacjach konstrukcyjnych były stosowane śruby ze stali austenitycznych lub typu duplex. W oznaczeniu śrub po literze występuje liczba/numer (1, 2, 3 4, 5, 6 lub 8), który odzwierciedla odporność na korozję: 1 odpowiada materiałowi o najmniejszej trwałości korozyjnej, a 8 – o największej trwałości. W tablicy 2.4 podano skład chemiczny śrub wykonanych ze stali austenitycznych oraz duplex, natomiast w tabl. 2.5 przedstawiono wspólne oznaczenia stali nierdzewnych stosowanych na elementy złączne poszczególnych klas.

Tablica 2.4. Skład chemiczny śrub według EN ISO 3506

Grupa stali/ gatunek		Skład chemiczny [a] [% mas.]										Inne składniki i uwagi
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	N	
Austenityczne	**A1**	0,12	1,0	6,5	0,020	0,15-0,35	16-19	0,7	5-10	1,75-2,25	–	[b, c, d]
	A2	0,10	1,0	2,0	0,050	0,03	15-20	–[e]	8-19	4	–	[f, g]
	A3	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	17-19	–[e]	9-12	1	–	5C ≤ Ti ≤ 0,8 i/lub 10C ≤ Nb ≤ 1,0
	A4	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	16-18,5	2,0-3,0	10-15	4	–	[g, h]
	A5	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	16-18,5	2,0-3,0	10,5-14	1	–	5C ≤ Ti ≤ 0,8 i/lub 10C ≤ Nb ≤ 1,0[h]
	A8	0,03	1,0	2,0	0,040	0,03	19-22	6,0-7,0	17,5-26	1,5	–	–
Duplex	**D2**	0,04	1,0	6,0	0,040	0,030	19-24	0,10-1,0	1,5-5,5	3	0,05-0,20	Cr + 3,3Mo + + 16N ≤ 24[j]
	D4	0,04	1,0	6,0	0,040	0,030	21-25	0,10-2,0	1,0-5,5	3	0,05-0,30	24 < Cr + + 3,3Mo + 16N[j]
	D6	0,03	1,0	2,0	0,040	0,015	21-26	2,5-3,5	4,5-7,5	–	0,08-0,35	–
	D8	0,03	1,0	2,0	0,035	0,015	24-26	3,0-4,5	6,0-8,0	2,5	0,20-0,35	W ≤ 1,0

[a] Podane wartości są maksymalne, jeśli nie podano inaczej.

[b] Selen może być używany do zastąpienia siarki, jednak należy również uwzględniać przepisy krajowe w tym względzie.

[c] Jeśli zawartość niklu jest niższa niż 8%, minimalna zawartość manganu powinna wynosić 5%.

[d] Nie ma minimalnego limitu zawartości miedzi, pod warunkiem że zawartość niklu przekracza 8%.

[e] Dodatek molibdenu może być stosowany według uznania producenta. Jednak w przypadku niektórych zastosowań, w których jest wymagane ograniczenie zawartości molibdenu, powinno to być sprecyzowane na etapie składania zamówienia przez nabywcę/zamawiającego.

[f] Jeśli zawartość chromu jest niższa niż 17%, to minimalna zawartość niklu powinna wynosić 12%.

[g] W stalach nierdzewnych o strukturze austenitycznej, o maksymalnej zawartości węgla 0,030% może występować azot, ale jego zawartość nie może przekraczać 0,22%.

[h] Zgodnie z uznaniem producenta zawartość węgla może być wyższa, jeśli jest to wymagane w celu uzyskania określonych właściwości mechanicznych przy większych średnicach, ale jego stężenie nie powinno przekraczać 0,12% w przypadku stali austenitycznych.

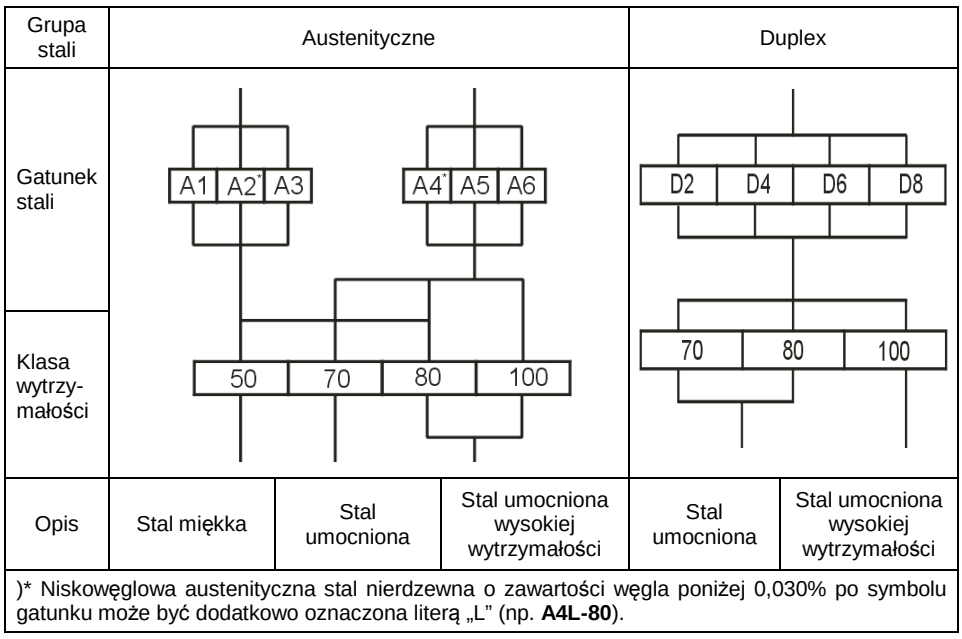
[j] Ta formuła jest przeznaczona do klasyfikacji stali typu duplex zgodnie z podaną normą. Nie może być ona stosowana jako kryterium wyboru odporności na korozję.

Na rysunku 2.4 przedstawiono system (zasady) oznaczenia i poziomy wytrzymałości (klasy właściwości mechanicznych) dostępnych dla elementów złącznych ze stali austenitycznych i duplex. Różne właściwości mechaniczne uzyskuje się zwykle przez umocnienie zgniotem i są one uzależnione od poziomu obróbki plastycznej na zimno.

Tablica 2.5. Typowe oznaczenia stali nierdzewnych stosowanych na elementy złączne

Grupa stali	Oznaczenie klasy według ISO 3506	Typowe oznaczenia stali nierdzewnych stosowanych na elementy złączne	Komentarz
Austenityczne	A1	1.4570, 1.4305	Przeznaczona do obróbki skrawaniem[1)]
	A2	1.4301, 1.4307	Klasyczna austenityczna
	A3	1.4541, 1.4550	Klasyczna austenityczna stabilizowana
	A4	1.4401, 1.4404	Austenityczna zawierająca molibden
	A5	1.4571	Austenityczna zawierająca molibden i stabilizowana
	A8	1.4529, 1.4547	Superaustenityczna
Duplex	D2	1.4482, 1.4362	Lean duplex
	D4	1.4162, 1.4062	Lean duplex
	D6	1.4462	Klasyczny duplex
	D8	1.4410, 1.4501, 1.4507	Superduplex

[1] Duża zawartość siarki obniża odporność stali na korozję w porównaniu ze stalą o normalnej zawartości siarki. Stosować z zachowaniem ostrożności.



)* Niskowęglowa austenityczna stal nierdzewna o zawartości węgla poniżej 0,030% po symbolu gatunku może być dodatkowo oznaczona literą „L” (np. **A4L-80**).

Rysunek 2.4. Oznaczenia i klasy wytrzymałości elementów złącznych ze stali nierdzewnych

W tablicy 2.6 scharakteryzowano właściwości mechaniczne śrub poszczególnych klas. Śruby ze stali austenitycznych produkowane w klasie właściwości 50 będą niemagnetyczne, a te z wyższych klas mogą wykazywać pewne właściwości magnetyczne.

Tablica 2.6. Minimalne wartości właściwości mechanicznych elementów złącznych (śrub, wkrętów i kołków) ze stali austenitycznych oraz duplex

Rodzaj stali nierdzewnej	Gatunek stali nierdzewnej elementów złącznych	Klasa właściwości mechanicznych	Wytrzymałość na rozciąganie, R_m [MPa]	Umowna granica plastyczności (0,2% wydłużenia), R_{pf} [MPa]	Wydłużenie przy zerwaniu A [mm]
Austenityczna	A1, A2, A3, A5	50	500	210	0,6*d*
		70	700	450	0,4*d*
		80	800	600	0,3*d*
	A4	50	500	210	0,6*d*
		70	700	450	0,4*d*
		80	800	600	0,3*d*
		100	1000	800	0,2*d*
	A8	70	700	450	0,4*d*
		80	800	600	0,3*d*
		100	1000	800	0,2*d*
Duplex	D2, D4 D6, D8	70	700	450	0,4*d*
		80	800	600	0,3*d*
		100	1000	800	0,2*d*

Stop gatunku w klasie wytrzymałości 50 jest miękki. Elementy złączne klasy 70 są wykonane z ciągnionego na zimno pręta, a elementy złączne klasy 80 – z surowego ciągnionego na zimno pręta. Obróbka plastyczna na zimno (ciągnienie) prętów może mieć niewielki wpływ na odporność korozyjną. Śruby klasy 50 z gwintami maszynowymi mogą być bardziej podatne na zatarcie gwintu (pkt 11.7).

Odporność na korozję elementów złącznych ze stali nierdzewnej powinna być równa (równoważna) odporności korozyjnej łączonego materiału – gatunku stali. Przykładowo śruby klasy odporności korozyjnej A2 (lub wyższej) mogą być użyte do łączenia gatunku stali 1.4301, ale do łączenia stali gatunku 1.4401 powinny być stosowane śruby klasy A4 (lub wyższej).

Podczas obliczania nośności (wytrzymałości) śruby na rozciąganie, ścinanie lub nośności przy jednoczesnym rozciąganiu i ścinaniu należy się posługiwać nominalną wytrzymałością f_{ub} równą minimalnej wytrzymałości na rozciąganie R_m, podaną w tabl. 2.6 dla odpowiedniej klasy właściwości mechanicznych elementów złącznych.

Kruchość wodorowa nie występuje w austenitycznych stalach nierdzewnych ani w przypadku stali typu duplex, które są wytwarzane i stosowane zgodnie ze standardową kontrolą jakości. Kilkakrotnie zjawisko to miało miejsce w przypadku stali duplex, ale było związane z niewłaściwą kontrolą produkcji stali lub z nietypowymi warunkami ekspozycji. Ryzyko kruchości wodorowej należy oceniać w przypadku elementów o wysokiej wytrzymałości, takich jak śruby o wytrzymałości większej niż klasa właściwości mechanicznych 80.

2.3.4. Udarność

Stale nierdzewne o strukturze austenitycznej nie wykazują charakterystycznej temperatury przejścia ze stanu plastycznego w kruchy, a ich udarność stopniowo maleje wraz ze spadkiem temperatury. Są one powszechnie dedykowane do zastosowań kriogenicznych. Wykazują odpowiednią udarność w temperaturach eksploatacyjnych do –40°C.

Stale nierdzewne typu duplex i o strukturze ferrytycznej wykazują charakterystyczną temperaturę przejścia w stan kruchy, cechują się niższą udarnością (w stosunku do stali austenitycznych) i należy na etapie projektowania dokonywać ich doboru ze względu na kruche pękanie. Stale typu lean duplex posiadają wystarczającą udarność w temperaturze eksploatacji do –40°C. Wysokostopowe gatunki stali duplex, takie jak 1.4462, wykazują nawet większą udarność.

Według danych z badań gatunki ferrytyczne pozostają plastyczne w minimalnych temperaturach roboczych występujących w środowiskach wewnętrznych. Stal gatunku 1.4003 ma zmodyfikowaną mikrostrukturę, dzięki czemu posiada znacznie wyższą udarność niż inne gatunki stali o strukturze ferrytycznej. Jest to najbardziej odpowiedni gatunek do zastosowań konstrukcyjnych w przypadku użycia profili o grubszych ściankach. Nie zaleca się stosowania gatunku 1.4016 przy grubościach powyżej 3 mm i gdy temperatura eksploatacji może spaść poniżej 0°C. W przypadku stali gatunków 1.4509, 1.4521 i 1.4621 maksymalna zalecana grubość w temperaturze eksploatacji poniżej 0°C to 2 mm.

Stale nierdzewne oprócz wysokiej udarności charakteryzują się również dobrymi parametrami ciągliwości międzywarstwowej – odpornością na pęknięcia lamelarne.

2.4. Właściwości fizyczne

W tablicy 2.7 podano właściwości fizyczne gatunków stali objętych niniejszym *Podręcznikiem projektowania* w temperaturze pokojowej w stanie przesyconym/wyżarzonym. Właściwości fizyczne mogą się nieznacznie różnić w zależności od postaci i wielkości produktu, jednak takie różnice zazwyczaj nie mają istotnego znaczenia w realnym zastosowaniu.

Tablica 2.7. Właściwości fizyczne stali nierdzewnych w temperaturze pokojowej (20°C) w stanie przesyconym/wyżarzonym

Rodzaj stali nierdzewnej	Gatunek/ numer	Gęstość [kg/m^3]	Współczynnik rozszerzalności cieplnej liniowej 20-100°C [10^{-6}/°C]	Przewodność cieplna [W/m°C]	Jednostkowa pojemność cieplna [J/kg°C]
Stal austenityczna	1.4301	7900	16	15	500
	1.4307	7900	16	15	500
	1.4401	8000	16	15	500
	1.4318	7900	16	15	500
	1.4404	8000	16	15	500
	1.4541	7900	16	15	500
	1.4571	8000	16,5	15	500
Stal duplex	1.4062	7800	13	15	480
	1.4162	7700	13	15	500
	1.4362	7800	13	15	500
	1.4482	7800	13	13	500
	1.4462	7800	13	15	500
	1.4662	7700	13	15	500
Stal ferrytyczna	1.4003	7700	10,4	25	430
	1.4016	7700	10	25	460
	1.4509	7700	10	25	460
	1.4521	7700	10,4	23	430
	1.4621	7700	10	21	460
Stal węglowa	S355	7850	12	53	440

Należy zauważyć, że współczynnik rozszerzalności cieplnej stali nierdzewnych austenitycznych jest o około 30% wyższy niż stali węglowej. W przypadku gdy stal węglowa i stal nierdzewna austenityczna są używane razem, należy w projektowaniu wziąć pod uwagę efekty zróżnicowanej rozszerzalności cieplnej. Przewodność cieplna stali austenitycznych i typu duplex wynosi około 30% wartości przewodności stali węglowych. Gatunki ferrytyczne mają wyższą przewodność cieplną, która stanowi około 50% wartości przewodności stali węglowej. Rozszerzalność cieplna gatunków ferrytycznych jest znacznie niższa niż gatunków austenitycznych i w przybliżeniu równa stali węglowej.

Gatunki stali typu duplex i stali ferrytycznej są magnetyczne, podczas gdy stal nierdzewna austenityczna w stanie przesyconym zasadniczo nie wykazuje właściwości magnetycznych. W przypadkach, w których jest wymagana bardzo mała magnesowalność, dostępne są specjalistyczne gatunki austenityczne. Należy zachować ostrożność przy wyborze odpowiednich materiałów dodatkowych do spawania, w celu wyeliminowania zawartości ferrytu w złączu spawanym. Takie materiały dodatkowe zapewniają 100% udział austenitu w krzepnącej spoinie. Obróbka plastyczna na zimno, zwłaszcza niskostopowych stali austenitycznych może również zwiększyć przenikalność magnetyczną, a kolejne przesycanie przywraca właściwości niemagnetyczne do stanu początkowego (niemagnetycznego).

2.5. Wpływ temperatury

Gatunki austenityczne są wykorzystywane do zastosowań kriogenicznych. Na drugim końcu skali temperatur (powyżej około 550°C) gatunki austenityczne zachowują większą część swojej wytrzymałości w porównaniu ze stalą węglową. Projektowanie konstrukcji narażonych na długotrwałe działanie temperatur kriogenicznych lub długotrwale narażonych na wysokie temperatury jest jednak poza zakresem niniejszego podręcznika. Wystarczy tutaj podkreślić, że inne właściwości mechaniczne i rodzaje korozji niż te, o których mowa w rozdz. 3., nabierają większego znaczenia. Inne stale nierdzewne niż te, które zostały tutaj podane, są w większości przypadków bardziej odpowiednie do zastosowań w wysokich temperaturach. Stale typu duplex nie powinny być przez dłuższy czas narażone na działanie temperatury powyżej 250-300°C z powodu możliwości wzrostu kruchości materiału.

Rozdział 8. obejmuje projektowanie ognioodporne. Podano w nim właściwości mechaniczne i fizyczne stali nierdzewnych w wysokich temperaturach.

2.6. Cynkowanie i kontakt z roztopionym cynkiem

Cynkowanie ogniowe elementów ze stali nierdzewnej jest zabronione, ponieważ kontakt ze stopionym cynkiem może powodować kruchość stali nierdzewnej. Należy zachować ostrożność na wypadek pożaru i zadbać o to, aby stopiony cynk ze stali ocynkowanej nie kapał i nie ściekał na stal nierdzewną, powodując wzrost jej kruchości. Dodatkowo istnieje ryzyko wzrostu kruchości, jeśli element ze stali nierdzewnej jest połączony z elementem ze stali węglowej, który następnie podlega cynkowaniu ogniowemu.

2.7. Dostępność wyrobów

2.7.1. Ogólne rodzaje wyrobów

Wyroby w postaci blach i prętów z gatunków stali nierdzewnych, które zostały omówione w niniejszym podręczniku, są powszechnie dostępne. Gatunki stali ferrytycznych są dostępne jedynie o grubości do około 4 mm.

Dostępne kształtowniki rurowe są wykonane z gatunków stali austenitycznych i niektórych gatunków stali typu duplex, takich jak 1.4462 i 1.4162. Powszechnie dostępne kształtowniki rurowe są wykonane ze standardowych gatunków stali ferrytycznych, takich jak 1.4003 i 1.4016. Kształtowniki rurowe zimnogięte (formowane rolkowo) są powszechnie stosowane w konstrukcjach, ale dostępne są również kształtowniki formowane na gorąco. Kształtowniki prostokątne zamknięte można również wykonać, spawając ze sobą dwa ceowniki gięte na zimno.

Kształtowniki o przekroju otwartym są zazwyczaj wytwarzane przez formowanie na zimno (zimnogięte), spawanie (łukowe lub laserowe) lub wytłaczanie. Kątowniki, ceowniki, dwuteowniki i teowniki są dostępne w wymiarach odpowiadających standardowym rozmiarom przekroju profili stalowych (np. IPE, IPN). Mniejsze rozmiary są walcowane na gorąco, a większe – spawane. Są one dostępne w standardowych gatunkach austenitycznych 1.4301 i 1.4401. Wyroby z gatunków stali typu duplex są zwykle dostępne na specjalne zamówienie. Kształtowniki walcowane na gorąco są dostępne tylko z gatunków 1.4301 i 1.4401.

Standardowe rozmiary w przypadku przekrojów rurowych i otwartych podaje się w programach do projektowania online i aplikacjach na urządzenia mobilne (dostępne na stronie www.steel-stainless.org/designmanual).

Wyroby formowane na zimno są dostępne ze standardowych gatunków austenitycznych w różnych postaciach, takich jak blachy cienkie i grube, arkusze, zwoje, taśmy, pręty i przekroje rurowe (zamknięte), o następujących wymiarach:

- blacha cienka i gruba, arkusz, zwój, taśma – grubość zazwyczaj $\leq$ 6,0 mm,
- pręt okrągły – średnica od 5 do 60 mm,
- kształtowniki zamknięte prostokątne – wymiary przekroju poprzecznego do 400 mm, grubość ścianek od 1,2 do 12 mm.

2.7.2. Formowanie na zimno

Ważne jest, aby przeprowadzać wcześniejsze konsultacje z potencjalnymi producentami/wykonawcami w celu ustalenia granic możliwości formowania na zimno grubych blach ze stali nierdzewnej walcowanej na gorąco. Stale nierdzewne wymagają większych obciążeń przy formowaniu niż stale węglowe, mają także różne właściwości sprężynujące. Długość giętych na zimno kształtowników jest ograniczona rozmiarem maszyny (prasy krawędziowej) oraz jej

mocą w przypadku materiałów o większej wytrzymałości lub(i) grubości. Gatunki stali typu duplex wymagają około dwukrotnie większych sił formowania niż stosowane w stalach o strukturze austenitycznej, wskutek czego zakres dostępnych kształtowników ze stali typu duplex jest znacznie ograniczony. Z drugiej strony ich wyższa wytrzymałość ułatwia stosowanie przekrojów o cieńszych ściankach. Ponadto ze względu na niższą plastyczność stali duplex należy stosować większy promień gięcia. Cienkościenne kształtowniki zamknięte są często produkowane przez profilowanie rolkowe i spawanie. Walcowana na gorąco blacha austenityczna do około 13 mm może być formowana na zimno, w celu utworzenia profili konstrukcyjnych takich jak kątowniki. Dalsze informacje można znaleźć w pkt 11.5.2.

2.7.3. Walcowanie na gorąco

Blachy ze stali nierdzewnej zbyt grube do formowania na zimno są nagrzewane i walcowane w celu uzyskania końcowego kształtu. Metoda ta jest na ogół najbardziej opłacalna w przypadku większych partii produktów. Szeroki zakres grubości blach i szerokości jest stosowany do produkcji średnich i dużych elementów konstrukcyjnych. Przy użyciu tej techniki są powszechnie wytwarzane kątowniki i ceowniki. Technologia ta może być łączona ze spawaniem w celu wytwarzania kształtowników konstrukcyjnych. Przykładowo spawanie dwóch ceowników powoduje powstanie elementów w kształcie litery I (dwuteowników). Grubościenne kształtowniki zamknięte są często produkowane przez walcowanie na gorąco i spawanie.

2.7.4. Wytłaczanie

Wykańczane na gorąco kształtowniki ze stali nierdzewnej są wytłaczane z prętów. Jeśli wymagany kształt nie jest powszechnie stosowany, może się okazać potrzebna większa partia produkcji, w celu uzasadnienia kosztów matrycy. Maksymalny rozmiar zależy od producenta, ale jego średnica musi się mieścić w przedziale do 330 mm. Generalnie dostarcza się kształtowniki o długościach do 10 m. Oprócz standardowych kształtów przez wytłaczanie wytwarza się szeroki wachlarz kształtów niestandardowych, które mogą wymagać obróbki skrawaniem lub niestandardowego spawania. Należy się skontaktować z dostawcami w sprawie minimalnych grubości profili i promienia zaokrąglenia naroży.

2.7.5. Spawanie blach

Elementy ze spawanych blach produkuje się zwykle w przypadku ich małej liczby o niestandardowym kształcie, w przypadku elementów o ostrzejszych wygięciach lub podpór o niezwężanym kształcie, a także gdy element jest dosyć duży. Gdy projekt wymaga małej liczby bardzo dużych elementów konstrukcyjnych o niestandardowych kształtach, doświadczeni wykonawcy konstrukcji sta-

lowych często wytwarzają je przez spawanie ze sobą blach z użyciem standardowych, sprawdzonych metod.

Coraz częściej centra serwisowe (hurtownie) magazynują spawane laserowo kątowniki, belki dwuteowe, ceowniki, teowniki i kształtowniki zamknięte w standardowych rozmiarach. Dostępne są kątowniki, belki i ceowniki o wymiarach do 400 mm z austenitycznych stali nierdzewnych. Można również produkować większe kształtowniki oraz kształtowniki ze stali nierdzewnej typu duplex.

2.7.6. Wykończenie powierzchni

W niektórych zastosowaniach sposób wykończenia powierzchni i ujednolicony wygląd są ważne ze względu na właściwości korozyjne, estetykę lub czyszczenie powierzchni. Normy PN-EN 10088-4 i -5 określają standardowe wykończenia powierzchni, od matowych wykończeń walcowniczych do jasnych, polerowanych na lustro. Każde wykończenie jest oznaczone numerem (1 dla wykończeń walcowanych na gorąco i 2 dla wykończeń walcowanych na zimno), po których następuje litera. Grubościenne kształtowniki otwarte generalnie mają wykończenie 1D (walcowane na gorąco, poddane obróbce cieplnej i wytrawianiu[1]). Do zastosowań architektonicznych najczęściej są wybierane powierzchnie walcowane na zimno, ponieważ są gładsze od walcowanych na gorąco. Przykładowo wykończenie 2B (walcowane na zimno, poddane obróbce cieplnej, wytrawiane i walcowane wykańczająco) jest opłacalnym ekonomicznie standardowym wykończeniem walcowniczym. Dostępne są również inne niestandardowe wykończenia powierzchni, które są specjalnie projektowane pod kątem jednorodnego wyglądu w aplikacjach architektonicznych. Należy podkreślić, że zmienność procesu wytwarzania powoduje różnice w wyglądzie w zależności od wytwórcy, a nawet w przypadku tego samego producenta, dlatego dostawcy muszą być świadomi spełnienia wymagań dotyczących jednorodnego wyglądu (dopasowania) wykończenia. Zaleca się, aby kupujący i dostawca uzgodnili zamówienie na podstawie próbki wzorcowej. Jasne wykończenia sprawiają, że nierówności powierzchniowe są bardziej widoczne. Wykończenia matowe zawsze wyglądają na bardziej płaskie. W typowym srebrnym kolorze różnych typów stali nierdzewnej (austenitycznej, duplex, ferrytycznej) występuje niewielka naturalna różnica kolorystyczna, którą należy uwzględnić podczas projektowania.

2.7.7. Śruby

Śruby austenityczne są najczęściej dostępne w klasie właściwości mechanicznych 70 według PN-EN ISO 3506. Należy zwrócić uwagę na wymagania

[1] Wytrawianie polega na usuwaniu z powierzchni stali nierdzewnej cienkiej warstwy tlenków lub innych związków w wyniku chemicznej lub elektrochemicznej obróbki powierzchni, zwykle przez zastosowanie mieszaniny kwasu azotowego i fluorowodorowego. Alternatywne, mniej agresywne związki są również dostępne u wyspecjalizowanych dostawców.

PN-EN ISO 3506 dotyczące pewnych ograniczeń rozmiarów (średnic) i długości. Niekiedy ekonomicznym rozwiązaniem jest złożenie specjalnego zamówienia na śruby o wymiarach innych niż ujęte we wspomnianej normie.

Śruby można wytwarzać różnymi technikami, np. przez obróbkę skrawaniem, walcowanie na zimno i kucie. Gwinty walcowane mają większą wytrzymałość niż obrabiane skrawaniem, ze względu na umocnienie zgniotem, które występuje podczas walcowania. Naprężenia ściskające na powierzchni walcowanych gwintów poprawiają odporność na korozję zmęczeniową, a w niektórych przypadkach na pęknięcia w wyniku korozji naprężeniowej. Gwinty walcowane mają również większą odporność na zatarcie. Walcowanie gwintów jest najczęstszą metodą wytwarzania śrub i wkrętów, zwłaszcza w przypadku dużych partii produkcji o typowych rozmiarach. W przypadku większych śrub (np. od M36 w górę), a zwłaszcza bardziej wytrzymałych śrub ze stali duplex, bardziej prawdopodobne jest wykonanie gwintu przez nacinanie.

2.8. Koszty cyklu życia i oddziaływanie na środowisko

Coraz większa jest świadomość, że podczas wybierania materiałów należy brać pod uwagę koszty cyklu (lub całego okresu) życia/eksploatacji produktu, a nie tylko jego koszty początkowe. Doświadczenie pokazuje, że użycie materiałów odpornych na korozję w celu uniknięcia przyszłych czynności związanych z utrzymaniem, przestojami i wymianą może być bardziej opłacalnym rozwiązaniem, mimo że początkowe koszty materiałów są wyższe. Koszty cyklu życia uwzględniają:

- koszty początkowe,
- koszty utrzymania,
- różnicę pomiędzy składowaniem odpadów a ich recyklingiem,
- trwałość użytkową i środowisko.

Początkowy koszt materiału w wyrobach konstrukcyjnych ze stali nierdzewnej jest znacznie wyższy niż w przypadku równoważnego materiału ze stali węglowej, zależnie od zastosowanego gatunku stali nierdzewnej. Mogą jednak istnieć początkowe oszczędności kosztów, związane np. z brakiem zabezpieczenia antykorozyjnego. Wykorzystanie stali nierdzewnych o wysokiej wytrzymałości może zmniejszyć zużycie tego materiału (całkowitą masę konstrukcji) przez zmniejszenie rozmiarów przekrojów poprzecznych, co również obniża koszty początkowe. Dodatkowo, brak konieczności bieżącej konserwacji powłok lub wymiany elementów spowodowanej korozją może prowadzić do znacznych długoterminowych oszczędności w kosztach utrzymania obiektu/budowli.

Doskonała odporność na korozję stali nierdzewnej zmniejsza częstotliwość i koszty kontroli stanu technicznego (inspekcji), zmniejsza koszty utrzymania i wydłuża żywotność – zwiększa trwałość użytkową.

Konstrukcje zrealizowane ze stali nierdzewnej charakteryzują się wysoką wartością pod koniec swojego życia/eksploatacji, ze względu na możliwość pełnego wykorzystania złomu pozostałego po ich rozbiórce. Niestety, jest to czynnik rzadko brany pod uwagę, ze względu na długi okres użytkowania konstrukcji (często ponad 50 lat). Ze względu na dużą ilość wartościowych odpadów, dostępny złom (np. z wysypisk śmieci) jest w całości wykorzystywany i poddawany recyklingowi, co umożliwia wytworzenie nowych metali. Producenci stali nierdzewnych wykorzystują tyle złomu, ile jest tylko dostępne. Średnia żywotność materiałów wynosząca od 20 do 30 lat powoduje ograniczenie dostępności złomu. Udział materiału pochodzącego z recyklingu (złomu) do wytwarzania wszystkich rodzajów stali nierdzewnych wynosi co najmniej 60%. Stal nierdzewna w 100% nadaje się do recyklingu i może być bez końca przerabiana na nową, wysokojakościową stal nierdzewną.

W analizie kosztu życia konstrukcji/produktu (LCC) rozpatruje się sumę wszystkich kosztów związanych z konstrukcją poniesionych w całym cyklu jej życia. Metoda ta wykorzystuje standardową zasadę rachunkowości zdyskontowanych przepływów środków pieniężnych, aby sprowadzić te wszystkie koszty do wartości bieżących. Stopa dyskontowa obejmuje inflację, stopy procentowe banków, podatki i ewentualnie czynnik ryzyka. Pozwala to na realistyczne porównanie różnych opcji inwestycji, ułatwia podjęcie decyzji, który wariant jest najlepszym wyborem w długim okresie, umożliwia wykazanie potencjalnych długoterminowych korzyści ze stosowania stali nierdzewnej w porównaniu z innymi materiałami.

3. TRWAŁOŚĆ I DOBÓR MATERIAŁÓW

3.1. Wstęp

Stale nierdzewne są na ogół bardzo odporne na korozję i zachowują się zadowalająco w większości środowisk. Granica odporności korozyjnej danej stali nierdzewnej jest uzależniona od jej składu, co oznacza, że każdy gatunek zachowuje się nieco inaczej w tym samym środowisku. Należy zatem wybrać gatunek stali nierdzewnej odpowiedni do danego zastosowania. Ogólnie rzecz biorąc, im wyższy poziom wymaganej odporności na korozję, tym większy koszt materiału. Na przykład gatunek stali 1.4401 kosztuje więcej niż stal 1.4301 ze względu na dodatek molibdenu. Stale duplex potencjalnie oferują zwiększoną odporność na korozję przy niższej cenie. Ponadto, ich większa wytrzymałość może umożliwić zmniejszenie wielkości przekroju poprzecznego, a tym samym kosztu materiału, co potencjalnie zmniejszy całkowity koszt projektu.

Materiały austenityczne w stanie po obróbce plastycznej na zimno wykazują odporność na korozję zbliżoną do tych dostarczanych w stanie po przesycaniu.

Najczęstszymi powodami, dla których metale nie spełniają oczekiwań z zakresu odporności korozyjnej, są:

a) błędna ocena środowiska lub narażenie stali na nieoczekiwane warunki, na przykład skażenie jonami chlorkowymi lub wyższe niż oczekiwane nagromadzenie się ich na powierzchni stali,
b) nieodpowiednie techniki wytwarzania (np. spawanie, obróbka cieplna i nagrzewanie podczas formowania), niedostateczne usunięcie przebarwień powierzchni spoin powstałych przez oddziaływanie ciepła lub zanieczyszczenie powierzchni, które może również zwiększyć podatność na korozję,
c) zbyt szorstkie lub niewłaściwe zorientowane wykończenie powierzchni.

Nawet w przypadku wystąpienia przebarwienia powierzchni lub korozji jest mało prawdopodobne, aby integralność konstrukcji została naruszona. Niemniej jednak użytkownik może nadal uważać korozyjne odbarwienia na zewnętrznych powierzchniach jako uszkodzenie. Zarówno staranny dobór gatunku stali nierdzewnej, jak i dobra jakość wykonania mogą znacznie zmniejszyć prawdopodobieństwo wystąpienia takich przebarwień i korozji. Praktyczne wskazówki podano w rozdz. 11. Doświadczenia wykazują, że każdy poważny problem korozji najprawdopodobniej wystąpi w pierwszych dwóch lub trzech latach eksploatacji.

W pewnych agresywnych środowiskach niektóre gatunki stali nierdzewnej będą podatne na miejscowe ataki korozji. Sześć rodzajów korozji opisano w kolejnej części, jednak trzy ostatnie są rzadko spotykane w budownictwie. Należy podkreślić, że obecność wilgoci (w tym kondensacji pary wodnej) jest niezbędna, aby mogła wystąpić korozja.

3.2. Rodzaje korozji i właściwości gatunków stali nierdzewnych

3.2.1. Korozja wżerowa

Jak sama nazwa wskazuje, korozja wżerowa przybiera postać miejscowych wżerów. Występuje w wyniku lokalnego uszkodzenia warstwy pasywnej zwykle przez jony chlorkowe, chociaż inne halogenki i inne aniony mogą powodować podobny efekt. Wewnątrz rozwijającego się wżeru produkty korozji mogą wytworzyć bardzo żrący roztwór, który powoduje szybkie rozprzestrzenianie się korozji. W większości zastosowań konstrukcyjnych zakres wystąpienia korozji wżerowej jest niewielki, a redukcja przekroju elementów – pomijalnie mała. Produkty korozji mogą jednak przebarwić elementy architektoniczne. Zagrożenie korozją wżerową dotyczy takich ustrojów konstrukcyjnych, jak kanały, rurociągi czy elementy obudowy.

Jony chlorkowe, jako dość agresywne, są najczęstszą przyczyną powstawania korozji wżerowej w zastosowaniach na zewnątrz, obszarach przybrzeżnych i środowiskach obciążonych solami odladzającymi. Prawdopodobieństwo wystąpienia korozji wżerowej w środowisku pracy zależy nie tylko od zawartości chlorków, ale również od innych czynników, takich jak temperatura, żrące substancje zanieczyszczające i cząstki stałe, kwasowość lub zasadowość, zawartość utleniaczy, a także obecność lub brak tlenu. Odporność na korozję stali nierdzewnych zależy od ich składu chemicznego. Chrom, molibden i azot zwiększają odporność na korozję wżerową.

Równoważnik odporności na korozję wżerową (PREN) pozwala w przybliżeniu oszacować odporność na korozję. Określa się go jako:

$$PREN = \%\,Cr + 3{,}3\%\,Mo + 16\%\,N.$$

Wskaźnik PREN jest pomocny podczas porównywania odporności korozyjnej różnych stali nierdzewnych. Powinien być stosowany jako pierwszy, przybliżony wskaźnik. Małe różnice wartości wskaźnika PREN mogą być łatwo zatarte przez wystąpienie innych czynników, które mają również istotny wpływ na odporność korozyjną stali. Z tego powodu PREN nie powinien być jedynym czynnikiem w doborze gatunku stali.

Gatunek stali 1.4301 posiada najniższą wartość wskaźnika PREN w odniesieniu do innych stali austenitycznych opisanych w niniejszym podręczniku. Korozja na powierzchni tej stali występuje w obszarach przybrzeżnych o niskiej

bądź umiarkowanej zawartości soli lub soli odladzającej i nie nadaje się do zastosowania w środowiskach, gdzie występują zraszanie/mgiełka cieczy, strefy rozpryskiwania cieczy i trwałego zanurzenia. Gatunek stali 1.4301 może również wykazywać niedopuszczalny poziom korozji wżerowej w atmosferze przemysłowej.

Na obszarach o niskim lub umiarkowanym środowisku przemysłowym, obszarach nabrzeżnych, nadmorskich lub odladzanych solą chlorkową zaleca się stosowanie gatunku stali 1.4401 bądź stali typu duplex 1.4362 lub 1.4162. Jeśli zanieczyszczenia lub narażenie na działanie soli są wyższe, uzasadnione jest zastosowanie stali duplex 1.4462 lub stali nierdzewnych bardziej odpornych na korozję.

3.2.2. Korozja szczelinowa

Korozja szczelinowa występuje w wąskich i niedomkniętych szczelinach, gdzie stale gromadzi się woda zarówno wewnątrz, jak i na zewnątrz szczeliny. Szczelina musi być na tyle mała, aby umożliwić wnikanie wody i rozpuszczonego chlorku, a jednocześnie nie dopuścić do przenikania tlenu do szczeliny.

Poprzez uszczelnienie szczelin lub ich wyeliminowanie można zapobiec wystąpieniu korozji szczelinowej. Intensywność korozji jest silnie uzależniona od geometrii szczeliny: im węższa i głębsza jest szczelina, tym narażenie korozyjne jest większe.

Połączenia, które nie znajdują się pod wodą, powinny być zaprojektowane tak, aby nie przepuszczały wilgoci. Obecność chlorków lub soli w środowisku powoduje, że niektóre gatunki stali nierdzewnych, w tym 1.4301 i 1.4401, są podatne na korozję szczelinową. Bardziej odporne na korozję stale austenityczne i stale duplex są mniej wrażliwe, a ich zachowanie będzie zależeć od warunków otoczenia, w szczególności od temperatury.

Stopień korozji w zanurzonych szczelinach jest na ogół silniejszy niż w korozyjnych środowiskach atmosferycznych nad wodą, które przechodzą cykle zwilżania i osuszania lub są regularnie zawilgocone. Zanurzone szczeliny są bardziej agresywne, ponieważ przenikanie do ich wnętrza związków utleniających niezbędnych do utrzymania warstwy pasywnej jest ograniczone.

Szczeliny mogą być wynikiem złego połączenia metalu z metalem, braku uszczelki, nagromadzenia się zanieczyszczeń biologicznych, osadów powierzchniowych (np. cząstek stałych, odchodów, żywności, odpadów) i uszkodzeń powierzchni, takich jak wbite cząstki żelaza. Należy dołożyć wszelkich starań, aby wyeliminować szczeliny. Często jednak nie jest to całkowicie możliwe do wykonania.

Podobnie jak w przypadku korozji wżerowej pierwiastki stopowe: chrom, molibden i azot zwiększają odporność na atak korozji. Tym samym odporność na korozję szczelinową wzrasta – od gatunku 1.4301 przez 1.4401 do 1.4462.

3.2.3. Korozja bimetaliczna (galwaniczna)

Gdy dwa różne metale znajdują się w kontakcie elektrycznym i są połączone elektrolitem (tzn. cieczą przewodzącą prąd elektryczny, taką jak woda morska lub zanieczyszczona woda słodka), wówczas prąd przepływa przez elektrolit z metalu anodowego do katodowego (szlachetnego metalu). W rezultacie prowadzi to do korozji mniej szlachetnego metalu.

Stale nierdzewne w parach elektrochemicznych stanowią materiał katodowy, dlatego też nie ulegają dodatkowej korozji. Stale nierdzewne i stopy miedzi znajdują się bardzo blisko w szeregu napięciowym metali, a narażone na działanie umiarkowanych warunków atmosferycznych mogą być bez obaw umieszczone w bezpośrednim styku.

Ten rodzaj korozji ma szczególne znaczenie przy połączeniach stali nierdzewnych i stali węglowych lub niskostopowych stali trudnordzewiejących (typu Corten) bądź aluminium. Ważne jest, aby spoiwo łączące metale było równie szlachetne jak łączone metale oraz było odporne na korozję (zwykle stal nierdzewna). Ponadto, w połączeniach mechanicznych śruby powinny być wykonane z metalu, który jest bardziej odporny na korozję. Korozja galwaniczna pomiędzy różnymi gatunkami stali nierdzewnych nie stanowi problemu, chyba że zostaną one umieszczone w warunkach całkowicie zanurzonych.

Korozji bimetalicznej można zapobiec, eliminując przepływ prądu przez:

- odizolowanie różnych metali, tzn. przerwanie kontaktu między metalami (pkt 7.1.1),
- zapobieganie przewodzeniu elektrolitu, tj. zablokowanie ścieżki elektrycznej przez malowanie lub zastosowanie innej powłoki. Tam, gdzie wymaga się zabezpieczenia i nie jest możliwe pokrycie powłoką obu metali, korzystne jest pokrycie bardziej szlachetnego metalu (tj. stali nierdzewnej w przypadku połączenia stal nierdzewna/stal węglowa).

Ryzyko dużego ataku korozji jest największe, jeśli powierzchnia bardziej szlachetnego metalu (tj. stali nierdzewnej) jest duża w porównaniu z obszarem mniej szlachetnego metalu (tj. stali węglowej). Należy zwrócić szczególną uwagę na użycie farb i innych powłok do pokrycia stali węglowej. Jeśli na obszarze powłoki malarskiej istnieją małe pory lub otwory, wtedy mała powierzchnia nieosłoniętej stali węglowej wykazuje bardzo duży stosunek powierzchni pola katodowego do anodowego, co powoduje poważne wżery w stali węglowej. Jest to oczywiście najbardziej niebezpieczne w warunkach zanurzonych. W takich sytuacjach zaleca się malowanie stali nierdzewnej również w odległości 75 mm od miejsca styku metali, co zmniejsza jej oddziaływanie katodowe i poprawia stosunek powierzchni katodowej/anodowej dla porów występujących w powłoce malarskiej.

Niekorzystny stosunek powierzchni może wystąpić w przypadku elementów złącznych i w miejscach łączenia elementów. Powinno się unikać stosowania śrub ze stali węglowej w połączeniach elementów ze stali nierdzewnej, po-

nieważ stosunek powierzchni stali nierdzewnej do stali węglowej jest duży, a śruby będą przedmiotem agresywnego ataku korozji. Z kolei szybkość ataku korozji elementów ze stali węglowej czy aluminium łączonych śrubami ze stali nierdzewnej jest nieznaczna. Zazwyczaj pomocne jest skorzystanie z wcześniejszych doświadczeń, ponieważ różne metale często można bezpiecznie połączyć w warunkach sporadycznego występowania skroplin lub zwiększonej wilgotności, zwłaszcza gdy przewodność elektrolitu jest mała.

Przewidywanie wspomnianych efektów jest trudne, ponieważ szybkość korozji zależy od wielu zmiennych. Wykorzystanie tablic potencjału elektrycznego metali ignoruje obecność powierzchniowej warstwy tlenków i wpływ stosunku powierzchni oraz różnego składu chemicznego występujących roztworów (elektrolitów). Niewłaściwe wykorzystanie tych tablic może zatem prowadzić do błędnych rozwiązań. Należy je stosować ostrożnie i tylko do wstępnej oceny.

Ogólne zachowania metali w kontakcie bimetalicznym w środowiskach wiejskich, miejskich, przemysłowych i przybrzeżnych są w pełni udokumentowane w BS PD 6484: *Commentary on corrosion at bimetallic contacts and its alleviation (Komentarz dotyczący korozji w kontakcie bimetalicznym i jej zapobieganie).*

3.2.4. Korozja naprężeniowa

Rozwój korozji naprężeniowej wymaga jednoczesnego występowania naprężeń rozciągających i specyficznych czynników środowiskowych, których wystąpienie jest mało prawdopodobne w normalnej atmosferze budynków. Naprężenia nie muszą być bardzo duże w stosunku do granicy plastyczności materiału i mogą wynikać z obciążenia czy pozostałości z procesów produkcyjnych, takich jak spawanie lub gięcie. Ferrytyczne stale nierdzewne nie są podatne na korozję naprężeniową. Stale nierdzewne typu duplex zazwyczaj mają wyższą odporność na korozję naprężeniową niż austenityczne stale nierdzewne ujęte w niniejszym podręczniku. Gatunki wysokostopowe austenitycznych stali nierdzewnych, takie jak 1.4539, 1.4529, 1.4547 i 1.4565, zostały opracowane dla zastosowań, w których występuje zagrożenie korozją naprężeniową.

Należy zachować ostrożność w przypadku, gdy elementy ze stali nierdzewnej zawierające wysokie naprężenia własne (np. z powodu obróbki plastycznej na zimno) są stosowane w środowiskach bogatych w chlorki (np. kryte pływalnie, konstrukcje morskie i przybrzeżne). Bardzo obciążone cięgna w środowiskach bogatych w chlorki mogą być podatne na korozję naprężeniową, w zależności od gatunku stali nierdzewnej.

W punkcie 3.5.3 podano wytyczne dotyczące doboru gatunku stali dla środowisk basenów, pomagające uniknąć tego typu korozji.

3.2.5. Korozja ogólna (równomierna)

W normalnych warunkach zwykle spotykanych w zastosowaniach konstrukcyjnych stale nierdzewne nie ulegają korozji ogólnej, która jest charakterystyczna dla stali niestopowych i żelaza.

3.2.6. Korozja międzykrystaliczna i korozja spoin

W trakcie długotrwałego wygrzewania austenitycznych stali nierdzewnych w zakresie temperatury od 450 do 850°C węgiel w stali dyfunduje do granic ziaren i wydziela się w postaci węglika chromu. Usuwa to chrom z roztworu stałego i pozostawia niższą jego zawartość w sąsiedztwie granic ziaren. Stal w tym stanie jest określana jako uwrażliwiona. Granice ziaren stają się preferencyjnie podatne na atak korozji przy kolejnej ekspozycji na środowisko korozyjne. Zjawisko to jest znane jako korozja spoin, gdyż występuje w strefie wpływu ciepła złącz spawanych.

Istnieją trzy sposoby uniknięcia korozji międzykrystalicznej:

- stosowanie stali o niskiej zawartości węgla,
- stosowanie stali stabilizowanych tytanem lub niobem (np. 1.4541, 1.4571, 1.4509, 1.4521 lub 1.4621), ponieważ te pierwiastki łączą się preferencyjnie z węglem, tworząc stabilne cząstki i zmniejszając tym samym ryzyko powstania węglików chromu,
- stosowanie obróbki cieplnej (jednak w praktyce ta metoda jest rzadko stosowana).

Gdy planuje się spawanie elementów, w przypadku stali austenitycznych lub duplex należy wybierać gatunki o niskiej zawartości węgla (0,03% maksimum), aby zapobiec uwrażliwieniu stali i korozji międzykrystalicznej. Korozja międzykrystaliczna rzadko występuje w stalach nierdzewnych austenitycznych lub duplex, ponieważ nowoczesne technologie produkcji stali zapewniają im niską zawartość węgla, co pozwala na uniknięcie problemu.

Ferrytyczne stale nierdzewne są bardziej podatne na uwrażliwienie w procesie spawania niż stale austenityczne. Z tego względu, nawet przy niskiej zawartości węgla szczególnie istotne jest stosowanie na elementy spawane gatunków stabilizowanych stali ferrytycznych.

3.3. Korozja w wybranych środowiskach

3.3.1. Powietrze

Środowiska atmosferyczne różnią się, jeśli chodzi o ich wpływ na stal nierdzewną. Przestrzenie obszarów wiejskich, nieskażone zanieczyszczeniami przemysłowymi lub solą przybrzeżną, są bardzo łagodne pod względem korozyjności, nawet w obszarach o wysokiej wilgotności. Przemysłowa sól odladza-

jąca i atmosfera przybrzeżna są znacznie bardziej dotkliwe. W punkcie 3.5 można się zapoznać ze wskazówkami dotyczącymi doboru odpowiednich gatunków stali nierdzewnej.

Najczęstszymi przyczynami korozji atmosferycznej są zanieczyszczenia powierzchni metalicznymi cząsteczkami żelaza (wynikające z procesu wytwarzania zarówno w warsztacie, jak i w terenie) oraz chlorkami pochodzącymi z morza, solami odladzającymi, zanieczyszczeniami przemysłowymi i chemikaliami (np. wybielaczem i kwasem chlorowodorowym). Niektóre osadzone cząstki (kurz, piasek, roślinność lub gruz), chociaż obojętne, tworzą szczeliny i są w stanie wchłaniać sole, chemikalia i słabe roztwory z kwaśnych deszczów. Ponieważ zachowują wilgoć przez długi czas, wynikiem może być bardziej korozyjne środowisko lokalne.

Wykończenie powierzchni ma znaczący wpływ na ogólny wygląd odsłoniętej stali nierdzewnej (np. gromadzenie się brudu), skuteczność czyszczenia deszczem i szybkość korozji (gładsze wykończenia mają lepszą odporność na korozję).

3.3.2. Woda morska

Woda morska, a także woda słona, zawierają wysokie stężenie chlorków, a zatem są żrące. W stalach gatunków 1.4301 i 1.4401 mogą wystąpić silne wżery. Gatunki te są również narażone na atak w szczelinach, niezależnie od tego, czy są to rezultaty rozwiązań szczegółów konstrukcyjnych, czy też organizmów porastających powierzchnię, takich jak skorupiaki.

W niektórych zastosowaniach, w których korozję można tolerować, stal duplex gatunku 1.4462 może być odpowiednia, jeżeli przewidywany okres eksploatacji jest określony, a elementy będą kontrolowane. W przypadku dłuższego zastosowania należy użyć gatunków superaustenitycznych, superferrytycznych lub superduplex. (Stale te zawierają większe stężenie pierwiastków, takich jak chrom, nikiel, molibden, miedź i azot. Wykazują one odporność na korozję, która umożliwia ich stosowanie w warunkach podmorskich i w stężonych kwasach. Typowe gatunki superaustenityczne to 1.4565, 1.4529 i 1.4547, a typowe gatunki superduplex to: 1.4410, 1.4501 i 1.4507).

Regularne rozpylanie lub rozpryskiwanie soli może spowodować takie skutki, jak całkowite zanurzenie, ponieważ stężenie chlorków powierzchniowych wzrasta w trakcie odparowania wody. Należy zauważyć, że wysokie stężenie chlorków w wodzie odpływającej z soli odladzających może powodować podobne problemy korozji w elementach konstrukcyjnych.

W przypadku gdy stal nierdzewna jest stosowana z innymi metalami w obecności wody morskiej, należy wziąć pod uwagę możliwość wystąpienia silnej korozji bimetalicznej.

3.3.3. Inne wody

Standardowe stale nierdzewne austenityczne i duplex zwykle zachowują się zadowalająco w wodzie destylowanej, wodzie kranowej i kotłowej. Jeśli poziom pH wody jest niższy niż 4, należy zasięgnąć specjalistycznej porady dotyczącej doboru gatunku stali.

Nieoczyszczone wody w rzece lub jeziorze oraz woda stosowana w przemyśle przetwórczym mogą być czasami bardzo korozyjne. Należy wówczas uzyskać pełną analizę składu chemicznego wody, w tym poziom pH, zawartość i rodzaj ciał stałych oraz poziom chlorków. Typowy zakres temperatury, rodzaj aktywności biologicznej lub mikrobiologicznej oraz stężenie i rodzaj chemikaliów są również istotne. Jeśli woda nie spełnia standardów jakości wody pitnej, należy zasięgnąć specjalistycznej porady z zakresu doboru gatunku stali nierdzewnej. W przypadku wód zawierających cząsteczki ścierne należy rozważyć możliwość korozji erozyjnej.

3.3.4. Środowisko chemiczne

Stal nierdzewna jest odporna na wiele substancji chemicznych. Zakres zastosowania stali nierdzewnej w środowiskach chemicznych jest szeroki i w tym miejscu nie jest właściwe szczegółowe omawianie tego tematu. Środowiska chemiczne są poza zakresem wytycznych dotyczących doboru gatunków stali nierdzewnych podanych w EN 1993-1-4. Należy jednak zauważyć, że w wielu zastosowaniach stale inne niż te uwzględnione w niniejszym podręczniku mogą być bardziej odpowiednie. Wskazane jest zasięgnięcie porady specjalisty inżyniera korozji.

Wykresy przedstawiające wyniki badań korozji w różnych substancjach chemicznych opublikowane przez producentów wymagają dokładnej interpretacji. Mimo że stanowią one wskazówkę na temat odporności korozyjnej określonego gatunku, to warunki użytkowania (temperatura, ciśnienie, stężenie itd.) mogą być inne i mogą się zasadniczo różnić od warunków badań. Ponadto, zanieczyszczenia oraz stopień napowietrzania mogą mieć znaczący wpływ na wyniki.

3.3.5. Gleby

Gleby różnią się korozyjnością w zależności od poziomu wilgoci, pH, napowietrzania, obecności zanieczyszczeń chemicznych, aktywności mikrobiologicznej oraz odwodnienia powierzchni. Stale nierdzewne generalnie dobrze zachowują się w różnych glebach, a zwłaszcza w glebach o wysokiej rezystywności, chociaż pewna korozja wżerowa może wystąpić w wilgotnych glebach o niskiej rezystywności. Obecność agresywnych związków chemicznych, takich jak jony chlorkowe czy różne rodzaje bakterii, a także prądów błądzących (powodowanych lokalnymi systemami dystrybucji prądu stałego, takimi jak sieci kolejowe lub tramwajowe) może powodować korozję lokalną. Powstawanie

prądu błądzącego można tłumić odpowiednią izolacją elektryczną rur (powłoki lub opakowania) i(lub) ochroną katodową.

W celu doboru gatunku stali nierdzewnej, która ma być zakopana w glebie, po pierwsze zaleca się uwzględnienie odporności na korozję w odniesieniu do obecności jonów chlorkowych, a po drugie zależności od rezystywności gruntu i pH. Należy założyć, że we wszystkich przypadkach znajdują się słabo odwodnione grunty. Tablica 3.1 zawiera odpowiednie gatunki stali dla różnych warunków glebowych.

Tablica 3.1. Gatunki stali nierdzewnej do stosowania w różnych warunkach gruntowych

Typowa lokalizacja	Warunki glebowe		Gatunek stali nierdzewnej
Strefa śródlądowa	Cl	< 500 ppm	1.4301, 1.4307 1.4401, 1.4404
	Rezystywność	> 1000 om.cm	
	pH	> 4,5	
Chlorki (sól przybrzeżna/odladzająca) strefa bez pływów	Cl	< 1500 ppm	1.4401, 1.4404
	Rezystywność	> 1000 om.cm	
	pH	> 4,5	
Chlorki (sól przybrzeżna/odladzająca) strefa pływów	Cl	< 6000 ppm	1.4410, 1.4547, 1.4529
	Rezystywność	> 500 om.cm	
	pH	> 4,5	
UWAGA: 1.4410 to gatunek stali superduplex, a 1.4547 i 1.4529 to gatunki superaustenityczne. Gatunki te nie są generalnie stosowane w konstrukcjach i nie wchodzą w zakres niniejszego podręcznika.			

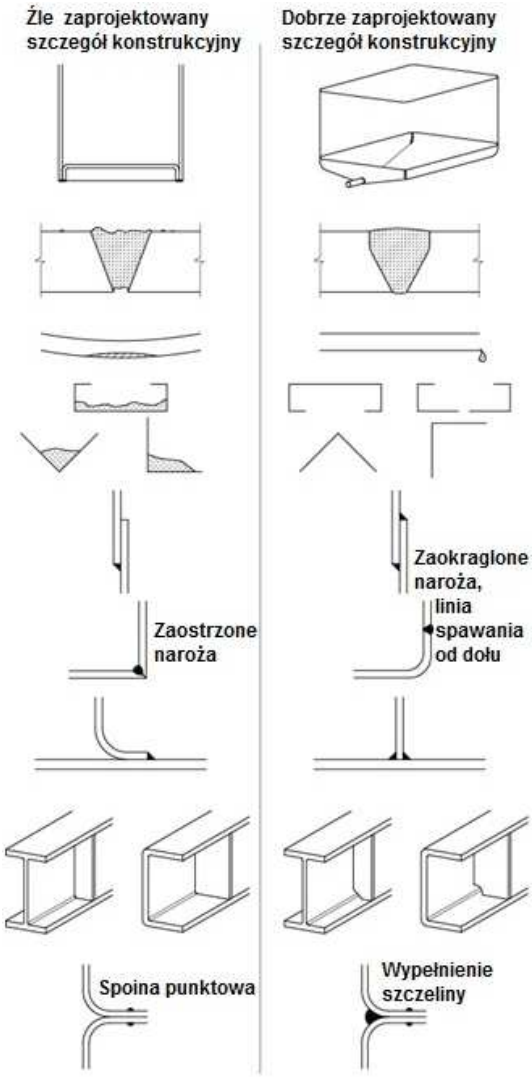
3.4. Projektowanie ze względu na korozję

Najważniejszym krokiem w zapobieganiu problemom korozji jest wybór odpowiedniego gatunku stali nierdzewnej oraz właściwych procedur produkcji w odniesieniu do danego środowiska. Po określeniu konkretnego gatunku stali nierdzewnej można jeszcze jednak wiele poprawić, aby osiągnąć pełną odporność korozyjną stali, zwracając większą uwagę na rozwiązanie szczegółów. Zabezpieczenia antykorozyjne powinny być rozważane już na etapie projektowania, szczególnie podczas projektowania szczegółów konstrukcyjnych.

Tablica 3.2 zawiera listę kontrolną. Nie wszystkie punkty dałyby najlepsze wyniki, biorąc pod uwagę wytrzymałość konstrukcji i nie są punktami, które mogą być stosowane we wszystkich środowiskach. Wielu z nich nie będzie się wymagać, szczególnie w środowiskach o małej korozyjności lub w miejscach, w których prowadzi się regularną konserwację. Rysunek 3.1 pokazuje rozwiązania konstrukcyjne mające dobry i zły wpływ na uzyskanie odpowiedniej trwałości.

Tablica 3.2. Projektowanie i specyfikacja kontroli korozji

Unikanie zabrudzeń, wilgoci i gromadzenia się zanieczyszczeń
• prawidłowo orientować kątowniki i ceowniki w celu zminimalizowania prawdopodobieństwa gromadzenia się wilgoci • zapewnić otwory drenażowe o odpowiedniej średnicy uniemożliwiające ich zablokowanie • unikać powierzchni poziomych • stosować niewielkie spadki dla nominalnie poziomych blach węzłowych • stosować rury i pręty pełne (rury powinny być uszczelnione suchym gazem lub powietrzem, gdyż istnieje niebezpieczeństwo powstania szkodliwych kondensatów) • stosować gładkie wykończenia powierzchni lub jeśli chropowate wykończenia są nieuniknione, w miarę możliwości szlif orientować pionowo
Unikanie lub uszczelnianie szczelin
• w miarę możliwości stosować połączenia spawane, a nie śrubowe • używać spoin zamykających i żywic uszczelniających • odpowiednio kształtować/profilować spoiny, aby wygładzić powierzchnię • zapobiegać zanieczyszczeniom biologicznym • stosować elastyczne podkładki lub wysokiej jakości uszczelniacze dla połączeń śrubowych ponad gruntem, nie zanurzać połączeń śrubowych
Redukcja prawdopodobieństwa pęknięć wskutek korozji naprężeniowej, szczególnie w tych środowiskach, w których może wystąpić (pkt 3.2.4)
• zminimalizować naprężenia przez staranne dobranie kolejności spawania • śrutować (ale unikać śrutu z żelaza/staliwa, aby zapobiec osadzaniu się cząstek stali węglowej)
Redukcja prawdopodobieństwa wystąpienia wżerów (rozdz. 11.)
• usunąć rozpryski stopiwa • dokonać wytrawiania stali nierdzewnej w celu usunięcia przebarwień. Unikać silnie utleniających reagentów zawierających chlorek, takich jak chlorek żelazowy. Zamiast tego użyć kąpieli trawiącej lub pasty do wytrawiania, zawierającej mieszaninę kwasu azotowego i kwasu fluorowodorowego. Spoiny powinny być zawsze czyszczone, aby przywrócić odporność na korozję stali. Do czyszczenia przebarwień i spoin mogą być również użyte inne techniki, takie jak czyszczenie mechaniczne materiałami ściernymi lub piaskowanie ścierniwem szklanym albo miejscowa elektroliza powierzchni • unikać przenoszenia cząstek stali węglowych (np. wydzielić specjalny obszar warsztatowy i narzędzia przeznaczone do stali nierdzewnej) • postępować zgodnie z odpowiednim programem obsługi technicznej
Redukcja prawdopodobieństwa korozji bimetalicznej (pkt 3.2.3)
• zapewnić izolację elektryczną pomiędzy śrubami z materiałów obojętnych, takich jak neopren • używać odpowiednich farb • minimalizować obszary zawilgocenia • używać metali zbliżonych do siebie potencjałem elektrycznym



Rysunek 3.1. Nieodpowiednie i odpowiednie projektowanie szczegółów konstrukcyjnych zapewniające trwałość

3.5. Dobór materiału

3.5.1. Wprowadzenie

W większości zastosowań konstrukcyjnych stal nierdzewna jest wykorzystywana ze względu na jej odporność na korozję, estetykę, minimalną konserwację oraz długoletnią trwałość. Głównym czynnikiem przy wyborze odpowiedniego gatunku stali powinna być jednak odporność na ubytki korozji.

Dobór odpowiedniego gatunku stali nierdzewnej powinien uwzględniać środowiskowe warunki eksploatacji, technologie wytwarzania, takie jak gięcie

czy spawanie, wykończenie powierzchni i konserwację konstrukcji. Ponadto projektant musi określić kryteria uszkodzenia korozją. Jeśli element konstrukcyjny ma spełniać warunki nośności przez określony czas, a wygląd nie jest istotny, oraz jeśli wzięto pod uwagę dopuszczalną szybkość korozji, wtedy zastosowanie mniej odpornej na korozję stali może być zadowalające. Jeśli jednak wygląd wolnej od korozji konstrukcji jest ważny, wówczas może być konieczne zastosowanie bardziej odpornej na korozję stali nierdzewnej, gładsze wykończenie powierzchni lub częstsze czyszczenie. Czyszczenie stali nierdzewnej, nawet naturalne zmywanie przez deszcz, może utrzymać lub poprawić początkowy wygląd i pomóc w przedłużeniu żywotności konstrukcji.

Pierwszym krokiem jest charakterystyka środowiska eksploatacji konstrukcji, w tym rozsądnie przewidywane odchylenia od warunków projektowych. Oprócz narażenia na działanie substancji korozyjnych należy uwzględnić parametry eksploatacyjne, klimatyczne i konstrukcyjne, które mogą wpływać na zachowanie się konstrukcji, a także jej przewidywaną żywotność. Na przykład w zastosowaniach przemysłowych żrące związki chemiczne i ich stężenia, gromadzenie się osadu powierzchniowego, kwasowość i czyszczenie mogą wpływać na zagrożenie korozją. W zastosowaniach zewnętrznych powinny być brane pod uwagę następujące czynniki: narażenie na duże oblewanie przez deszcz (lub stopień ochrony przed opadem), poziom wilgotności (np. wilgotność, opad deszczu, mgła), stężenie cząstek w powietrzu, rozprzestrzenianie soli (np. skaliste wybrzeża lub droga), rozpryskiwanie lub zanurzenie w chlorku (soli) itp. We wszystkich zastosowaniach szczegóły konstrukcyjne, takie jak nieuszczelnione szczeliny, kontakt z innymi metalami i specyfika wykończenia mogą wpływać na postęp korozji. Ewentualne przyszłe zmiany lub zmiana sposobu użytkowania powinny być również brane pod uwagę. Określając parametry eksploatacyjne, należy również uwzględnić wpływ instalacji znajdujących się w bezpośredniej bliskości analizowanej konstrukcji.

Odpowiedni gatunek stali nierdzewnej można dobrać tak, aby zapewnić całkowitą satysfakcjonującą odporność na korozję w przewidywanym środowisku. Przy wyborze odpowiedniej stali należy rozważyć, które ewentualne typy korozji mogą wystąpić. Należy wziąć pod uwagę właściwości mechaniczne, łatwość wytwarzania, dostępność form produktu, wykończenie powierzchni oraz koszty.

3.5.2. Procedura doboru gatunku stali austenitycznych i duplex według PN-EN 1993-1-4

Załącznik A PN-EN 1993-1-4 zawiera procedurę doboru gatunku stali nierdzewnej na elementy nośne. Ma ona zastosowanie do konstrukcji stalowych. Należy się także odnieść do PN-EN 1992 i PN-EN 1996 w celu doboru materiałów na elementy mocujące do betonu i murów. Procedura ta nie uwzględnia:

- stopnia/dostępności produktów,

- wymagań dotyczących wykończenia powierzchni, np. ze względów architektonicznych lub higienicznych,
- metod spawania/łączenia.

Procedura zakłada spełnienie następujących kryteriów:
- odczyn otoczenia mieści się w zakresie obojętnego pH (pH 4-10),
- elementy konstrukcyjne nie są bezpośrednio wystawione na pełne lub częściowe działanie procesu chemicznego,
- środowisko otoczenia nie jest trwale lub często zanurzone w wodzie morskiej.

Jeśli te warunki nie są spełnione, należy zasięgnąć porady specjalistycznej.

Procedura jest odpowiednia tylko dla środowisk zlokalizowanych w Europie. Może być myląca, szczególnie w niektórych częściach świata, takich jak Bliski Wschód, Daleki Wschód i Ameryka Środkowa.

Procedura obejmuje następujące etapy:
- określenie **współczynnika odporności korozyjnej (CRF)** środowiska (tabl. 3.3),
- określenie **klasy odporności korozyjnej (CRC)** na podstawie CRF (tabl. 3.4).

W tablicy 3.5 podano gatunki stali w każdej klasie CRC. Wybór konkretnego gatunku w ramach klasy CRC będzie zależał nie tylko od odporności na korozję, ale i innych czynników, takich jak wytrzymałość i dostępność wymaganych produktów. Określenie materiału za pomocą klasy CRC i wytrzymałości projektowej, np. CRC II i f_y = 450 N/mm^2 jest wystarczające, aby umożliwić dostawcy ustalenie faktycznego gatunku stali w ramach klasy CRC.

Procedura dotyczy elementów narażonych na działanie środowisk zewnętrznych. W przypadku elementów konstrukcyjnych w wewnętrznie kontrolowanych środowiskach CRF wynosi 1,0. Środowiskami kontrolowanymi wewnętrznie są te klimatyzowane, ogrzewane lub zamknięte. Wielopoziomowe parkingi, stanowiska załadowcze lub inne konstrukcje z dużymi otworami powinny być traktowane jako środowiska zewnętrzne. Kryte baseny są szczególnym przypadkiem środowisk wewnętrznych (pkt 3.5.3).

Współczynnik CRF zależy od stopnia zagrożenia środowiska i oblicza się go w następujący sposób:

$$\mathrm{CRF} = F_1 + F_2 + F_3,$$

gdzie: F_1 – ryzyko narażenia na działanie chlorków ze słonej wody lub soli odladzających,
F_2 – ryzyko narażenia na dwutlenek siarki,
F_3 – czyszczenie, zmywanie przez deszcz.

Tablica 3.3. Określenie współczynnika odporności korozyjnej CRF ($\mathrm{CRF} = F_1 + F_2 + F_3$)

F_1 – ryzyko narażenia na działanie chlorków ze słonej wody lub soli odladzających		
UWAGA: *M* to odległość od morza, a S – odległość od drogi, na której jest stosowana sól odladzająca.		
1	Kontrolowane środowisko wewnętrzne budynków	
0	Niskie ryzyko oddziaływania	*M* > 10 km lub *S* > 0,1 km
–3	Średnie ryzyko oddziaływania	1 km < *M* ≤ 10 km lub 0,01 km < *S* ≤ 0,1 km
–7	Wysokie ryzyko oddziaływania	0,25 km < *M* ≤ 1 km lub *S* ≤ 0,01 km
–10	Bardzo wysokie ryzyko oddziaływania	Tunele drogowe, w których stosuje się sól odladzającą lub tam, gdzie pojazdy mogą przewozić sól odladzającą przez tunele
–10	Bardzo wysokie ryzyko oddziaływania	*M* ≤ 0,25 km
		Wybrzeże Morza Północnego Niemiec i wszystkie obszary nabrzeżne Bałtyku
–15	Bardzo wysokie ryzyko oddziaływania	*M* ≤ 0,25 km
		Linia brzegowa Atlantyku w Portugalii, Hiszpanii i Francji. Kanał La Manche i linia brzegowa Morza Północnego Wielkiej Brytanii, Francji, Belgii, Holandii i Południowej Szwecji. Wszystkie inne obszary przybrzeżne w Wielkiej Brytanii, Norwegii, Danii i Irlandii. Wybrzeże śródziemnomorskie.
F_2 – ryzyko narażenia na dwutlenek siarki		
UWAGA: W europejskich środowiskach przybrzeżnych stężenie dwutlenku siarki jest zwykle małe. W środowisku śródlądowym stężenie dwutlenku siarki jest niskie lub średnie. Obszary o wysokiej zawartości dwutlenku siarki są zwykle związane z obszarami silnie uprzemysłowionymi lub specyficznym środowiskiem, takim jak tunele drogowe. Stężenie dwutlenku siarki może być wyznaczone zgodnie z metodą podaną w normie ISO 9225.		
0	Niskie ryzyko oddziaływania	< 10 µg/m³ średnie stężenie gazu
–5	Średnie ryzyko oddziaływania	10-90 µg/m³ średnie stężenie gazu
–10	Wysokie ryzyko oddziaływania	90-250 µg/m³ średnie stężenie gazu
F_3 – okresowe czyszczenie lub naturalne zmywanie przez deszcz (jeśli $F_1 + F_2 \geq 0$, to $F_3 = 0$)		
0	Całkowicie wystawione na zmywanie przez deszcz	
–2	Określone wymogi okresowego czyszczenia	
–7	Brak zmywania przez deszcz lub brak wymogów okresowego czyszczenia	
UWAGA: Jeśli element ma być regularnie sprawdzany pod kątem obecności jakichkolwiek oznak korozji i czyszczenia, powinno być to dokładnie sprecyzowane w formie pisemnej. Należy określić metodę kontroli, czyszczenia i jej częstotliwość. Im częstsze czyszczenie, tym większe korzyści. Częstotliwość nie powinna być mniejsza niż co 3 miesiące. Sprecyzowane wymogi czyszczenia powinny dotyczyć wszystkich części konstrukcji, a nie tylko tych łatwo dostępnych i widocznych.		

Tablica 3.4. Określenie klasy odporności korozyjnej CRC

Współczynnik odporności korozyjnej środowiska (CRF)	Klasa odporności korozyjnej (CRC)
CRF = 1	I
0 ≥ CRF > –7	II
–7 ≥ CRF > –15	III
–15 ≥ CRF ≥ –20	IV
CRF < –20	V

Tablica 3.5. Gatunki stali w każdej klasie odporności korozyjnej CRC

Klasa odporności korozyjnej CRC				
I	II	III	IV	V
1.4003	1.4301	1.4401	1.4439	1.4565
1.4016	1.4307	1.4404	1.4462	1.4529
1.4512	1.4311	1.4435	1.4539	1.4547
	1.4541	1.4571		1.4410
	1.4318	1.4429		1.4501
	1.4306	1.4432		1.4507
	1.4567	1.4162		
	1.4482	1.4662		
		1.4362		
		1.4062		
		1.4578		
UWAGA 1.: Klasy odporności korozyjnej CRC są przeznaczone wyłącznie do stosowania w tej procedurze doboru stali i obowiązują tylko do zastosowań konstrukcyjnych. UWAGA 2.: W klasie wskazanej przez współczynnik CRF można zastosować gatunek z wyższej klasy CRC.				

Wartość F_1 dla zastosowań w linii brzegowej zależy od konkretnej lokalizacji w Europie i wynika z doświadczeń z istniejącymi już obiektami, danymi dotyczącymi badań postępu korozji i danymi dotyczącymi dystrybucji chlorków. Duża różnorodność środowisk w Europie oznacza, że w niektórych przypadkach obliczona wartość współczynnika CRF będzie konserwatywna.

Załączniki krajowe mogą określać, czy możliwy jest wybór łagodniejszego współczynnika CRF, gdy jest to poparte przez walidację danych z lokalnych doświadczeń eksploatacyjnych lub badań. Brytyjski załącznik krajowy zezwala na stosowanie łagodniejszego współczynnika CRF, gdy lokalne doświadczenia eksploatacyjne trwające co najmniej 5 lat wykazują przydatność gatunku w sąsiedniej niższej klasie odporności korozyjnej CRC. Maksymalne dopuszczalne podwyższenie współczynnika CRF wynosi jednak +5. Dane dotyczące wyników

powinny być uzyskane z lokalizacji położonej w odległości mniejszej niż 5 km od proponowanej, a na terenie nadbrzeżnym nie więcej niż 1 km. Analiza wyników powinna uwzględniać gatunek stali, jakość wykończenia powierzchni, orientację elementów i narażenie na zanieczyszczenia z powietrza (w szczególności chlorki), aby zapewnić, że są one porównywalne z proponowanym projektem.

Różne części tej samej konstrukcji mogą mieć różne warunki ekspozycji. Przykładowo jedna część może być całkowicie odsłonięta, a druga całkowicie osłonięta. Każdy przypadek narażenia należy ocenić osobno.

Procedura zakłada spełnienie wymagań EN 1090-2 w odniesieniu do procedur spawania i czyszczenia po spawaniu oraz unikania, usuwania i czyszczenia zanieczyszczeń powierzchni stali nierdzewnych po termicznym lub mechanicznym cięciu. Nieprzestrzeganie tego może zmniejszyć odporność na korozję części spawanych.

3.5.3. Środowiska krytych pływalni

Aby ograniczyć ryzyko związane z korozją naprężeniową (SCC) w atmosferze krytych pływalni, na elementy nośne konstrukcji należy stosować gatunki stali podane w tabl. 3.6. Załącznik krajowy może określić, czy jest dozwolone rzadsze czyszczenie.

Tablica 3.6. Gatunki stali dla środowiska wewnątrz krytych basenów

Elementy nośne w atmosferze basenów	Klasa odporności korozyjnej CRC
Elementy nośne, które są regularnie czyszczone[1]	CRC III lub CRC IV (z wyłączeniem 1.4162, 1.4662, 1.4362, 1.4062)
Elementy nośne, które nie są regularnie czyszczone	CRC V (z wyłączeniem 1.4410, 1.4501 i 1.4507)
Wszystkie mocowania, elementy złączne i części gwintowane	CRC V (z wyłączeniem 1.4410, 1.4501 i 1.4507)
UWAGA: Jeśli element ma być regularnie sprawdzany pod kątem obecności jakichkolwiek oznak korozji i czyszczenia, powinno być to dokładnie sprecyzowane w formie pisemnej. Należy określić metodę kontroli, czyszczenia i ich częstotliwość. Im częstsze czyszczenie, tym większe korzyści. Częstotliwość nie powinna być mniejsza niż w każdym tygodniu. Sprecyzowane wymogi czyszczenia powinny dotyczyć wszystkich części konstrukcji, a nie tylko tych łatwo dostępnych i widocznych.	

3.5.4. Procedura doboru gatunku ferrytycznych stali nierdzewnych

Ferrytyczne stale nierdzewne są odpowiednie do stosowania w środowiskach o umiarkowanym działaniu korozyjnym, z ograniczoną ekspozycją na działanie zanieczyszczeń atmosferycznych i chlorków. Istnieje ryzyko barwienia tych stali w wielu środowiskach, ale często są to zmiany kosmetyczne, niewpływające na bezpieczeństwo konstrukcji. Tablica 3.7 zawiera konserwatywne wskazówki dotyczące doboru stali dla czterech gatunków.

Tablica 3.7. Dobór gatunku ferrytycznych stali nierdzewnych

Dobór gatunku stali do wykończenia o wysokiej jakości (tj. brak tolerancji na widoczne przebarwienia na odsłoniętej powierzchni)					
Gatunek stali	C1	C2	C3	C4	C5
1.4003	***v***	**x**	**x**	Brak wskazówek ze względu na brak danych korozyjnych	
1.4509	***v***	**x**	**x**		
1.4621, 1.4521	***v***	***v***	**x**		
Dobór gatunku z tolerancją na kosmetyczne oznaki korozji (tj. mogą wystąpić przebarwienia powierzchni i drobne ubytki w wyniku korozji wżerowej, ale nie wpływa to na integralność konstrukcji)					
Gatunek stali	C1	C2	C3	C4	C5
1.4003	***v***	**(*v*)**	**x**	Brak wskazówek ze względu na brak danych korozyjnych	
1.4509	***v***	***v***	**(*v*)**		
1.4621, 1.4521	***v***	***v***	***v***		

Kategorie korozyjności pochodzą z EN ISO 12944-2: 2009 i są określone poniżej:

Kategoria korozyjności i ryzyko	Przykłady typowych środowisk w klimacie umiarkowanym	
	Obszary zewnętrzne	Przestrzenie wewnętrzne
C1 bardzo niska		Ogrzewane budynki z czystą przestrzenią, np. biura, sklepy, szkoły, hotele
C2 niska	Obszary o niskim poziomie zanieczyszczeń. W większości obszary wiejskie	Nieogrzewane budynki, w których może wystąpić kondensacja, np. magazyny, hale sportowe
C3 średnia	Obszary miejskie i przemysłowe, średnie zanieczyszczenie atmosfery dwutlenkiem siarki. Obszar przybrzeżny o niskim zasoleniu	Hale produkcyjne o dużej wilgotności, np. zakłady przetwórstwa spożywczego, pralnie, browary, mleczarnie
C4 wysoka	Obszary przemysłowe i obszary przybrzeżne o umiarkowanym zasoleniu	Zakłady chemiczne, baseny, wybrzeża morskie i stocznie
C5 bardzo wysoka	Obszary przemysłowe o dużej wilgotności i agresywnej atmosferze. Obszary przybrzeżne i morskie o wysokim zasoleniu	Budynki lub obszary o stałej kondensacji i wysokim zanieczyszczeniu

UWAGI:

v oznacza, że gatunek jest odpowiedni do danego środowiska.

x oznacza, że gatunek jest nieodpowiedni dla danego środowiska.

(*v*) oznacza, że ostrożność jest wymagana dla danej kombinacji gatunku i środowiska. Istnieje ryzyko wystapienia przebarwień korozyjnych i korozji zlokalizowanej w spoinach i mocowaniach. Ryzyko to jest największe, gdy występują: stagnacja wody i(lub) zanieczyszczenia atmosferyczne (w szczególności chlorki).

1. Klasa C1 zakłada zastosowanie w środowisku wewnętrznym, nienarażonym bezpośrednio na działanie czynników atmosferycznych lub chlorków. Obejmować będzie powierzchnie budynku, takie jak przestrzenie dachu, ściany obwodowe i stal pod okładziną.
2. Spoiny i mocowania mechaniczne stali nierdzewnej mogą tworzyć szczeliny bardziej podatne na korozję na odsłoniętych powierzchniach. Ryzyko to jest największe, gdy powierzchnie pozwalają na gromadzenie się wody lub zanieczyszczeń atmosferycznych.
3. Klasyfikacja ISO bierze pod uwagę chlorki pochodzące z soli morskich, ale nie z soli odladzających. Użytkownik powinien wziąć to pod uwagę, jeśli dana konstrukcja znajduje się w pobliżu dróg, które stosują sole odladzające.

4. PODSTAWY PROJEKTOWANIA

4.1. Podstawowe wymagania

Konstrukcję należy zaprojektować i wybudować w taki sposób, aby:

- była przydatna do użytkowania w założonym czasie eksploatowania,
- była zdolna do przejęcia wszystkich oddziaływań mogących się pojawić podczas wykonywania, montażu i użytkowania,
- w wyniku wystąpienia zdarzeń wyjątkowych nie została uszkodzona w zakresie nieproporcjonalnym do przyczyny,
- posiadała odpowiednią trwałość w stosunku do kosztów utrzymania.

Wspomniane wymagania powinny zostać spełnione przez dobór odpowiednich materiałów, należyte zaprojektowanie ustroju konstrukcyjnego i szczegółów konstrukcyjnych oraz ustalenie procedur kontrolnych projektu, wykonania i użytkowania. Konstrukcje powinny być zaprojektowanie z uwzględnieniem wszystkich stosownych stanów granicznych.

4.2. Stany graniczne

Stanami granicznymi określa się warunki, po których przekroczeniu konstrukcja staje się niezdolna do spełnienia określonych kryteriów projektowych. Rozróżnia się trzy typy stanów granicznych: stan graniczny nośności (SGN), stan graniczny użytkowalności (SGU) i stan graniczny trwałości (SGT). Stan graniczny nośności to stan, którego przekroczenie może prowadzić do zawalenia się części lub całej konstrukcji, narażając ludzi na niebezpieczeństwo. Stan graniczny użytkowalności jest związany ze stanami, po których przekroczeniu określone kryteria użytkowania przestają być spełnione. Stan graniczny trwałości może być traktowany jako podzbiór SGN i SGU, np. korozja wpływająca na nośność konstrukcji lub jej walory estetyczne.

Przy stanach granicznych nośności musi być spełniony następujący warunek:

$$E_{\mathrm{d}} \leq R_{\mathrm{d}} \tag{4.1}$$

gdzie: E_{d} – obliczeniowa wartość efektów oddziaływań, np. sił wewnętrznych, naprężeń wynikających z obciążenia oddziałującego na konstruk-

cję, z uwzględnieniem odpowiednich współczynników obliczeniowych,

R_d – odpowiadająca im nośność obliczeniowa podana w odpowiednich częściach niniejszych zaleceń projektowania.

Obliczeniowa nośność R_d jest ogólnie dana jako R_k/γ_M, gdzie R_k jest nośnością charakterystyczną, a γ_M – częściowym współczynnikiem, który przyjmuje różne wartości. W tablicy 4.1 podano wartości współczynnika γ_M przyjęte w niniejszym *Podręczniku projektowania*, zaczerpnięte z PN-EN 1993-1-4 oraz PN-EN 1993-1-8. Wartości te powinny być stosowane dla stali nierdzewnych, również podczas korzystania z zasad projektowania zawartych w innych częściach Eurokodu 3, np. w przypadku mostów (PN-EN 1993-2), czy też wież, masztów i kominów (PN-EN 1993-3), zastępując rekomendowane w tych częściach wartości współczynnika γ_M.

Należy również brać pod uwagę treść załącznika krajowego do EN 1993-1-4, a także innych stosownych części Eurokodu 3 dla kraju, w którym dana konstrukcja jest projektowana, ponieważ wartości współczynnika mogą się tam różnić od rekomendowanych w tabl. 4.1. W Polsce załączniki krajowe do PN-EN 1993-1-4 oraz PN-EN 1993-1-8 nakazują przyjmowanie wartości zalecanych z tabl. 4.1. Jeżeli załącznik krajowy dla danego kraju nie jest dostępny, wówczas współczynniki γ_M powinny być uzgodnione z odpowiednią instytucją państwową.

Alternatywnie nośność obliczeniowa może być ustalona na podstawie badań doświadczalnych materiałów, elementów składowych i konstrukcji (rozdz. 10.).

Tablica 4.1. Zalecane wartości współczynnika γ_M

Nośność	Symbol	Wartość (PN-EN 1993-1-4)
Przekroju (bez względu na klasę)	γ_{M0}	1,10
Elementu ze względu na niestateczność	γ_{M1}	1,10
Przekroju rozciąganego na rozerwanie	γ_{M2}	1,25
Śrub, nitów, sworzni i spoin oraz blach na docisk	γ_{M2}	1,25

Dla gatunków stali nierdzewnych nieujętych w tabl. 2.1 PN-EN 1993-1-4 wartości współczynnika γ_M powinny być zwiększone o 10%.

4.3. Obciążenia

Obciążenia oddziałujące na konstrukcje ze stali nierdzewnych powinny być określane w taki sam sposób jak dla konstrukcji ze stali węglowej, tj. zgodnie z PN-EN 1991.

5. NOŚNOŚĆ PRZEKROJÓW

5.1. Postanowienia ogólne

Zalecenia zawarte w rozdz. 5. i 6. stosuje się do przekrojów z elementami spełniającymi ograniczenia wymiarowe podane w pkt 5.2. Stosunek szerokości do grubości elementów, które są częściowo lub całkowicie ściskane, decyduje, czy ulegają one niestateczności miejscowej, a co za tym idzie – redukcji nośności przekroju poprzecznego. Przekroje są klasyfikowane jako klasy 1., 2., 3. lub 4., w zależności od podatności na niestateczność miejscową i zdolność do obrotu (klasa 1. i 2.) (pkt 5.3). Redukcja nośności przekrojów klasy 4. może być uwzględniona podczas obliczania nośności przekrojów konstrukcji z wykorzystaniem szerokości efektywnych elementów (pkt 5.4.1).

Osiowe wymiary mogą być używane tylko do obliczania właściwości przekrojowych elementów giętych na zimno i arkuszy blach. W przypadku pozostałych elementów należy używać wymiarów ogólnych. Normy PN-EN 1993-1-3 i PN-EN 1993-1-5 umożliwiają stosowanie osiowych wymiarów do obliczania nośności. Norma PN-EN 1993-1-1 umożliwia również zastosowanie wymiaru osiowego do obliczania nośności w pewnych przypadkach (pkt 6.2.1 (9) oraz 6.2.5 (2) PN-EN 1993-1-1).

5.2. Maksymalne stosunki szerokości do grubości

W tablicy 5.1 przedstawiono maksymalne stosunki szerokości do grubości elementów ze stali nierdzewnej.

5.3. Klasyfikacja przekrojów

5.3.1. Postanowienia ogólne

Zasadniczo, przekroje ze stali nierdzewnej można klasyfikować w taki sam sposób jak ze stali węglowych. Cztery klasy przekroju poprzecznego są zdefiniowane w następujący sposób:

Klasa 1. przekroje, które osiągają nośność przegubu plastycznego i wykazują przy tym zdolność do obrotu niezbędną do plastycznej redystrybucji momentów,

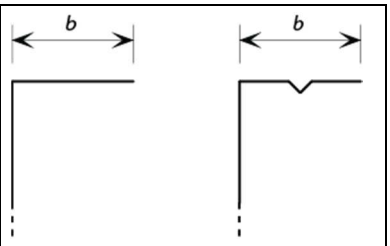
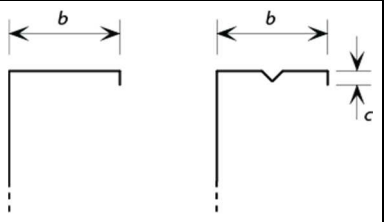
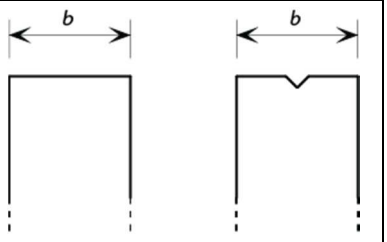
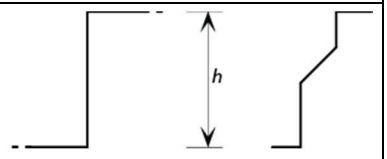
Klasa 2. przekroje, które osiągają nośność przegubu plastycznego, ale wykazują ograniczoną zdolność do obrotu,

Klasa 3. przekroje, w których naprężenia w skrajnych, ściskanych włóknach osiągają granicę plastyczności, lecz wskutek niestateczności miejscowej nie osiągają nośności przegubu plastycznego,

Klasa 4. przekroje, w których dochodzi do utraty stateczności miejscowej przed osiągnięciem granicy plastyczności w jednej lub większej liczbie części przekroju poprzecznego.

Klasyfikacja przekroju zależy od najwyższej (najmniej korzystnej) klasy części składowych, które są częściowo lub całkowicie ściskane. Należy zauważyć, że klasyfikacja przekrojów może się zmieniać w zależności od proporcji momentu i siły osiowej, a zatem może się zmieniać wzdłuż długości pręta.

Tablica 5.1. Maksymalne stosunki szerokości do grubości

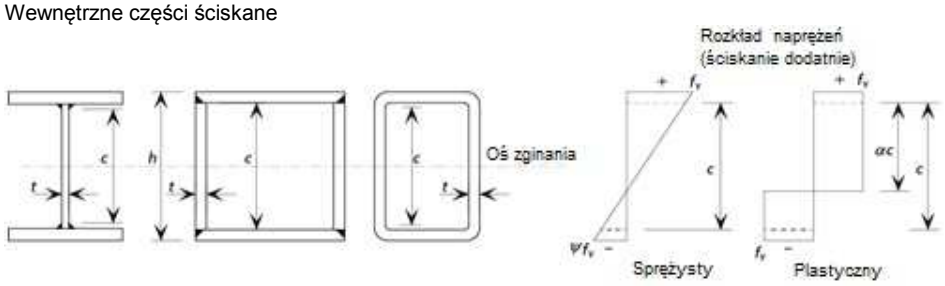
a) Element płaski lub element usztywniany pośrednio połączony ze środnikiem wzdłuż jednej krawędzi z drugą niepodpartą krawędzią	$b/t \leq 50$	
b) Element płaski lub element pośrednio usztywniony połączony ze środnikiem wzdłuż jednej krawędzi i posiadający małe odgięcie wzdłuż drugiej krawędzi	$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$	
c) Element płaski lub pośrednio usztywniony element połączony wzdłuż obu krawędzi ze środnikami lub pasami	$b/t \leq 400$	
	$h/t \leq 400$	
UWAGA: W elementach płaskich podpartych w sposób a) przedstawiony powyżej, ze stosunkiem *b*/*t* większym niż około 30 i w elementach płaskich podpartych w inny sposób, ze stosunkiem *b*/*t* większym niż około 75, mogą się pojawić deformacje w stanie granicznym użytkowalności.		

5.3.2. Wartości graniczne klas przekroju

Części przekroju są klasyfikowane jako klasa 1., 2. lub 3., w zależności od wartości granicznych przedstawionych w tabl. 5.2. Te części, które nie spełniają kryteriów 3. klasy, klasyfikuje się do klasy 4.

Tablica 5.2. Maksymalne stosunki szerokości do grubości ścianek ściskanych

Wewnętrzne części ściskane



Klasa	Część zginana	Część ściskana	Część zginana i ściskana
1.	$c/t \leq 72{,}0\varepsilon$	$c/t \leq 33{,}0\varepsilon$	gdy $\alpha > 0{,}5$: $c/t \leq 396{,}0\varepsilon/(13\alpha - 1)$ gdy $\alpha \leq 0{,}5$: $c/t \leq 36{,}0\varepsilon/\alpha$
2.	$c/t \leq 76{,}0\varepsilon$	$c/t \leq 35{,}0\varepsilon$	gdy $\alpha > 0{,}5$: $c/t \leq 420{,}0\varepsilon/(13\alpha - 1)$ gdy $\alpha \leq 0{,}5$: $c/t \leq 38{,}0\varepsilon/\alpha$
3.	$c/t \leq 90{,}0\varepsilon$	$c/t \leq 37{,}0\varepsilon$	$c/t \leq 18{,}5\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ dla k_σ patrz pkt 5.4.1

	Gatunek	1.4301	1.4401	1.4462
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5}$	f_y [N/mm^2]	210	220	460
	ε	1,03	1,01	0,698

UWAGI:

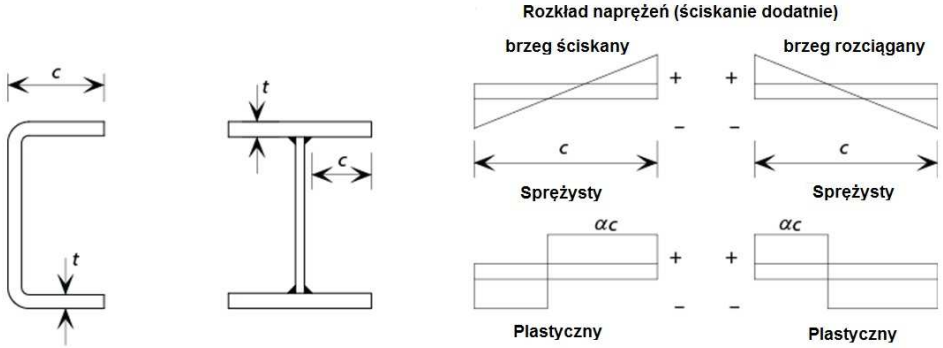
W przypadku profili zamkniętych c można przyjmować jako $(h - 3t)$ lub $(b - 3t)$.

E = 200 000 N/mm^2.

$\alpha = \frac{1}{2}\left(1 + \frac{N_{\mathrm{Ed}}}{f_y\, c \sum t_w}\right)$ dla przekrojów, które są symetryczne względem głównej osi.

Tablica 5.2 (cd.). Maksymalne stosunki szerokości do grubości ścianek ściskanych

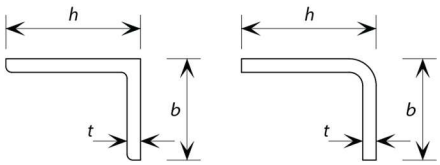
Wspornikowe części pasów



Klasa	Rodzaj przekroju	Część ściskana	Część zginana i ściskana	
			brzeg ściskany	brzeg rozciągany
1.	Profilowane na zimno i spawane	$c/t \leq 9{,}0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{9\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
2.	Profilowane na zimno i spawane	$c/t \leq 10{,}0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{10{,}0\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10{,}0\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
3.	Profilowane na zimno i spawane	$c/t \leq 14{,}0\varepsilon$	$c/t \leq 21{,}0\,\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ Dla k_σ patrz pkt 5.4.1	

Kątowniki

Patrz także „Wspornikowe części pasów" (arkusz 2.)



Nie dotyczy kątowników, których ramiona mają ciągły kontakt z innymi elementami

Klasa	Przekrój ściskany
3.	$\frac{h}{t} \leq 15{,}0\varepsilon;\ \frac{b+h}{2t} \leq 11{,}5\varepsilon$

$$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5}$$

Gatunek	1.4301	1.4401	1.4462
f_y [N/mm^2]	210	220	460
ε	1,03	1,01	0,698

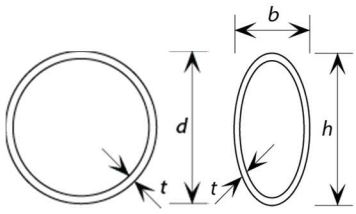
UWAGI:
W przypadku ceowników profilowanych na zimno mniej konserwatywnym podejściem jest $c = b_p$, gdzie b_p jest odległością od brzegu pasa do środka promienia naroża (rys. 5.5).

E = 200 000 N/mm^2.

$$\alpha = \frac{1}{2}\left(1 + \frac{N_{Ed}}{f_y\, c \sum t_w}\right)$$ dla przekrojów, które są symetryczne względem głównej osi

Tablica 5.2 (cd.). Maksymalne stosunki szerokości do grubości ścianek ściskanych

Rury okrągłe



Klasa	Przekrój zginany		Przekrój ściskany	
1.	$d/t \leq 50\varepsilon^2$		$d/t \leq 50\varepsilon^2$	
2.	$d/t \leq 70\varepsilon^2$		$d/t \leq 70\varepsilon^2$	
3.	$d/t \leq 280\varepsilon^2$ Gdy $d > 240$ mm i(lub) $d/t > 280\varepsilon^2$ patrz PN-EN 1993-1-6		$d/t \leq 90\varepsilon^2$ Dla $d/t > 90\varepsilon^2$ patrz PN-EN 1993-1-6	
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5}$	Gatunek	1.4301	$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5}$	Gatunek
	f_y [N/mm^2]	210		f_y [N/mm^2]
	ε	1,03		ε

UWAGA: E = 200 000 N/mm^2.

d_e stanowi średnicę okrągłych profili zamkniętych (CHS) $d_e = d$.

Dla eliptycznych profili zamkniętych (EHS) d_e różni się w zależności od sposobu obciążenia:

dla EHS w ściskaniu:

$d_e = h\left[1 + \left\{1 - 2{,}3\left(\frac{t}{h}\right)^{0,6}\right\}\left(\frac{h}{b} - 1\right)\right]$ lub zachowawczo $d_e = \frac{h^2}{b}$,

dla EHS, w których następuje zginanie względem osi (y-y):

gdy $\frac{h}{b} \leq 1{,}36$, $d_e = \frac{b^2}{h}$,

gdy $\frac{h}{b} > 1{,}36$, $d_e = 0{,}4\frac{h^2}{b}$.

Dla EHS, w których następuje ściskanie i zginanie względem słabszej osi (z-z): $d_e = \frac{h^2}{b}$.

Dla EHS w czasie ściskania i zginania względem osi (y-y) d_e może być określana przez interpolację liniową między równoważną średnicą ściskania i zginania na podstawie α dla przekrojów klasy 1. i 2. i ψ dla przekrojów klasy 3. i 4.

5.4. Szerokości współpracujące

5.4.1. Szerokości współpracujące przekrojów klasy 4.

Właściwości przekrojów klasy 4. można ustalić przy zastosowaniu w obliczeniach szerokości współpracujących części składowych, poddanych pełnemu lub częściowemu ściskaniu. Alternatywnie można wykorzystać badania doświadczalne (rozdz. 10.).

Efektywny przekrój poprzeczny klasy 4. przy pełnym lub częściowym ściskaniu A_{eff} jest powierzchnią brutto przekroju pomniejszoną o sumę nieefektywnych części każdego smukłego elementu tworzącego przekrój poprzeczny. Efektywny przekrój każdego elementu klasy 4. jest obliczany jako iloczyn szerokości współpracującej b_{eff} i grubości elementu. Gdy przekrój poprzeczny ulega zginaniu, należy obliczyć efektywny moment bezwładności I_{eff} i efektywny wskaźnik wytrzymałości W_{eff}.

Szerokości współpracujące elementów w całości lub częściowo ściskanych można uzyskać z tabl. 5.3 dla elementów wewnętrznych i z tabl. 5.4 dla elementów wspornikowych.

Szerokość współpracująca pasów elementów ściskanych jest wyznaczana na podstawie stosunku naprężeń ψ obliczonych dla przekroju poprzecznego brutto (ψ jest zdefiniowany w tabl. 5.3 i 5.4). Szerokość współpracującą środnika elementu określa się ze stosunku naprężeń ψ wyznaczonego dla przekroju poprzecznego, zawierającego efektywną powierzchnię pasa ściskanego oraz powierzchnię brutto środnika i pasa rozciąganego.

Współczynnik redukcyjny ρ można obliczyć w opisany dalej sposób.

Wewnętrzne części ściskane (przekroje profilowane na zimno i spawane):

$$\rho = \frac{0{,}772}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}} - \frac{0{,}079}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}^2}, \text{ lecz } \leq 1{,}0 \tag{5.1}$$

Wspornikowe części ściskane (przekroje profilowane na zimno i spawane):

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}} - \frac{0{,}188}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}^2}, \text{ lecz } \leq 1{,}0 \tag{5.2}$$

gdzie $\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}$ jest względną smukłością płytową, wyznaczoną ze wzoru:

$$\bar{\lambda}_{\mathrm{p}} = \frac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \tag{5.3}$$

w którym: t – odpowiednia grubość,

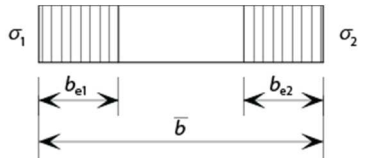
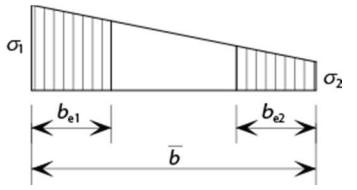
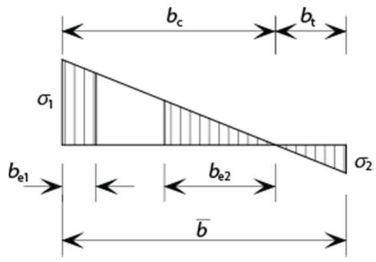
k_σ – parametr wyboczenia uwzględniający stosunek naprężeń ψ przyjmowany według tabl. 5.3 lub 5.4,

$$\bar{b} = \begin{cases} d & \text{dla środników z wyjątkiem RHS,} \\ \text{szer. płaskiej części} & \text{dla środników RHS, w przybliżeniu } h - 3t, \\ b & \text{dla wewnętrznych pasów, z wyjątkiem RHS,} \\ \text{szer. płaskiej części} & \text{dla pasów RHS, w przybliżeniu } b - 3t, \\ c & \text{dla pasów wspornikowych,} \\ h & \text{dla kątowników równo- i nierównoramiennych,} \end{cases}$$

$\varepsilon -$ współczynnik zależny od gatunku materiału, określony w tabl. 5.2.

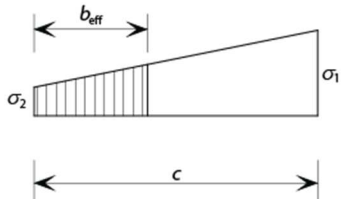
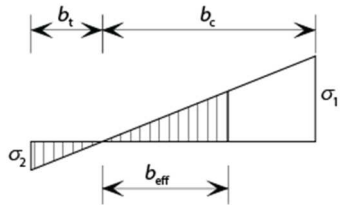
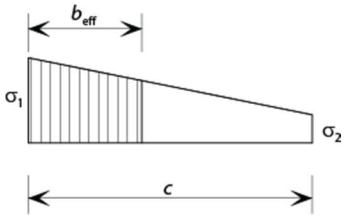
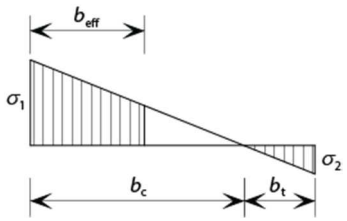
W PN-EN 1993-1-4 stwierdzono, że $\bar{b}$ dla środników i pasów RHS może być przyjmowana jako $h - 2t$ i $b - 2t$. W kolejnej wersji PN-EN 1993-1-4 oczekuje się, że zostanie ona zmieniona na $h - 3t$ i $b - 3t$, zgodnie z definicją zawartą w PN-EN 1993-1-5.

Tablica 5.3. Przęsłowe części ściskane

Rozkład naprężeń (ściskanie dodatnie)	Szerokość współpracująca b_{eff}
	$\underline{\psi = 1:}$ $b_{\text{eff}} = \rho\bar{b}$ $b_{\text{e1}} = 0{,}5 b_{\text{eff}}$ $b_{\text{e2}} = 0{,}5 b_{\text{eff}}$
	$\underline{1 > \psi \geq 0:}$ $b_{\text{eff}} = \rho\bar{b}$ $b_{\text{e1}} = \dfrac{2\, b_{\text{eff}}}{5 - \psi}$ $b_{\text{e2}} = b_{\text{eff}} - b_{\text{e1}}$
	$\underline{\psi < 0:}$ $b_{\text{eff}} = \rho b_{\text{c}} = \rho\bar{b}/(1 - \psi)$ $b_{\text{e1}} = 0{,}4 b_{\text{eff}}$ $b_{\text{e2}} = 0{,}6 b_{\text{eff}}$

$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	$1 > \psi\ 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi \geq 3$
Parametr wyboczenia k_σ	4,0	$8{,}2\ /\ (1{,}05 + \psi)$	7,81	$7{,}81 - 6{,}29\psi + 9{,}78\psi^2$	23,9	$5{,}98\ (1 - \psi)^2$

Tablica 5.4. Wspornikowe części ściskane

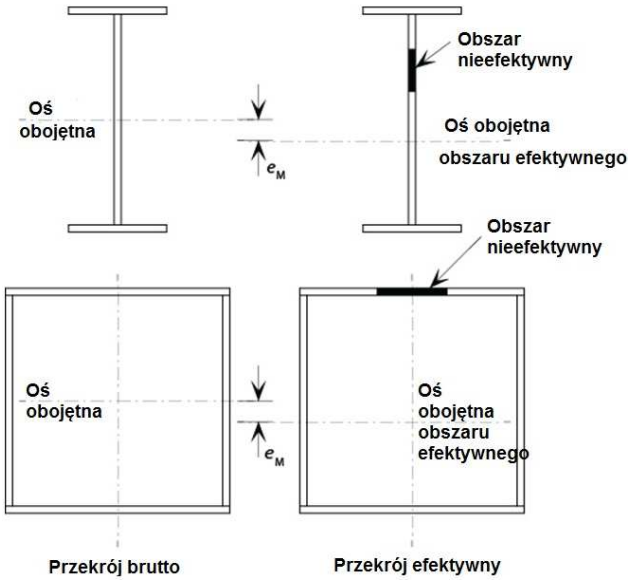
Rozkład naprężeń (ściskanie dodatnie)			Szerokość współpracująca b_{eff}	
			$\underline{1 > \psi \geq 0:}$ $b_{\mathrm{eff}} = \rho c$	
			$\underline{\psi < 0:}$ $b_{\mathrm{eff}} = \rho b_{\mathrm{c}} = \rho c/(1-\psi)$	
$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	0	-1	$+1 \geq \psi \geq -3$
Parametr wyboczenia k_σ	0,43	0,57	0,85	$0{,}57 - 0{,}21\psi + 0{,}07\psi^2$
			$\underline{1 > \psi > 0:}$ $b_{\mathrm{eff}} = \rho b_{\mathrm{c}}$	
			$\underline{\psi < 0:}$ $b_{\mathrm{eff}} = \rho b_{\mathrm{c}} = \rho c/(1-\psi)$	

$\psi = \sigma_2/\sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Parametr wyboczenia k_σ	0,43	$0{,}578 / (\psi + 0{,}34)$	1,70	$1{,}7 - 5\psi + 17{,}1\psi^2$	23,8

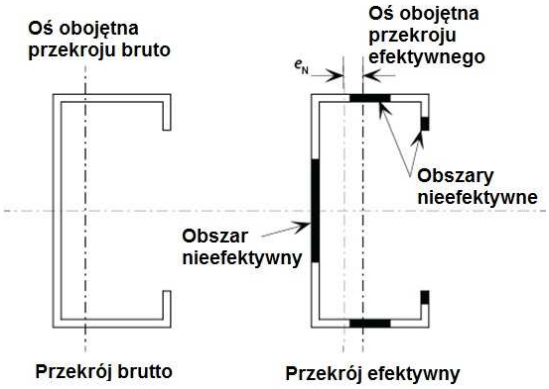
W przypadku giętych na zimno kształtowników otwartych mniej konserwatywne podejście polega na przyjęciu, że $\bar{b} = b_{\mathrm{p}}$, gdzie b_{p} jest nominalną płaską szerokością elementu płaskiego mierzoną od punktów środkowych przyległych elementów narożnych (rys. 5.5).

Ogólnie rzecz biorąc, oś obojętna przekroju współpracującego będzie się przesuwać o wymiar e w stosunku do osi obojętnej przekroju brutto (rys. 5.1 i 5.2). Należy wziąć to pod uwagę, obliczając charakterystyki przekroju poprzecznego.

W przypadku przekrojów podlegających osiowemu ściskaniu należy uwzględnić dodatkowy moment $\Delta M_{\mathrm{Ed}} = N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{N}}$ (pkt 6.5.2), gdzie e_{N} oznacza przesunięcie osi obojętnej przekroju (rys. 5.2).



Rysunek 5.1. Przekroje klasy 4. poddane momentowi zginającemu



Rysunek 5.2. Przekroje klasy 4. poddane ściskaniu

5.4.2. Efekt szerokiego pasa

Efekt szerokiego pasa można pominąć, jeśli $b_0 < L_e/50$, gdzie b_0 jest szerokością wspornikowej części pasa lub połową szerokości części przęsłowej, a L_e jest odległością między punktami zerowych momentów zginających. Gdy ta granica jest przekroczona, należy uwzględnić wpływ efektu szerokiego pasa, stosując wytyczne dotyczące stali węglowych według PN-EN 1993-1-5. Należy zwrócić uwagę, że PN-EN 1993-1-5 wymaga uwzględnienia efektu szerokiego pasa w stanie granicznym nośności i użytkowalności.

5.4.3. Deformacje pasów

W obliczeniach nośności należy uwzględnić wpływ zakrzywienia bardzo szerokich pasów w kształtownikach zginanych lub pasów w elementach łukowych ściskanych po stronie wklęsłej, chyba że wielkość tych deformacji nie przekracza 5% wysokości przekroju kształtownika. Jeżeli deformacje te są większe, należy brać pod uwagę redukcję nośności, na przykład przez zmniejszenie ramienia sił wewnętrznych części szerokich pasów oraz ewentualny efekt zginania środników.

Stosunek szerokości do grubości pasów w typowych belkach ze stali nierdzewnej jest najczęściej taki, że jest mało prawdopodobne, aby były one podatne na zginanie pasów. W stosownych przypadkach obowiązują wytyczne dotyczące stali węglowej w PN-EN 1993-1-3.

5.5. Elementy usztywnione

5.5.1. Usztywnienia brzegowe

Stosuje się wytyczne dotyczące stali węglowej w PN-EN 1993-1-3.

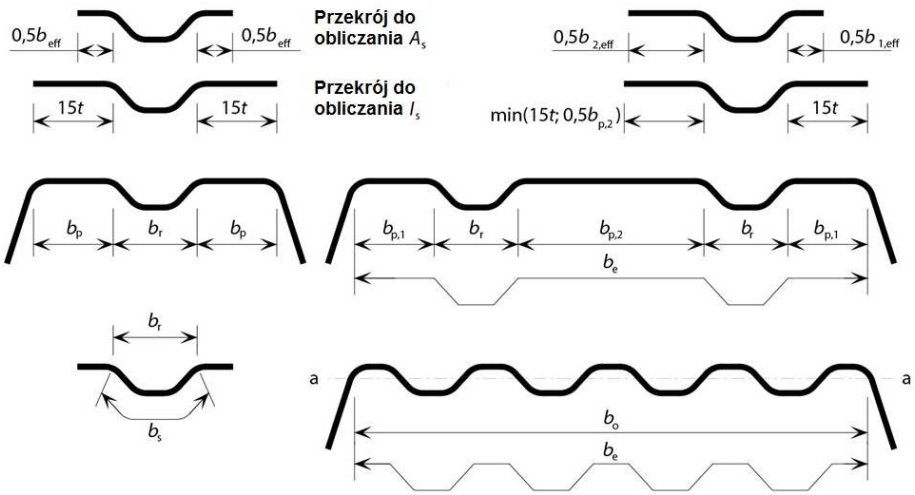
5.5.2. Usztywnienia pośrednie

Stosuje się wytyczne dotyczące stali węglowej w PN-EN 1993-1-3.

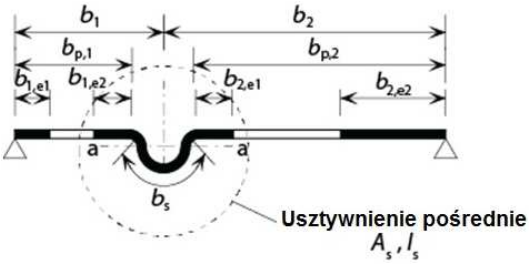
5.5.3. Blacha trapezowa z usztywnieniami pośrednimi pasa

Efektywny przekrój pasa z usztywnieniami pośrednimi podlegający równomiernemu ściskaniu składa się ze zredukowanego efektywnego pola przekroju $A_{\mathrm{s,red}}$ łącznie z pasami o szerokości $0{,}5b_{\mathrm{eff}}$ lub $15t$ po obu stronach usztywnienia (rys. 5.3 i 5.4).

Oczekuje się, że odcinek $15t$ do określenia zredukowanej powierzchni efektywnej $A_{\mathrm{s,red}}$ zostanie zwiększony do $20t$ w następnej wersji PN-EN 1993-1-3.



Rysunek 5.3. Pas ściskany z jednym usztywnieniem, dwoma lub większą ich liczbą



Rysunek 5.4. Usztywnienie pośrednie

W przypadku pojedynczego usztywnienia centralnego naprężenie krytyczne przy wyboczeniu sprężystym $\sigma_{\mathrm{cr,s}}$ (używane do wyznaczania $\bar{\lambda}_{\mathrm{d}}$) jest określone wzorem:

$$\sigma_{\mathrm{cr,s}} = \frac{4{,}2k_{\mathrm{w}}E}{A_{\mathrm{s}}}\sqrt{\frac{I_{\mathrm{s}}\,t^3}{4b_p^2(2b_{\mathrm{p}}+3b_{\mathrm{s}})}} \tag{5.4}$$

gdzie: b_{p} – umowna szerokość części płaskiej elementu,
b_{s} – szerokość usztywnienia mierzona po obwodzie elementu usztywniającego,
A_{s} – powierzchnia przekroju poprzecznego usztywnienia,
I_{s} – moment bezwładności przekroju usztywnienia,
(parametry te zostały określone na rys. 5.3, 5.4 i 5.5),
k_{w} – współczynnik uwzględniający częściowe podparcie usztywnionego pasa przez środnik lub inny przylegający element (patrz dalej). Służy do obliczenia efektywnego przekroju przy ściskaniu osiowym, $k_{\mathrm{w}} = 1{,}0$.

W przypadku dwóch symetrycznie rozmieszczonych usztywnień w pasie naprężenie krytyczne przy wyboczeniu sprężystym $\sigma_{\mathrm{cr,s}}$ jest określone wzorem:

$$\sigma_{\mathrm{cr,s}} = \frac{4{,}2k_{\mathrm{w}}E}{A_{\mathrm{s}}}\sqrt{\frac{I_{\mathrm{s}}\,t^3}{8b_1^2(3b_{\mathrm{e}}-4b_1)}} \tag{5.5}$$

przy czym:

$$b_{\mathrm{e}} = 2b_{\mathrm{p,1}} + b_{\mathrm{p,2}} + 2b_{\mathrm{s}} \tag{5.6}$$

$$b_1 = b_{\mathrm{p,1}} + 0{,}5b_{\mathrm{r}} \tag{5.7}$$

gdzie: $b_{\mathrm{p,1}}$ – umowna szerokość części płaskiej elementu skrajnego (rys. 5.4),
$b_{\mathrm{p,2}}$ – umowna szerokość części płaskiej elementu środkowego (rys. 5.4),
b_{r} – szerokość usztywnienia (bruzdy) (rys. 5.3).

Wartość k_{w} można obliczać na podstawie długości fali wyboczenia l_b następująco:

$$\frac{l_{\mathrm{b}}}{s_{\mathrm{w}}} \geq 2, \quad k_{\mathrm{w}} = k_{\mathrm{wo}} \tag{5.8}$$

$$\frac{l_{\mathrm{b}}}{s_{\mathrm{w}}} < 2, \quad k_{\mathrm{w}} = k_{\mathrm{wo}} - (k_{\mathrm{wo}} - 1)\left[\frac{2l_{\mathrm{b}}}{s_{\mathrm{w}}} - \left(\frac{l_{\mathrm{b}}}{s_{\mathrm{w}}}\right)^2\right] \tag{5.9}$$

gdzie s_{w} – wysokość ukośna środnika (rys. 5.5).

Alternatywnie, z bezpiecznym przybliżeniem można przyjmować $k_{\mathrm{w}} = 1{,}0$, co odpowiada przegubowemu podparciu ścianki.

Wartości l_{b} i k_{wo} mogą być określone następująco:

a) w przypadku pasa ściskanego z jednym usztywnieniem pośrednim:

$$l_{\mathrm{b}} = 3{,}07\sqrt[4]{\frac{I_{\mathrm{s}}\,b_{\mathrm{p}}^2\,(2b_{\mathrm{p}}+3b_{\mathrm{s}})}{t^3}} \tag{5.10}$$

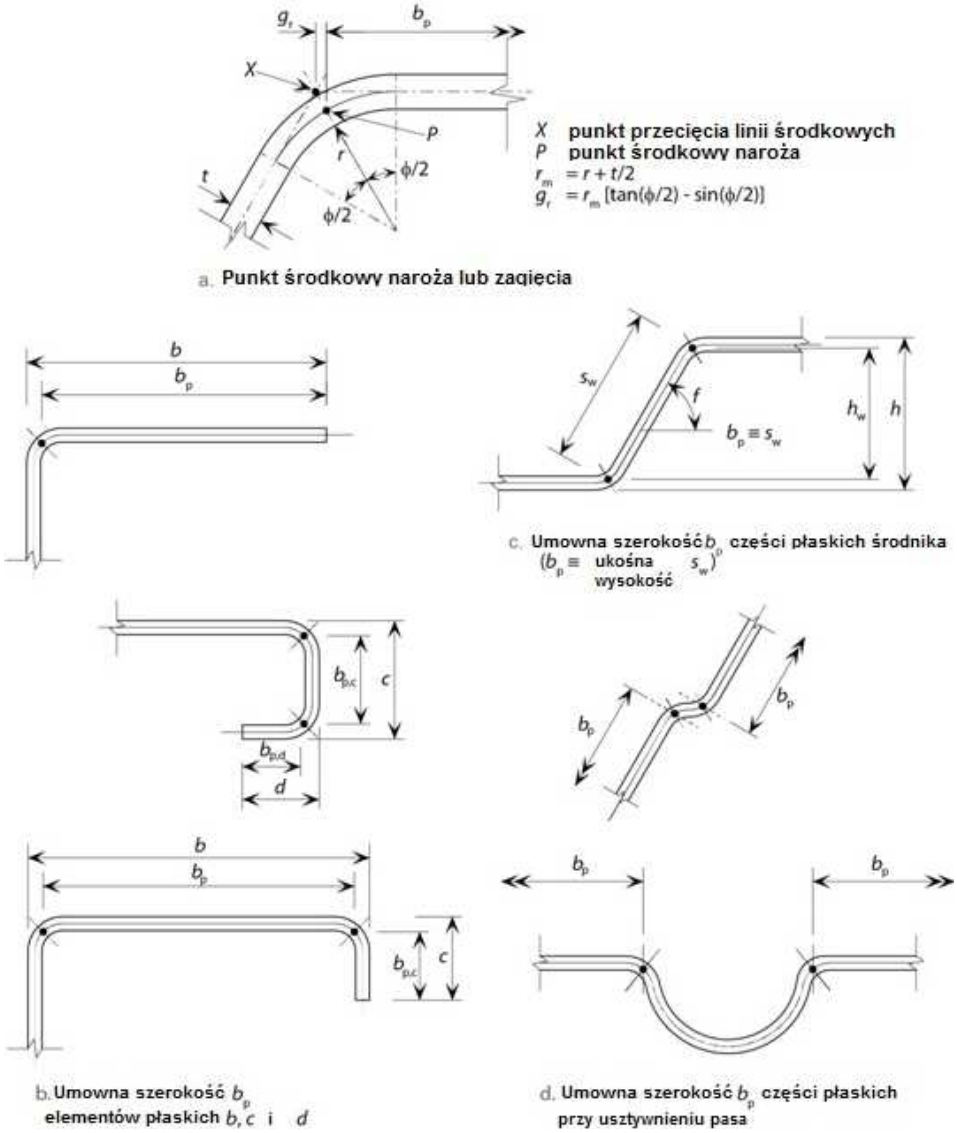
$$k_{\mathrm{wo}} = \sqrt{\frac{s_{\mathrm{w}}+2b_{\mathrm{d}}}{s_{\mathrm{w}}+0{,}5b_{\mathrm{d}}}} \tag{5.11}$$

$$b_{\mathrm{d}} = 2b_{\mathrm{p}} + b_{\mathrm{s}} \tag{5.12}$$

b) w przypadku pasa ściskanego z dwoma lub trzema usztywnieniami pośrednimi:

$$l_{\mathrm{b}} = 3{,}65\sqrt[4]{\frac{I_{\mathrm{s}}b_1^2(3b_{\mathrm{e}}-4b_1)}{t^3}} \tag{5.13}$$

$$k_{\mathrm{wo}} = \sqrt{\frac{(2b_{\mathrm{e}}+s_{\mathrm{w}})(3b_{\mathrm{e}}-4b_1)}{b_1(4b_{\mathrm{e}}-6b_1)+s_{\mathrm{w}}(3b_{\mathrm{e}}-4b_1)}} \tag{5.14}$$



Rysunek 5.5. Umowna szerokość części płaskich przekroju b_p

Zredukowane efektywne pole przekroju usztywnienia $A_{\mathrm{s,red}}$, uwzględniając wyboczenie dystorsyjne, oblicza się według wzoru:

$$A_{\mathrm{s,red}} = \chi_{\mathrm{d}} A_{\mathrm{s}} \frac{f_{\mathrm{y}}/\gamma_{\mathrm{M0}}}{\sigma_{\mathrm{com,Ed}}}, \text{ przy czym } A_{\mathrm{s,red}} \leq A_{\mathrm{s}} \tag{5.15}$$

gdzie $\sigma_{\mathrm{com,ser}}$ – maksymalne naprężenie ściskające w usztywnieniu (obliczone na podstawie przekroju efektywnego).

Jeśli środniki są nieusztywnione, to współczynnik redukcyjny χ_d uzyskuje się z następujących zależności:

$$\bar{\lambda}_\mathrm{d} \leq 0{,}65 \chi_\mathrm{d} = 1{,}0 \tag{5.16}$$

$$0{,}65 < \bar{\lambda}_\mathrm{d} < 1{,}38 \chi_\mathrm{d} = 1{,}47 - 0{,}723 \bar{\lambda}_\mathrm{d} \tag{5.17}$$

$$\bar{\lambda}_\mathrm{d} \geq 1{,}38, \qquad \chi_\mathrm{d} = \frac{0{,}66}{\bar{\lambda}_\mathrm{d}} \tag{5.18}$$

gdzie $\bar{\lambda}_\mathrm{d} = \sqrt{f_\mathrm{y}/\sigma_\mathrm{cr,s}}$.

Jeśli również środniki są usztywnione, to należy się odnieść do PN-EN 1993-1-3.

Podczas wyznaczania efektywnych cech przekroju zredukowane pole przekroju $A_\mathrm{s,red}$ odwzorowuje się za pomocą zredukowanej grubości $t_\mathrm{red} = t\,(A_\mathrm{red}/A_\mathrm{s)}$ w odniesieniu do wszystkich elementów stanowiących A_s.

5.6. Obliczanie cech geometrycznych przekroju

5.6.1. Postanowienia ogólne

Obliczanie cech przekroju powinno być przeprowadzane zgodnie z zasadą dobrej praktyki, biorąc pod uwagę wszelkie redukcje powierzchni brutto spowodowane lokalnym wyboczeniem lub otworami, jeśli to konieczne.

5.6.2. Wpływ zaokrąglenia naroży

Jeśli promień wewnętrzny spełnia warunki $r \leq 5t$ oraz $r \leq 0{,}10 b_\mathrm{p}$, to podczas określania nośności przekroju można pomijać wpływ zaokrąglenia naroży, traktując przekrój jako zespół części płaskich o ostrych narożach. Zawsze powinno się uwzględniać wpływ zaokrąglenia naroży na cechy decydujące o sztywności przekroju.

Wpływ zaokrąglenia naroży na cechy przekroju można uwzględniać z wystarczającą dokładnością, redukując cechy analogicznego przekroju o ostrych narożach (rys. 5.6), za pomocą następujących zależności przybliżonych:

$$A_\mathrm{g} = A_\mathrm{g,sh}\,(1 - \delta) \tag{5.19}$$

$$I_\mathrm{g} = I_\mathrm{g,sh}\,(1 - 2\delta) \tag{5.20}$$

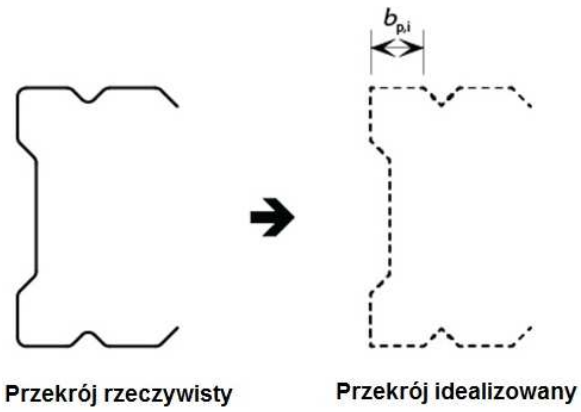
$$I_\mathrm{w} = I_\mathrm{w,sh}\,(1 - 4\delta) \tag{5.21}$$

w których:

$$\delta = 0{,}43\,\frac{\sum_{j=1}^{n} r_j \frac{\varphi_i}{90^o}}{\sum_{i=1}^{m} b_{p,i}} \tag{5.22}$$

gdzie: A_g – pole przekroju poprzecznego brutto,
$A_{g,sh}$ – wartość A_g dla przekroju o ostrych narożach,
$b_{p,i}$ – umowna szerokość części płaskiej *i* przekroju o ostrych narożach,
I_g – moment bezwładności przekroju brutto,
$I_{g,sh}$ – wartość I_g dla przekroju z ostrymi narożami,
I_w – wycinkowy moment bezwładności przekroju brutto,
$I_{w,sh}$ – wartość I_w dla przekroju z ostrymi narożami,
φ_j – kąt zagięcia (blachy) w narożu,
m – liczba części płaskich,
n – liczba części zakrzywionych,
r_j – promień wewnętrzny elementu zakrzywionego j.

Zależności redukcyjne można również stosować do obliczania efektywnych cech przekroju A_{eff}, $I_{y,eff}$, $I_{z,eff}$ i $I_{w,eff}$, pod warunkiem że umowne szerokości części płaskich są mierzone między punktami przecięcia ich linii środkowych.



Rysunek 5.6. Przybliżone uwzględnianie zaokrąglonych naroży

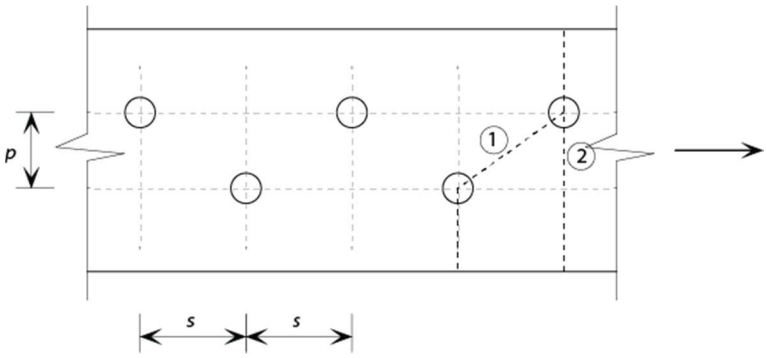
5.6.3. Przekrój brutto

Obliczając właściwości przekroju brutto, nie uwzględnia się otworów na łączniki. Powinny być natomiast uwzględnione większe otwory.

5.6.4. Przekrój netto

Przekrój netto uzyskuje się przez odpowiednie potrącenie z przekroju brutto wszelkich otworów, łącznie z otworami na łączniki. W odliczeniach otworów na łączniki należy stosować nominalną średnicę otworu.

W przypadku otworów nieprzestawionych sumaryczne pole przekroju do potrącenia definiuje się jako sumę pól przekrojów otworów występujących w dowolnym przekroju poprzecznym prostopadłym do osi elementu (płaszczyzna zniszczenia (2) na rys. 5.7).

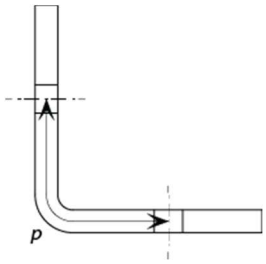


Rysunek 5.7. Otwory w układzie przestawionym – przekroje krytyczne 1 i 2

Dla otworów przestawionych sumaryczne pole przekroju do potrącenia przyjmuje się jako większą z następujących wartości:

- wartość potrącenia jak w przypadku otworów nieprzestawionych,
- $t\left(nd_0 - \sum\left[\frac{s^2}{4p}\right]\right)$,

gdzie: s – wzajemne przesunięcie otworów w układzie przestawionym wzdłuż osi elementów,
p – osiowy rozstaw otworów w kierunku prostopadłym do osi elementu,
t – grubość,
n – liczba otworów wzdłuż jakiejkolwiek linii ukośnej lub łamanej, poprowadzonej w poprzek elementu lub jego części, patrz rys. 5.7,
d_0 – średnica otworu.



Rysunek 5.8. Długość *p* dla kątownika z otworami w obu ramionach

W przypadku przekrojów takich jak kątowniki z otworami w obu ramionach rozstaw otworów mierzy się wzdłuż linii środkowej ścianek (rys. 5.8).

Wytyczne dla kątowników łączonych jednym ramieniem podano w pkt 7.2.

5.7. Nośność przekrojów

5.7.1. Postanowienia ogólne

Niniejszy rozdział dotyczy wyłącznie nośności przekrojów poprzecznych. Wymagane jest również sprawdzenie możliwości wyboczenia, w celu ustalenia nośności elementu. Wyboczenie elementów opisano w rozdz. 6. Współczynniki γ_{M} stosowane w tym rozdziale podano w tabl. 4.1.

Umocnienie związane z procesem formowania na zimno podczas wytwarzania (pkt 2.2.1) ogólnie zwiększa nośność przekroju poprzecznego. Wytyczne dotyczące wykorzystania tej zwiększonej wytrzymałości stali wynikającej z wytwarzania można znaleźć w Załączniku B.

Zwiększone nośności obliczeniowe przekroju poprzecznego, z uwagi na korzystny wpływ umacniania, mogą być uwzględnione przy zastosowaniu metody ciągłego wytężenia (ang. *Continuous Strength Method* – CSM), jak opisano w Załączniku D.

Alternatywnie, wzrost wytrzymałości w wyniku umacniania można wykazać na podstawie badań (rozdz. 10.).

5.7.2. Przekroje poddane rozciąganiu

Obliczeniowa nośność przekrojów przy rozciąganiu $N_{\mathrm{t,Rd}}$ może być ustalana jako mniejsza z następujących:

a) obliczeniowej nośności plastycznej przekroju brutto:

$$N_{\mathrm{pl,Rd}} = \frac{A_{\mathrm{g}}\, f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}} \tag{5.23}$$

b) obliczeniowej nośności granicznej przekroju netto z otworami na łączniki:

$$N_{\mathrm{u,Rd}} = \frac{k\, A_{\mathrm{net}}\, f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{5.24}$$

gdzie: A_{g} – pole przekroju brutto,
A_{net} – pole przekroju netto (pkt 5.6.4),
f_{y} – charakterystyczna granica plastyczności (generalnie określana jako naprężenie przy odkształceniu 0,2% – tabl. 2.2),
f_{u} – charakterystyczna wytrzymałość na rozciąganie (jako minimalna określona wartość – tabl. 2.2),

k – wskaźnik zależny od procesu wytwarzania otworu i rodzaju obciążenia:

$k = 1{,}0$ dla przekrojów z gładkimi otworami, tj. otworami bez nacięć (np. otwory wykonywane przez wiercenie lub cięcie strumieniem wody),

$k = 0{,}9$ dla przekrojów z nierównymi otworami, tj. otworami z wycięciami (np. otwory wykonywane przez wybijanie lub cięcie płomieniem),

$k = 0{,}9$ dla konstrukcji poddanych zmęczeniu.

Oczekuje się, że równanie (5.24) zostanie wprowadzone do kolejnej wersji PN-EN 1993-1-1 dla stali węglowej. Wykazano, że ma zastosowanie również do stali nierdzewnej. W PN-EN 1993-1-4 podane jest obecnie bardziej konserwatywne rozwiązanie niż w PN-EN 1993-1-3, w postaci wzoru:

$$N_{\mathrm{u,Rd}} = \frac{k_{\mathrm{r}} A_{\mathrm{net}} f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{5.25}$$

w którym

$$k_{\mathrm{r}} = [1 + 3r(d_0/u - 0{,}3)] \tag{5.26}$$

gdzie: r = [liczba śrub w przekroju]/[całkowita liczba śrub w połączeniu],

d_0 – nominalna średnica otworu na śrubę,

$u = 2e_2$, lecz $u \leq p_2$,

e_2 – odległość boczna osi otworu łącznika od najbliższego brzegu części, mierzona prostopadle do kierunku obciążenia,

p_2 – osiowy rozstaw otworów na śruby mierzony prostopadle do kierunku obciążenia.

5.7.3. Przekroje poddane ściskaniu

Nośność przekroju poprzecznego na ściskanie $N_{\mathrm{c,Rd}}$ z wypadkową działającą w środku ciężkości przekroju brutto (przekroje klasy 1., 2. i 3.) lub przekroju efektywnego (przekrój klasy 4.) może być obliczona jako:

$$N_{\mathrm{c,Rd}} = A_{\mathrm{g}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}} \quad \text{dla przekrojów klasy 1., 2. i 3.} \tag{5.27}$$

$$N_{\mathrm{c,Rd}} = A_{\mathrm{eff}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}} \quad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{5.28}$$

UWAGA: Przekroje klasy 4., które nie są podwójnie symetryczne, powinny być obliczane zgodnie z pkt 5.7.6, w celu uwzględnienia dodatkowego momentu zginającego ΔM_{Ed} wynikającego z przesunięcia środka ciężkości przekroju współpracującego (pkt 5.4.1).

5.7.4. Przekroje poddane momentowi zginającemu

W przypadku braku sił ścinającej i podłużnej obliczeniowa nośność przekroju $M_{\mathrm{c,Rd}}$ powinna być przyjęta jako:

$$M_{\mathrm{c,Rd}} = W_{\mathrm{pl}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}} \quad \text{dla przekrojów klasy 1. i 2.} \tag{5.29}$$

$$M_{\mathrm{c,Rd}} = W_{\mathrm{el,min}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}} \quad \text{dla przekrojów klasy 3.} \tag{5.30}$$

$$M_{\mathrm{c,Rd}} = W_{\mathrm{eff,min}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}} \quad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{5.31}$$

gdzie: W_{pl} – wskaźnik oporu plastycznego,
$W_{\mathrm{el,min}}$ – sprężysty wskaźnik wytrzymałości przekroju odpowiadający włóknom o maksymalnym naprężeniu sprężystym (patrz też pkt 5.1 dla przekrojów zimnogiętych),
$W_{\mathrm{eff,min}}$ – sprężysty wskaźnik wytrzymałości przekroju efektywnego odpowiadający włóknom o maksymalnym naprężeniu sprężystym (patrz też pkt 5.1 dla przekrojów zimnogiętych).

Przypadek przekrojów poddanych zginaniu dwukierunkowemu omówiono w pkt 5.7.6.

5.7.5. Przekroje poddane ścinaniu

Nośność plastyczną przekroju przy ścinaniu $V_{\mathrm{pl,Rd}}$ można ogólnie obliczać jako:

$$V_{\mathrm{pl,Rd}} = \left(\frac{A_{\mathrm{v}} \, (f_{\mathrm{y}}/\sqrt{3})}{\gamma_{\mathrm{M0}}} \right) \tag{5.32}$$

gdzie A_{v} – pole przekroju czynnego przy ścinaniu (tabl. 5.5).

Tablica 5.5. Pole przekroju czynnego A_v przy ścinaniu

Przekrój	Pole przekroju czynnego przy ścinaniu A_{v}
Dwuteowniki walcowane obciążone równolegle do środnika	$A - 2bt_{\mathrm{f}} + (t_{\mathrm{w}} + 2r)t_{\mathrm{f}}$ lecz nie mniej niż $\eta h_{\mathrm{w}} t_{\mathrm{w}}$
Ceowniki walcowane obciążone równolegle do środnika	$A - 2bt_{\mathrm{f}} + (t_{\mathrm{w}} + r)\, t_{\mathrm{f}}$
Teowniki walcowane obciążone równolegle do środnika	$0{,}9(A - bt_{\mathrm{f}})$
Dwuteowniki spawane i przekroje skrzynkowe obciążone równolegle do środnika	$\eta \sum (h_{\mathrm{w}} t_{\mathrm{w}})$
Dwuteowniki spawane i przekroje skrzynkowe obciążone równolegle do szerokości przekroju	$A - \sum (h_{\mathrm{w}} t_{\mathrm{w}})$

Tablica 5.5 (cd.). Pole przekroju czynnego A_v przy ścinaniu

Przekrój	Pole przekroju czynnego przy ścinaniu A_v
Kształtowniki rurowe prostokątne o stałej grubości	ścinane prostopadle do osi *y-y*: $Ah/(b+h)$ ścinane prostopadle do osi *z-z*: $Ab/(b+h)$
Rury okrągłe o stałej długości	$2A/\pi$
Kształtowniki eliptyczne o stałej grubości, obciążone równolegle do wysokości przekroju	$2(h-t)/t$
Kształtowniki eliptyczne o stałej grubości, obciążone równolegle do szerokości przekroju	$2(b-t)/t$

Oznaczenia symboli z tabl. 5.5:

A – pole przekroju,
b – szerokość przekroju,
h – wysokość przekroju,
h_w – wysokość środnika w świetle pasów,
r – promień zaokrąglenia,
t_f – grubość pasa,
t_w – grubość środnika (jeśli grubość środnika nie jest stała, jako t_w należy przyjmować wartość minimalną),
η – według PN-EN 1993-1-5 (w PN-EN 1993-1-4 zaleca się $\eta = 1{,}20$).

UWAGA: Ta sama wartość η powinna być stosowana do obliczania niestateczności przy ścinaniu oraz nośności plastycznej przy ścinaniu.

Należy również sprawdzić nośność na niestateczność przy ścinaniu (pkt 6.4.3).

5.7.6. Przekroje poddane kombinacji obciążeń

Jeśli występuje siła podłużna, należy brać pod uwagę jej wpływ na nośność plastyczną przekroju przy zginaniu. W przypadku przekrojów klasy 1. i 2. warunek nośności ma postać:

$$M_{Ed} \leq M_{N,Rd} \tag{5.33}$$

gdzie $M_{N,Rd}$ – zredukowana nośność plastyczna przy zginaniu z siłą podłużną N_{Ed}.

W przypadku dwuteowników bisymetrycznych można pomijać wpływ siły podłużnej na nośność plastyczną przy zginaniu względem osi *y-y*, jeśli są spełnione następujące warunki:

$$N_{Ed} \leq 0{,}25 N_{pl,Rd} \tag{5.34}$$

$$N_{Ed} \leq 0{,}5 h_w t_w f_y / \gamma_{M0} \tag{5.35}$$

W przypadku braku siły poprzecznej warunek nośności przekrojów klasy 3. i 4. przybiera postać:

$$\sigma_{\mathrm{x,Ed}} \leq f_{\mathrm{y}}/\gamma_{\mathrm{M0}} \tag{5.36}$$

gdzie $\sigma_{\mathrm{x,Ed}}$ – wartość obliczeniowa naprężeń normalnych od momentu i siły podłużnej, z uwzględnieniem ewentualnych otworów na łączniki.

W przypadku przekrojów klasy 4. należy spełnić następujący warunek nośności:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{A_{\mathrm{eff}} f_{\mathrm{y}}/\gamma_{\mathrm{M0}}} + \frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}}\, e_{\mathrm{Ny}}}{W_{\mathrm{eff,y,min}} f_{\mathrm{y}}/\gamma_{\mathrm{M0}}} + \frac{M_{\mathrm{z,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}}\, e_{\mathrm{Nz}}}{W_{\mathrm{eff,z,min}} f_{\mathrm{y}}/\gamma_{\mathrm{M0}}} \leq 1 \tag{5.37}$$

gdzie: A_{eff} – pole przekroju współpracującego przy równomiernym ściskaniu,

$W_{\mathrm{eff,y,min}}$ – wskaźnik przekroju współpracującego przy zginaniu względem odpowiedniej osi przekroju,

e_{N} – przesunięcie względem odpowiedniej osi środka ciężkości przekroju współpracującego przy równomiernym ściskaniu.

Należy zauważyć, że dla kątowników osie *y* i *z* przyjmuje się jako osie *u* i *v*.

Jeśli $V_{E\mathrm{d}}$ przekracza 50% $V_{\mathrm{pl,Rd}}$, zredukowaną nośność obliczeniową przekroju oblicza się przy założeniu, że w polu czynnym przy ścinaniu występuje zredukowana granica plastyczności: $(1-\rho)\, f_{\mathrm{y}}$, gdzie $\rho = (2V_{\mathrm{Ed}}/\, V_{\mathrm{pl,Rd}} - 1)^2$.

6. PROJEKTOWANIE PRĘTÓW

6.1. Wstęp

W odniesieniu do elementów ze stali nierdzewnej stosuje się odpowiednie postanowienia dotyczące elementów ze stali węglowej. Zaleca się, aby wartości sił wewnętrznych określać na podstawie globalnej analizy sprężystej.

Oprócz sprawdzenia nośności przekroju (rozdz. 5.) należy rozważyć możliwość utraty stateczności ogólnej elementu, co zostało opisane w niniejszym rozdziale.

Podczas sprawdzania utraty stateczności elementów ze stali nierdzewnej dopuszczalne jest, aby stosować do obliczeń styczny moduł sprężystości odpowiadający naprężeniom krytycznym, zamiast modułu początkowego, jak ma to miejsce w przypadku projektowania elementów ze stali węglowej. Zakładając podobny wpływ imperfekcji geometrycznych i naprężeń szczątkowych w elementach ze stali węglowej i nierdzewnej, można przyjąć zasady wprowadzone w przypadku stali węglowych. Takie podejście wymaga jednak iteracyjnych metod obliczeniowych i w związku z tym zostało pominięte w tym podręczniku, z wyjątkiem kilku przypadków, w których wykorzystano je do określenia efektywnych krzywych projektowych z wykorzystaniem początkowego modułu sprężystości. W zamian położono nacisk na kalibrację względem dostępnych wyników badań eksperymentalnych.

Kolejne punkty dotyczą elementów o przekrojach mono- lub bisymetrycznych, a także punktowo symetrycznych. Nośność elementów o przekrojach niesymetrycznych powinna być weryfikowana na podstawie odpowiednich testów.

6.2. Pręty rozciągane

Pręty poddane wyłącznie rozciąganiu nie podlegają żadnej formie utraty stateczności. Ich projektowanie opiera się na określeniu nośności przekroju (pkt 5.7.2) i nośności połączenia (rozdz. 7.).

Dla kątowników połączonych za pomocą jednego ramienia lub innych elementów połączonych niesymetrycznie:

$$N_{\mathrm{t,Rd}} = N_{\mathrm{pl,Rd}} \leq N_{\mathrm{u,Rd}} \tag{6.1}$$

gdzie symbole zostały wyjaśnione w pkt 5.7.2, a wartość $N_{\mathrm{u,Rd}}$ jest obliczana na podstawie pkt 7.2.3.

6.3. Pręty ściskane

6.3.1. Postanowienia ogólne

Elementy ściskane są podatne na wiele możliwych form utraty stateczności:

- niestateczność miejscową (tylko przekroje klasy 4.),
- wyboczenie giętne,
- wyboczenie skrętne,
- wyboczenie giętno-skrętne.

Przekroje bisymetryczne (CHS, RHS, dwuteowniki itp.)

Przekroje bisymetryczne nie muszą być sprawdzane ze względu na wyboczenie giętno-skrętne, ponieważ środek ścinania pokrywa się ze środkiem ciężkości przekroju. Wyboczenie skrętne może być jednak istotne przy wymiarowaniu.

Przekroje rurowe okrągłe i kwadratowe nie ulegają wyboczeniu skrętnemu.

Przy typowych rozmiarach przekrojów rur prostokątnych używanych w konstrukcjach wyboczenie skrętne nie będzie decydującym warunkiem. Należy je rozważyć tylko dla przekrojów o wysokim stosunku wysokości do szerokości przekroju *h/b*.

Przekroje monosymetryczne (kątowniki równoramienne, ceowniki itp.)

W przypadku gdy środek ścinania nie pokrywa się ze środkiem ciężkości przekroju, należy sprawdzić wyboczenie giętno-skrętne.

Przekroje punktowosymetryczne (zetowniki, przekroje krzyżowe itp.)

Dla tego rodzaju przekrojów wyboczenie skrętne może być decydującą formą zniszczenia.

6.3.2. Niestateczność miejscowa

Niestateczność miejscowa, która dotyczy przekrojów klasy 4., jest uwzględniana w obliczeniach za pomocą współpracującego pola przekroju. Dodatkowy moment ΔM_{Ed}, który pojawia się z powodu niepokrywania się osi głównych przekroju efektywnego z osiami przekroju podstawowego, powinien być wyznaczony na podstawie zapisów w pkt 6.5.

6.3.3. Wyboczenie giętne

Nośność elementu ze względu na wyboczenie giętne powinna być określona za pomocą wzorów:

$$N_{\mathrm{b,Rd}} = \chi A\, f_{\mathrm{y}} \,/\, \gamma_{\mathrm{M1}} \qquad \text{dla przekrojów klasy 1., 2. i 3.} \tag{6.2}$$

$$N_{\mathrm{b,Rd}} = \chi A_{\mathrm{eff}} f_{\mathrm{y}} \,/\, \gamma_{\mathrm{M1}} \qquad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{6.3}$$

gdzie: A – pole przekroju brutto,
A_{eff} – pole przekroju współpracującego klasy 4.,
χ – współczynnik wyboczenia określany za pomocą wzoru:

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1 \tag{6.4}$$

w którym:

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) \tag{6.5}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_{\text{y}}}{N_{\text{cr}}}} = \frac{L_{\text{cr}}}{i}\frac{1}{\pi}\sqrt{\frac{f_{\text{y}}}{E}}$$ – w przypadku przekrojów klasy 1., 2. i 3. (6.6)

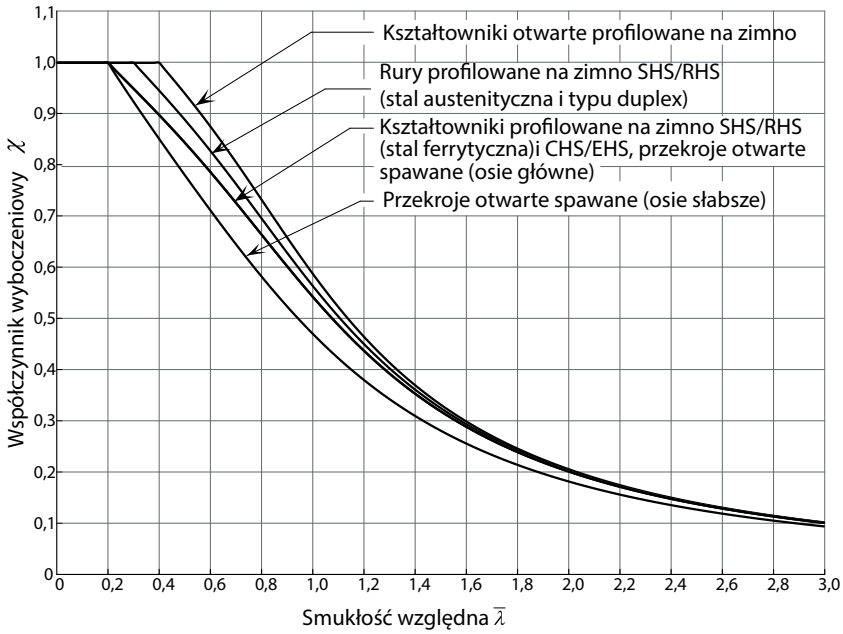
$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}}f_{\text{y}}}{N_{\text{cr}}}} = \frac{L_{\text{cr}}}{i}\frac{1}{\pi}\sqrt{\frac{f_y\frac{A_{\text{eff}}}{A}}{E}}$$ – w przypadku przekrojów klasy 4. (6.7)

gdzie: α – parametr imperfekcji określony w tabl. 6.1,
N_{cr} – siła krytyczna odpowiadająca miarodajnej postaci wyboczenia sprężystego, wyznaczona na podstawie cech geometrycznych przekroju brutto,
$\bar{\lambda}_0$ – względna smukłość graniczna określona w tabl. 6.1,
L_{cr} – długość wyboczeniowa w rozpatrywanej płaszczyźnie wyboczenia elementu, wyznaczona na podstawie jego długości teoretycznej, z uwzględnieniem warunków podparcia,
i – promień bezwładności względem odpowiedniej osi ustalony na podstawie cech przekroju brutto.

Tablica 6.1. Wartości parametrów α i $\bar{\lambda}_0$ wyboczenia giętnego

Rodzaj elementu	Wyboczenie względem osi	Stal austenityczna i typu duplex		Stal ferrytyczna	
		α	$\bar{\lambda}_0$	α	$\bar{\lambda}_0$
Kątowniki i ceowniki profilowane na zimno	dowolnej	0,76	0,2	0,76	0,2
Ceowniki półzamknięte profilowane na zimno	dowolnej	0,49	0,2	0,49	0,2
Przekroje RHS profilowane na zimno	dowolnej	0,49	0,3	0,49	0,2
Przekroje CHS/EHS profilowane na zimno	dowolnej	0,49	0,2	0,49	0,2
Przekroje RHS wykończone na gorąco	dowolnej	0,49	0,2	0,34	0,2
Przekroje CHS/EHS wykończone na gorąco	dowolnej	0,49	0,2	0,34	0,2
Przekroje otwarte spawane lub walcowane na gorąco	największej bezwładności przekroju	0,49	0,2	0,49	0,2
	najmniejszej bezwładności przekroju	0,76	0,2	0,76	0,2

Rysunek 6.1 przedstawia krzywe wyboczenia giętnego.



Rysunek 6.1. Krzywe wyboczenia giętnego

W obliczeniach można pominąć wpływ wyboczenia na nośność elementu i ograniczyć się tylko do sprawdzenia nośności przekroju, jeśli jest spełniony warunek:

$$\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0 \quad \text{lub} \quad \frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{cr}}} \leq \bar{\lambda}_0{}^2.$$

Krzywe wyboczenia przedstawione na rys. 6.1 i opisane w tabl. 6.1 są bardziej konserwatywne niż te znajdujące się w PN-EN 1993-1-4 (wartości α i $\bar{\lambda}_0$ są podane w tabl. 6.2). Badania eksperymentalne z ostatnich 10 lat wykazały, że normowe krzywe wyboczenia dla przekrojów otwartych i zamkniętych profilowanych na zimno są przesadnie optymistyczne. Wskazano również różnicę w zachowaniu się przy wyboczeniu między słupami o profilu RHS profilowanymi na zimno ze stali ferrytycznej a słupami ze stali austenitycznej i typu duplex. Z tego powodu w kolejnej wersji PN-EN 1993-1-4 prawdopodobnie znajdą się poprawki odnośnie do krzywych wyboczenia (rys. 6.1 i tabl. 6.1).

Tablica 6.2. Wartości parametrów α i $\bar{\lambda}_0$ dla przypadku wyboczenia giętnego i skrętnego według PN--1993-1-4

Typ wyboczenia	Rodzaj elementu	α	$\bar{\lambda}_0$
Giętne	Przekroje otwarte profilowane na zimno	0,49	0,4
	Przekroje zamknięte (spawane i bezszwowe)	0,49	0,4
	Przekroje otwarte spawane (wyboczenie względem osi największej bezwładności przekroju)	0,49	0,2
	Przekroje otwarte spawane (wyboczenie względem osi najmniejszej bezwładności przekroju)	0,76	0,2
Wartości parametrów α i $\bar{\lambda}_0$ nie odnoszą się do kształtowników zamkniętych poddanych wyżarzaniu (co jest rzadko spotykane).			

6.3.4. Wyboczenie skrętne i giętno-skrętne

Nośność elementu ze względu na wyboczenie skrętne i giętno-skrętne powinna być określona jak w pkt 6.3.3, z zastąpieniem smukłości $\bar{\lambda} \rightarrow \bar{\lambda}_{\mathrm{T}}$, obliczonej na podstawie równań (6.8) i (6.9), oraz z przyjęciem wartości parametrów α = 0,34 i $\bar{\lambda}_0$ = 0,2:

$$\bar{\lambda}_{\mathrm{T}} = \sqrt{\frac{A\,f_{\mathrm{y}}}{N_{\mathrm{cr}}}} \quad \text{– w przypadku przekrojów klasy 1., 2. i 3.} \tag{6.8}$$

$$\bar{\lambda}_{\mathrm{T}} = \sqrt{\frac{A_{\mathrm{eff}} f_{\mathrm{y}}}{N_{\mathrm{cr}}}} \quad \text{– w przypadku przekrojów klasy 4.} \tag{6.9}$$

w których

$$N_{\mathrm{cr}} = N_{\mathrm{cr,TF}} \ \text{ i } \ N_{\mathrm{cr}} < N_{\mathrm{cr,T}},$$

gdzie: $N_{\mathrm{cr,T}}$ – siła krytyczna przy wyboczeniu skrętnym,

$$N_{\mathrm{cr,T}} = \frac{1}{i_{\mathrm{o}}^2}\left(G I_{\mathrm{t}} + \frac{\pi^2 E I_{\mathrm{w}}}{l_{\mathrm{T}}^2}\right) \tag{6.10}$$

$N_{\mathrm{cr,TF}}$ – siła krytyczna przy wyboczeniu giętno-skrętnym. Dla przekrojów, które są symetryczne względem osi *y-y* (np. $z_{\mathrm{o}} = 0$)

$$N_{\mathrm{cr,TF}} = \frac{N_{\mathrm{cr,y}}}{2\beta}\left[1 + \frac{N_{\mathrm{cr,T}}}{N_{\mathrm{cr,y}}} - \sqrt{\left(1 - \frac{N_{\mathrm{cr,T}}}{N_{\mathrm{cr,y}}}\right)^2 + 4\left(\frac{y_o}{i_o}\right)^2 \frac{N_{\mathrm{cr,T}}}{N_{\mathrm{cr,y}}}}\right] \tag{6.11}$$

gdzie:

$$i_{\mathrm{o}}^2 = i_{\mathrm{y}}^2 + i_{\mathrm{z}}^2 + y_{\mathrm{o}}^2 + z_{\mathrm{o}}^2 \tag{6.12}$$

i_y i i_z – promienie bezwładności ustalone na podstawie cech przekroju brutto odpowiednio względem osi *y-y* i *z-z*,
y_o i z_o – współrzędne środka ścinania na osi *y-y* i *z-z* względem środka ciężkości przekroju brutto,
G – moduł sprężystości poprzecznej (przy ścinaniu),
l_T – długość wyboczeniowa elementu przy wyboczeniu skrętnym (patrz PN-EN 1993-1-3),
I_T – moment bezwładności przy skręcaniu swobodnym (St. Venanta),
I_W – moment bezwładności przy skręcaniu skrępowanym (wycinkowy),
$\beta = 1 - \left(\frac{y_o}{i_o}\right)^2$,
$N_{cr,y}$ oraz $N_{cr,z}$ – siły krytyczne przy wyboczeniu giętnym odpowiednio względem osi *y-y* i *z-z*.

W przypadku przekrojów bisymetrycznych środek ścinania pokrywa się ze środkiem ciężkości przekroju, stąd $y_0 = 0$ i $z_0 = 0$ oraz:

$N_{cr,TF} = N_{cr,T}$, pod warunkiem że $N_{cr,T} < N_{cr,y}$ i $N_{cr,T} < N_{cr,z}$.

Dla kątowników osie *y* i *z* w zamieszczonych wyżej wzorach powinny zostać zastąpione osiami: odpowiednio *u* oraz *v*.

6.4. Pręty zginane

6.4.1. Postanowienia ogólne

Pręt jest poddany czystemu zginaniu pod działaniem obciążeń prostopadłych do jego osi podłużnej, gdy jest zamocowany w sposób eliminujący skręcanie, rozciąganie lub ściskanie.

W celu określenia nośności na zginanie należy rozważyć następujące możliwości zniszczenia:

- uplastycznienie przekroju (pkt 5.7),
- niestateczność miejscową (tylko przekroje klasy 4. – pkt 5.7),
- zwichrzenie (pkt 6.4.2),
- niestateczność przy ścinaniu środników (pkt 6.4.3),
- nośność przy obciążeniu skupionym (pkt 6.4.4).

W niektórych przypadkach elementów zginanych należy również uwzględnić efekt szerokiego pasa oraz wyginanie pasów przy określaniu ich nośności (pkt 5.4.2 i 5.4.3).

Nośność przy zginaniu dwukierunkowym powinna być określana według pkt 6.5.2.

6.4.2. Zwichrzenie

Nośność elementów zginanych względem mocniejszej osi bezwładności, które nie są stężone w kierunku bocznym, powinna być określana z uwzględnieniem zwichrzenia. Sprawdzenie tego warunku może zostać pominięte w następujących przypadkach:

- belek poddanych zginaniu względem słabszej osi bezwładności,
- belek, których pas ściskany jest stężony bocznie za pomocą sztywnej tarczy na całej długości,
- belek, w których wartość smukłości względnej $\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}$ spełnia warunek: $\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} \leq 0{,}4$ lub $\frac{M_{\mathrm{Ed}}}{M_{\mathrm{cr}}} \leq 0{,}16$,
- belek wykonanych z kształtowników zamkniętych.

W pozostałych przypadkach nośność na zwichrzenie powinna być określana na podstawie wzorów:

$$M_{\mathrm{b,Rd}} = \chi_{\mathrm{LT}} W_{\mathrm{y}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}} \tag{6.13}$$

gdzie: $W_{\mathrm{y}} = W_{\mathrm{pl,y}}$ – dla przekrojów klasy 1. lub 2.,
$W_{\mathrm{y}} = W_{\mathrm{el,y}}$ – dla przekrojów klasy 3.,
$W_{\mathrm{y}} = W_{\mathrm{eff,y}}$ – dla przekrojów klasy 4.,
χ_{LT} – współczynnik zwichrzenia określany ze wzoru

$$\chi_{\mathrm{LT}} = \frac{1}{\phi_{\mathrm{LT}} + [\phi_{\mathrm{LT}}{}^2 - \bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}{}^2]^{0,5}} \leq 1 \tag{6.14}$$

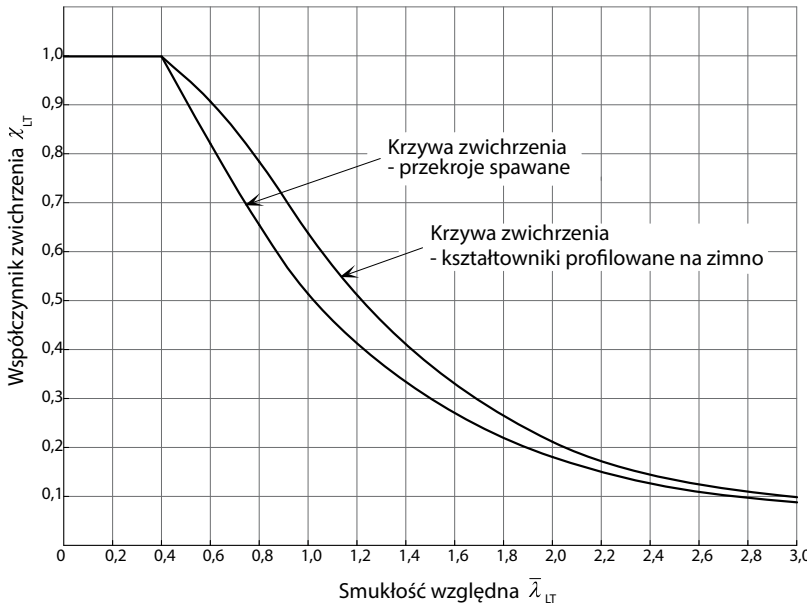
w którym

$$\phi_{\mathrm{LT}} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{\mathrm{LT}}(\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} - 0{,}4) + \bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}{}^2\right) \tag{6.15}$$

$$\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} = \sqrt{\frac{W_{\mathrm{y}} f_{\mathrm{y}}}{M_{\mathrm{cr}}}} \tag{6.16}$$

α_{LT} – parametr imperfekcji wynoszący odpowiednio:
0,34 dla kształtowników profilowanych na zimno i kształtowników zamkniętych (spawanych i bezszwowych),
0,76 dla kształtowników spawanych otwartych i pozostałych przekrojów, dla których nie przeprowadzono badań,
M_{cr} – moment krytyczny przy zwichrzeniu sprężystym (patrz Załącznik E).

W przypadku kątowników osie *y* i *z* we wzorach powyżej powinny być zastąpione osiami: odpowiednio *u* oraz *v*. Rysunek 6.2 przedstawia zależność między χ_{LT} i $\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}$.



Rysunek 6.2. Krzywe zwichrzenia

W celu uwzględnienia rozkładu momentów między bocznymi stężeniami elementu można stosować zmodyfikowany współczynnik zwichrzenia:

$$\chi_{\mathrm{LT,mod}} = \frac{\chi_{\mathrm{LT}}}{f}, \quad \text{lecz} \quad \chi_{\mathrm{LT,mod}} \leq 1{,}0 \quad \text{oraz} \quad \chi_{\mathrm{LT,mod}} \leq \frac{1}{\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}{}^{2}} \tag{6.17}$$

gdzie zalecana jest minimalna wartość f podana we wzorze:

$$f = 1 - 0{,}5(1 - k_c)\left[1 - 2{,}0(\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} - 0{,}8)^2\right], \text{ lecz } f \leq 1{,}0 \tag{6.18}$$

oraz

$$k_c = \frac{1}{\sqrt{C_1}} \tag{6.19}$$

Wartości C_1 zamieszczono w Załączniku E.

6.4.3. Nośność na ścinanie

Obliczając nośność przy ścinaniu, należy uwzględnić zarówno nośność plastyczną środnika (pkt 5.7.5), jak i możliwość jego lokalnej utraty stateczności.

Niestateczność przy ścinaniu należy sprawdzać wtedy, gdy są spełnione następujące warunki:

$$\frac{h_{\mathrm{w}}}{t} \geq \frac{56{,}2\varepsilon}{\eta} \quad \text{– dla środników nieużebrowanych} \tag{6.20}$$

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{24{,}3\varepsilon\sqrt{k_\tau}}{\eta} \quad \text{– dla środników użebrowanych} \tag{6.21}$$

Nośność wyboczeniowa elementu przy ścinaniu powinna być określona ze wzoru:

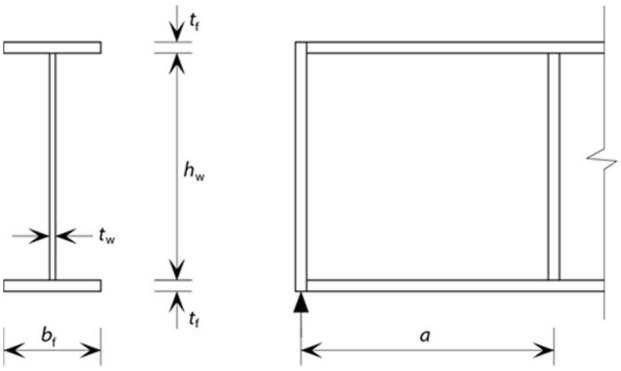
$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3}\gamma_{M1}} \tag{6.22}$$

przy czym udział środnika w nośności:

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t}{\sqrt{3}\gamma_{M1}} \tag{6.23}$$

gdzie: h_w – wysokość środnika (rys. 6.3),
ε – z tabl. 5.2,
k_τ – minimalny parametr niestateczności panelu środnika przy ścinaniu,
$V_{bw,Rd}$ – udział środnika w nośności wyboczeniowej przekroju na ścinanie,
$V_{bf,Rd}$ – udział pasów w nośności wyboczeniowej przekroju na ścinanie,
f_{yw} – charakterystyczna wartość granicy plastyczności środnika,
η – patrz PN-EN 1993-1-5 (PN-EN 1993-1-4 zaleca wartość $\eta = 1{,}20$).

UWAGA: Do obliczania nośności plastycznej przy ścinaniu powinna być użyta ta sama wartość parametru η co przy obliczeniach, z uwagi na niestateczność środnika.



Rysunek 6.3. Objaśnienia symboli wymiarów geometrycznych

W przypadku środników użebrowanych co najmniej na podporach (z ewentualnymi żebrami pośrednimi poprzecznymi i(lub) podłużnymi) współczynnik redukcyjny χ_w ze względu na niestateczność przy ścinaniu przyjmuje się z tabl. 6.3.

Tablica 6.3. Współczynniki niestateczności przy ścinaniu χ_w

–	χ_w dla żeber podporowych sztywnych	χ_w dla żeber podporowych podatnych
$\bar{\lambda}_w \leq \frac{0,65}{\eta}$	η	η
$\frac{0,65}{\eta} < \bar{\lambda}_w < 0,65$	$\frac{0,65}{\bar{\lambda}_w}$	$\frac{0,65}{\bar{\lambda}_w}$
$\bar{\lambda}_w \geq 0,65$	$\frac{1,56}{(0,91+\bar{\lambda}_w)}$	$\frac{1,19}{(0,54+\bar{\lambda}_w)}$

Względną smukłość płytową należy określać według wzorów:

a) gdy żebra poprzeczne występują tylko na podporach

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{86,4\, t_w\, \varepsilon}\right) \tag{6.24}$$

b) gdy oprócz żeber na podporach występują żebra pośrednie – poprzeczne, podłużne lub obu rodzajów

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{37,4 t_w\, \varepsilon \sqrt{k_\tau}}\right) \tag{6.25}$$

gdzie k_τ – minimalny parametr niestateczności panelu środnika przy ścinaniu.

W przypadku ścianek ze sztywnymi żebrami poprzecznymi bez żeber podłużnych lub z więcej niż dwoma żebrami podłużnymi wartość k_τ może być określana za pomocą równań:

$$k_\tau = 5,34 + 4,00(h_w/a)^2 + k_{\tau st}, \quad \text{gdy} \quad a/h_w \geq 1 \tag{6.26}$$

$$k_\tau = 4,00 + 5,34(h_w/a)^2 + k_{\tau st}, \quad \text{gdy} \quad a/h_w < 1 \tag{6.27}$$

gdzie:

$$k_{\tau st} = 9(h_w/a)^2 \sqrt[4]{\left(\frac{I_{sl}}{t^3 h_w}\right)^3}, \quad \text{lecz nie mniej niż} \quad \frac{2,1}{t}\sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{h_w}} \tag{6.28}$$

gdzie: a – rozstaw żeber poprzecznych w osiach (rys. 6.3),
I_{sl} – moment bezwładności przekroju żebra podłużnego względem osi *z-z*.

Równania (6.26) i (6.27) można stosować do ścianek z jednym lub dwoma żebrami podłużnymi, jeśli jest spełniony warunek $a/h_w \geq 3$. Jeśli warunek ten nie jest spełniony, to dla takich ścianek wartość k_τ powinna być określona w EN-1993-1-5 w Załączniku A3.

W celu uproszczenia obliczeń można pominąć wpływ pasów na nośność przy ścinaniu. Jeśli jednak pasy nie są w pełni wykorzystane do przeniesienia momentu zginającego ($med < M_{\mathrm{f,Rd}}$), to ich udział w nośności obliczeniowej przy ścinaniu można wyznaczyć ze wzoru:

$$V_{\mathrm{bf,Rd}} = \frac{b_{\mathrm{f}}\, t_{\mathrm{f}}^2\, f_{\mathrm{yf}}}{c\, \gamma_{\mathrm{M1}}} \left[1 - \left(\frac{M_{\mathrm{Ed}}}{M_{\mathrm{f,Rd}}}\right)^2\right] \tag{6.29}$$

gdzie: b_{f} i t_{f} – wymiary pasa o najmniejszej nośności przy obciążeniu siłą podłużną,

b_{f} – efektywna szerokość pasa, ograniczona z każdej strony środnika do wartości $15\varepsilon t_{\mathrm{f}}$,

$M_{\mathrm{f,Rd}} = \frac{M_{\mathrm{f,k}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}}$ – obliczeniowa nośność przy zginaniu przekroju złożonego wyłącznie z efektywnych części pasów,

$$c = a\left(0{,}17 + \frac{3{,}5 b_{\mathrm{f}} t_{\mathrm{f}}{}^2 f_{\mathrm{yf}}}{t_{\mathrm{w}} h_{\mathrm{w}}{}^2 f_{\mathrm{yw}}}\right) \quad \text{i} \quad \frac{c}{a} \leq 0{,}65 \tag{6.30}$$

f_{yf} – granica plastyczności półki.

Gdy przekrój jest dodatkowo obciążony siłą podłużną N_{Ed}, to nośność obliczeniową $M_{f,Rd}$ redukuje się za pomocą następującego współczynnika:

$$\left[1 - \frac{N_{\mathrm{Ed}}}{\frac{(A_{\mathrm{f1}} + A_{\mathrm{f2}}) f_{\mathrm{yf}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}}}\right] \tag{6.31}$$

gdzie A_{f1} i A_{f2} – pola przekroju pasów, odpowiednio górnego i dolnego.

Warunek nośności przy ścinaniu ma postać:

$$\eta_3 = \frac{V_{\mathrm{Ed}}}{V_{\mathrm{b,Rd}}} \leq 1{,}0 \tag{6.32}$$

gdzie V_{Ed} – obliczeniowa siła poprzeczna, ewentualnie skorygowana ze względu na efekt skręcania.

Warunek nośności elementu zginanego dwukierunkowo i poddanego działaniu siły podłużnej ma postać:

$$\eta_1 = \frac{N_{\mathrm{Ed}}}{f_{\mathrm{y}}\, A_{\mathrm{eff}}\, /\gamma_{\mathrm{M0}}} + \frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}}\, e_{\mathrm{y,N}}}{f_{\mathrm{y}}\, W_{\mathrm{y,eff}} / \gamma_{\mathrm{M0}}} + \frac{M_{\mathrm{z,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}}\, e_{\mathrm{z,N}}}{f_{\mathrm{y}}\, W_{\mathrm{z,eff}} / \gamma_{\mathrm{M0}}} \leq 1{,}0 \tag{6.33}$$

gdzie: A_{eff} – pole przekroju współpracującego (pkt 5.4.1),

$e_{\mathrm{y,N}}$, $e_{\mathrm{z,N}}$ – w przypadku przekrojów klasy 4. ewentualne przesunięcia osi obojętnych przekroju współpracującego (pkt 5.4.1),

$M_{y,Ed}$ – obliczeniowa wartość momentu zginającego działającego względem osi *y-y*,
$M_{z,Ed}$ – obliczeniowa wartość momentu zginającego działającego względem osi *z-z*,
N_{Ed} – obliczeniowa wartość siły podłużnej,
$W_{y,eff}$ – wskaźnik wytrzymałości przekroju współpracującego względem osi *y-y* (pkt 5.4.1),
$W_{z,eff}$ – wskaźnik wytrzymałości przekroju współpracującego względem osi *z-z* (pkt 5.4.1).

Efekty oddziaływań M_{Ed} i N_{Ed} powinny uwzględniać ewentualne globalne efekty drugiego rzędu. Sprawdzenie utraty stateczności miejscowej panelu środnika powinno być przeprowadzone dla wartości naprężeń określonych w odległości 0,4*a* lub 0,5*b*, w zależności od tego, co jest bliżej końca panelu środnika, gdzie naprężenia są największe.

Jeśli $\bar{\eta}_3$ (jak niżej) ≤ 0,5, to redukcja nośności przekroju ze względu na ścinanie przy obciążeniu momentem zginającym i siłą podłużną nie jest wymagana. Jeśli natomiast $\bar{\eta}_3 > 0{,}5$, to warunek nośności przekroju przy zginaniu i ściskaniu środnika w dźwigarach dwuteowych lub skrzynkowych ma postać:

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right)(2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1{,}0 \quad \text{dla} \quad \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \tag{6.34}$$

gdzie: $M_{f,Rd}$ – jak we wzorze (6.29),
$M_{pl,Rd}$ – obliczeniowa nośność plastyczna przy zginaniu przekroju złożonego z efektywnych części pasów oraz w pełni efektywnego środnika, niezależnie od jego klasy przekroju,

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \tag{6.35}$$

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \tag{6.36}$$

Efekty oddziaływań M_{Ed} i V_{Ed} wyznacza się z uwzględnieniem ewentualnych globalnych efektów drugiego rzędu.

Warunek podany we wzorze (6.34) odnosi się do wszystkich przekrojów z wyjątkiem tych, które znajdują się w odległości mniejszej niż $h_w/2$ od podpory z żebrami pionowymi.

Ewentualną redukcję nośności $M_{pl,Rd}$ ze względu na obecność siły podłużnej N_{Ed} uwzględnia się odpowiednio według pkt 6.2.9 EN 1993-1-1, natomiast wartość $M_{f,Rd}$ redukuje się za pomocą współczynnika określonego w równaniu (6.31). Jeśli wskutek siły podłużnej środnik jest całkowicie ściskany, to ma zastosowanie pkt 7.1(5) PN-EN 1993-1-5.

6.4.4. Nośność przy obciążeniu skupionym

W przypadku elementów, których półki są bocznie stężone, nośność nieużebrowanych środników przy obciążeniu skupionym będzie uzależniona od trzech możliwych form zniszczenia:

- zmiażdżenie środnika w pobliżu półki, przy jej jednoczesnej deformacji plastycznej,
- lokalne wyboczenie środnika i jego zmiażdżenie w pobliżu półki, przy jej jednoczesnej deformacji plastycznej,
- wyboczenie środnika na prawie całej wysokości elementu.

W odniesieniu do kształtowników profilowanych na zimno można stosować wytyczne podane w EN 1993-1-3.

W przypadku belek walcowanych i spawanych dźwigarów należy stosować wytyczne podane w niniejszym podręczniku, opracowane na podstawie EN 1993-1-5.

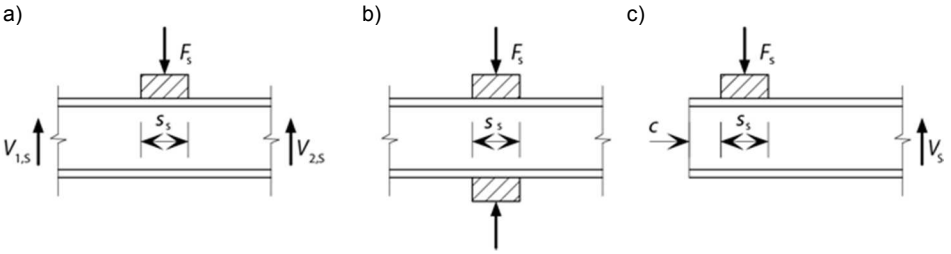
Obliczeniowa nośność środnika z żebrami lub bez żeber, ze względu na niestateczność przy obciążeniu siłą skupioną, jest określona wzorem:

$$F_{\mathrm{Rd}} = f_{\mathrm{yw}}\, L_{\mathrm{eff}}\, t_{\mathrm{w}} / \gamma_{\mathrm{M1}} \tag{6.37}$$

gdzie: t_{w} – grubość środnika,
f_{yw} – granica plastyczności środnika,
L_{eff} – efektywny wymiar środnika przy obciążeniu skupionym, który powinien być określany z zależności: $L_{\mathrm{eff}} = \chi_{\mathrm{F}} l_{\mathrm{y}}$,
gdzie: l_y – efektywna szerokość strefy obciążenia, odpowiadająca długości strefy docisku s_{s},
χ_{F} – współczynnik redukcyjny ze względu na niestateczność pod siłą skupioną.

Dodatkowo, należy uwzględnić wpływ sił poprzecznych na nośność na zginanie elementu.

$$k_{\mathrm{F}} = 6 + 2\left[\frac{h_{\mathrm{w}}}{a}\right]^2 \qquad k_{\mathrm{F}} = 3{,}5 + 2\left[\frac{h_{\mathrm{w}}}{a}\right]^2 \qquad k_{\mathrm{F}} = 2 + 6\left[\frac{s_{\mathrm{s}} + c}{h_{\mathrm{w}}}\right] \leq 6$$



Rysunek 6.4. Parametry niestateczności dla różnych typów obciążenia

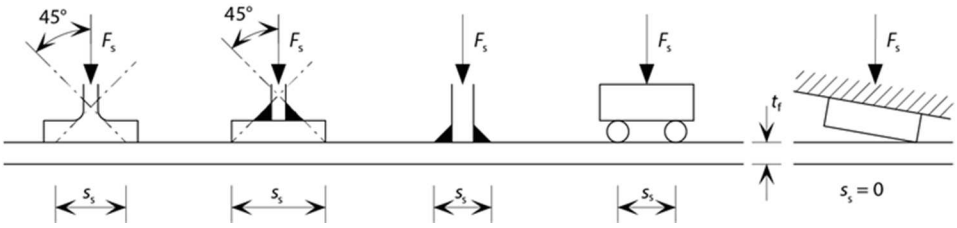
W celu wyznaczenia wartości L_{eff} należy określić przypadek (typ) obciążenia:

- obciążenie przyłożone do jednego pasa przenoszone przez siły poprzeczne w środniku (rys. 6.4a),
- obciążenie samozrównoważone – obustronne ściskanie środnika (rys. 6.4b),
- obciążenie pasa przy nieużebrowanym końcu elementu (rys. 6.4c).

Długość strefy docisku

Długość strefy docisku s_s na styku z pasem wyznacza się przy założeniu, że rozproszenie obciążenia jest ograniczone spadkiem 1:1 (rys. 6.5) i nie przekracza wysokości środnika h_w.

W przypadku kilku obciążeń skupionych rozmieszczonych blisko siebie sprawdza się oddziaływanie każdego z nich z osobna oraz oddziaływanie grupowe, przyjmując całkowitą długość strefy docisku s_s równą osiowej odległości między skrajnymi siłami skupionymi.



Rysunek 6.5. Długość strefy docisku

Szerokość współpracująca strefy obciążenia

Efektywna szerokość strefy obciążenia powinna być obliczona przy użyciu dwóch bezwymiarowych parametrów: m_1 i m_2, określonych na podstawie wzorów:

$$m_1 = \frac{f_{\text{yf}}\, b_{\text{f}}}{f_{\text{yw}}\, t_{\text{w}}} \tag{6.38}$$

$$m_2 = 0{,}02\left(\frac{h_{\text{w}}}{t_{\text{f}}}\right)^2 \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_{\text{F}} > 0{,}5 \tag{6.39}$$

$$m_2 = 0 \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_{\text{F}} \leq 0{,}5 \tag{6.40}$$

W przypadku obciążeń typu a) i b) według rys. 6.5 efektywną szerokość l_y wyznacza się za pomocą wzoru:

$$l_{\text{y}} = s_{\text{s}} + 2t_{\text{f}}(1 + \sqrt{m_1 + m_2}) \tag{6.41}$$

Wartość l_y nie może być większa niż odległość a między sąsiednimi żebrami poprzecznymi.

W przypadku obciążenia typu c) przyjmuje się mniejszą z wartości l_y uzyskanych ze wzorów (6.42) i (6.43). W równaniu (6.44) wartość s_s należy przyjąć równą zeru, jeśli element, który wywołuje obciążenie siłą skupioną, nie dotyka dźwigara całą swoją powierzchnią (rys. 6.5).

$$l_\mathrm{y} = l_\mathrm{e} + t_\mathrm{f}\left[\sqrt{\frac{m_1}{2} + \left(\frac{l_\mathrm{e}}{t_\mathrm{f}}\right)^2 + m_2}\right] \tag{6.42}$$

$$l_\mathrm{y} = l_\mathrm{e} + t_\mathrm{f}\sqrt{m_1 + m_2} \tag{6.43}$$

gdzie

$$l_\mathrm{e} = \frac{k_\mathrm{F} E t_\mathrm{w}^2}{2 f_\mathrm{yw}\, h_\mathrm{w}} \leq s_\mathrm{s} + c \tag{6.44}$$

Efektywny wymiar środnika przy obciążeniu skupionym

Efektywny wymiar środnika przy obciążeniu skupionym powinien być określony za pomocą równania:

$$L_\mathrm{eff} = \chi_\mathrm{F}\, l_\mathrm{y} \tag{6.45}$$

w którym:

$$\chi_\mathrm{F} = \frac{0{,}5}{\bar{\lambda}_\mathrm{F}} \leq 1{,}0 \tag{6.46}$$

$$\bar{\lambda}_\mathrm{F} = \sqrt{\frac{l_\mathrm{y}\, t_\mathrm{w}\, f_\mathrm{yw}}{F_\mathrm{cr}}} \tag{6.47}$$

$$F_\mathrm{cr} = 0{,}9 k_\mathrm{F} E \frac{t_\mathrm{w}^3}{h_\mathrm{w}} \tag{6.48}$$

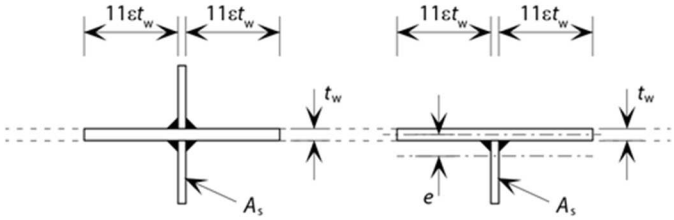
gdzie k_F – parametr niestateczności dla różnych typów obciążenia (rys. 6.4).

W pierwszym etapie obliczeń należy wstępnie przyjąć wartość $\bar{\lambda}_\mathrm{F}$ i wyznaczyć parametr m_2, a następnie sprawdzić, czy założenie było poprawne. Jeśli nie, należy powtórzyć obliczenia i ponownie wyznaczyć wartość m_2.

6.4.5. Poprzeczne żebra usztywniające

Zaleca się stosować żebra usztywniające poprzeczne podwójne, symetryczne względem osi środnika nad podporami oraz w miejscach przyłożenia znacznych sił skupionych. Przy obliczaniu żeber należy sprawdzić nośność na docisk oraz utratę stateczności. Żebra pośrednie, nienarażone na oddziaływania zewnętrzne, powinny być sprawdzone tylko ze względu na wyboczenie.

Przy sprawdzaniu stateczności żeber należy przyjmować efektywne pole przekroju składające się z żeber wraz ze współpracującymi odcinkami środnika pokazanymi na rys. 6.6. Tam, gdzie żebra znajdują się na końcu elementu, lub gdy w środniku mieszczą się otwory, długość tych odcinków nie może przekraczać dostępnej długości środnika.



Rysunek 6.6. Efektywne pole przekroju żebra

Nośność żebra przy wyboczeniu z płaszczyzny $N_{b,Rd}$ powinna być określana według pkt 6.3.3, z zastosowaniem wartości α = 0,49 oraz $\bar{\lambda}_0 = 0{,}2$. Długość wyboczeniowa l powinna uwzględniać warunki zamocowania żebra na jego końcach i nie powinna być mniejsza niż $0{,}75h_w$, gdy oba jego końce są poprzecznie stężone. Gdy zamocowanie żeber jest mniej sztywne, długość l powinna mieć większą wartość. Należy również sprawdzić nośność na wyboczenie skrętne przekroju krzyżowego.

Dla żeber pojedynczych lub ułożonych niesymetrycznie wpływ mimośrodu na nośność powinien być uwzględniony według pkt 6.5.2.

Nad podporami lub w przęśle, w miejscach przyłożenia znacznych obciążeń skupionych nośność na wyboczenie powinna być większa niż wartość reakcji lub działającego obciążenia. W pozostałych przypadkach obliczeniowa wartość siły ściskającej w żebrach może być określona ze wzoru:

$$N_{\mathrm{Ed}} = V_{\mathrm{Ed}} - \frac{1}{\bar{\lambda}_w{}^2} \frac{f_{\mathrm{yw}}\, h_{\mathrm{w}}\, t_{\mathrm{w}}}{\sqrt{3}\, \gamma_{\mathrm{M1}}} \tag{6.49}$$

gdzie V_{Ed} – obliczeniowa wartość siły ścinającej w elemencie.

Przy obliczaniu wartości siły z równania (6.49) należy założyć, że rozważane żebro zostało usunięte.

Moment bezwładności żebra pośredniego I_{st} powinien spełniać następujące warunki:

$$\text{gdy } \frac{a}{h_{\mathrm{w}}} < \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq \frac{1{,}5\, h_{\mathrm{w}}^3 t^3}{a^2} \tag{6.50}$$

$$\text{gdy } \frac{a}{h_{\mathrm{w}}} \geq \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq 0{,}75\, h_{\mathrm{w}}\, t^3 \tag{6.51}$$

6.4.6. Obliczanie ugięć

Wartości ugięć powinny być określane dla odpowiednich kombinacji stanu granicznego użytkowalności.

Ugięcie belek sprężystych (tzn. takich, które nie zawierają przegubów plastycznych) może być określane według klasycznej teorii, pod warunkiem że do obliczeń zostanie przyjęty sieczny moduł sprężystości. Wartość tego modułu różni się w zależności od poziomu naprężeń w belce i może być obliczana na podstawie równania:

$$E_{\mathrm{S}} = \frac{(E_{\mathrm{S1}} + E_{\mathrm{S2}})}{2} \tag{6.52}$$

gdzie: E_{S1} – moduł sieczny odpowiadający naprężeniom w pasie rozciąganym σ_1,
E_{S2} – moduł sieczny odpowiadający naprężeniom w pasie ściskanym σ_2.

Wartości E_{S1} i E_{S2} odpowiadające miarodajnym naprężeniom w stanie użytkowalności można wyznaczać według wzoru:

$$E_{\mathrm{S,i}} = \frac{E}{1+0{,}002\frac{E}{\sigma_{\mathrm{i,Ed,ser}}}\left(\frac{\sigma_{\mathrm{i,Ed,ser}}}{f_{\mathrm{y}}}\right)^{n}}, \quad \text{przy czym: } i = 1 \text{ lub } 2 \tag{6.53}$$

gdzie: $\sigma_{\mathrm{i,Ed,ser}}$ – miarodajne naprężenia w stanie użytkowalności w pasie rozciąganym lub ściskanym,
E – moduł sprężystości; E = 200 000 N/mm^2,
n – parametr Ramberga–Osgooda (wykładnik umocnienia).

Parametr n jest miarą nieliniowości krzywej opisującej zależność naprężenie–odkształcenie. Im mniejsza wartość n, tym większy stopień nieliniowości materiału. Zależy on od rodzaju stali nierdzewnej i sposobu jej wytwarzania, stopnia formowania na zimno oraz kierunku działania obciążenia (rozciąganie czy ściskanie). Z powodu dużych rozbieżności w wartościach tego parametru w tabl. 6.4 zostały podane zalecane wartości wykładnika.

Tablica 6.4. Wartości n do określania siecznego modułu sprężystości

Gatunek stali	Wykładnik *n*
Stal ferrytyczna	14
Stal austenityczna	7
Stal typu duplex	8

Obecnie PN-EN 1993-1-4 uzależnia parametr *n* od gatunku stali i kierunku walcowania (tabl. 6.5). Należy dodać, że zalecane przez normę wartości dla stali typu duplex były oparte na nielicznych badaniach i obecnie są uważane za zaniżone. W nowej wersji PN-EN 1993-1-4 wartości parametru *n* prawdopodobnie zostaną zastąpione tymi z tabl. 6.4.

Tablica 6.5. Wartości *n* do określania siecznego modułu sprężystości

Typ	Gatunek stali	Wykładnik *n*	
		kierunek podłużny	kierunek poprzeczny
Stal ferrytyczna	1.4003	7	11
	1.4016	6	14
	1.4512	9	16
Stal austenityczna	1.4301 1.4306 1.4307 1.4318 1.4541	6	8
	1.4401 1.4404 1.4432 1.4435 1.4539 1.4571	7	9
Stal typu duplex	1.4462 1.4362	5	5
UWAGA: Jeżeli kierunek walcowania nie jest znany, zaleca się przyjmować zachowawczo wartość *n* jak dla kierunku podłużnego.			

Krzywa zależności naprężenie–odkształcenie dla stali nierdzewnych wskazuje, że wartość modułu sprężystości różni się na wysokości przekroju i wzdłuż długości elementu. Do dokładnego określenia ugięcia w belkach konieczne są skomplikowane procedury oparte na analizie nieliniowej. W celu uproszczenia, rozbieżności w wartościach E_S na długości elementu mogą zostać zaniedbane, a do obliczeń należy przyjąć minimalną wartość E_S (odpowiadającą maksymalnym wartościom naprężeń σ_1 i σ_2), jednakową na całej długości elementu. Metoda ta jest właściwa, gdy sieczny moduł sprężystości jest obliczony na podstawie maksymalnych wartości naprężeń, nieprzekraczających 65% z 0,2% granicy plastyczności. Przy wyższych wartościach naprężeń metoda ta staje się bardzo konserwatywna i lepszym rozwiązaniem jest zastosowanie bardziej zaawansowanych procedur, np. wykorzystujących całkowanie wzdłuż długości elementu.

W przypadku przekrojów klasy 4. i(lub) elementów, w których występuje efekt szerokiego pasa, do obliczeń należy przyjmować zastępcze pole przekroju. W pierwszym przybliżeniu zaleca się przyjmować pole przekroju opierające się na efektywnych szerokościach określonych w pkt 5.4.1 i(lub) 5.4.2. Aby zwiększyć dokładność, można wykorzystać pole przekroju obliczone na podstawie szerokości efektywnych z uwzględnieniem wyboczenia, określonych dla rzeczywistych wartości naprężeń w elemencie, przyjmując ε w pkt 5.4.1 (ale nie w pkt 5.4.2), równe:

$$\varepsilon = \left[\frac{235}{\sigma}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5} \tag{6.54}$$

gdzie σ – wartość naprężeń rzeczywistych w rozpatrywanym przekroju efektywnym.

6.5. Elementy zginane i poddane działaniu siły osiowej

6.5.1. Elementy rozciągane i zginane o stałym przekroju

Elementy poddane jednoczesnemu rozciąganiu i zginaniu powinny być sprawdzone ze względu na możliwość zwichrzenia w wyniku działania samego momentu zginającego, według pkt 6.4.2. Należy również sprawdzić ich nośność na jednoczesne działanie siły rozciągającej i momentu zginającego w miejscach, gdzie występują maksymalny moment i maksymalna siła osiowa. Warunek ten opisuje zależność:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{Rd}}} + \frac{M_{\mathrm{y,Ed}}}{M_{\mathrm{y,Rd}}} + \frac{M_{\mathrm{z,Ed}}}{M_{\mathrm{z,Rd}}} \leq 1 \tag{6.55}$$

gdzie: N_{Ed} – obliczeniowa wartość siły rozciągającej w przekroju krytycznym,
N_{Rd} – obliczeniowa nośność elementu na rozciąganie,
$M_{\mathrm{y,Ed}}$ – obliczeniowa wartość momentu zginającego względem osi największej bezwładności przekroju w przekroju krytycznym,
$M_{\mathrm{z,Ed}}$ – obliczeniowa wartość momentu zginającego względem osi najmniejszej bezwładności przekroju w przekroju krytycznym,
$M_{\mathrm{y,Rd}}$ – obliczeniowa nośność na zginanie względem osi największej bezwładności przekroju bez uwzględniania wpływu siły osiowej i z uwzględnieniem redukcji nośności spowodowanej działaniem siły ścinającej (pkt 5.7.4),
$M_{\mathrm{z,Rd}}$ – obliczeniowa nośność na zginanie względem osi najmniejszej bezwładności przekroju bez uwzględniania wpływu siły osiowej i z uwzględnieniem redukcji nośności spowodowanej działaniem siły ścinającej (pkt 5.7.4).

6.5.2. Elementy ściskane i zginane o stałym przekroju

Oprócz sprawdzenia nośności przekrojów (pkt 5.7.6) i możliwej utraty stateczności (pkt 6.4), każdy element narażony na jednoczesne ściskanie i zginanie powinien zostać sprawdzony ze względu na interakcję tych dwóch rodzajów oddziaływań.

Elementy ściskane i zginane względem osi największej bezwładności przekroju

Wyboczenie ze zginaniem:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min}}} + k_y \left(\frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Ny}}}{\beta_{\mathrm{W,y}} W_{\mathrm{pl,y}} f_y / \gamma_{\mathrm{M1}}} \right) \leq 1 \tag{6.56}$$

Wyboczenie ze zwichrzeniem:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min1}}} + k_{\mathrm{LT}} \left(\frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Ny}}}{M_{\mathrm{b,Rd}}} \right) \leq 1 \tag{6.57}$$

Elementy ściskane i zginane względem osi najmniejszej bezwładności przekroju

Wyboczenie ze zginaniem:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min}}} + k_z \left(\frac{M_{\mathrm{z,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Nz}}}{\beta_{\mathrm{W,z}} W_{\mathrm{pl,z}} f_y / \gamma_{\mathrm{M1}}} \right) \leq 1 \tag{6.58}$$

Elementy ściskane i dwukierunkowo zginane

Wszystkie przypadki (wyboczenie ze zginaniem):

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min}}} + k_{\mathrm{y}} \left(\frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Ny}}}{\beta_{\mathrm{W,y}} W_{\mathrm{pl,y}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}} \right) + k_z \left(\frac{M_{\mathrm{z,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Nz}}}{\beta_{\mathrm{W,z}} W_{\mathrm{pl,z}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}} \right) \leq 1 \tag{6.59}$$

W elementach narażonych na zwichrzenie należy dodatkowo sprawdzić:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min1}}} + k_{LT} \left(\frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Ny}}}{M_{\mathrm{b,Rd}}} \right) + k_z \left(\frac{M_{\mathrm{z,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Nz}}}{\beta_{\mathrm{W,z}} W_{\mathrm{pl,z}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}} \right) \leq 1 \tag{6.60}$$

W podanych wyrażeniach:

e_{Ny} i e_{Nz} – w przypadku przekrojów klasy 4.: ewentualne przesunięcie osi obojętnych przekroju współpracującego przy równomiernym ściskaniu,

N_{Ed}, $M_{\mathrm{y,Ed}}$ i $M_{\mathrm{z,Ed}}$ – wartości obliczeniowe siły podłużnej i momentów zginających działających względem głównych osi przekroju *y-y* i *z-z*,

$(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min}}$ – nośność na wyboczenie równa najmniejszej spośród czterech wartości odpowiadających wyboczeniu giętnemu (względem osi *y-y* i *z-z*), skrętnemu i giętno-skrętnemu (pkt 6.3.3 i 6.3.4),

$(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min1}}$ – nośność na wyboczenie równa najmniejszej spośród trzech wartości odpowiadających wyboczeniu giętnemu względem osi *z-z*, skrętnemu i giętno-skrętnemu (pkt 6.3.3 i 6.3.4),

$\beta_{\mathrm{W,y}}$ i $\beta_{\mathrm{W,z}}$ – współczynniki uzależnione od klasy przekroju w rozpatrywanych płaszczyznach zginania:
$\beta_{\mathrm{W}} = 1$ – w przypadku przekrojów klasy 1. i 2.,
$\beta_{\mathrm{W}} = W_{\mathrm{el}}/W_{\mathrm{pl}}$ – w przypadku przekrojów klasy 3.,
$\beta_{\mathrm{W}} = W_{\mathrm{eff}}/W_{\mathrm{pl}}$ – w przypadku przekrojów klasy 4.,

$W_{\mathrm{pl,y}}$ i $W_{\mathrm{pl,z}}$ – wskaźniki oporu plastycznego względem osi *y-y* i *z-z*,
$M_{\mathrm{b,Rd}}$ – nośność na zwichrzenie (pkt 6.4.2).

Współczynniki interakcji k_{y}, k_{z} i k_{LT} dla przekrojów otwartych mogą być obliczane ze wzorów:

$$k_{\mathrm{y}} = 1{,}0 + 2(\bar{\lambda}_{\mathrm{y}} - 0{,}5)\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{b,Rd,y}}}, \quad \text{lecz} \quad 1{,}2 \le k_{\mathrm{y}} \le 1{,}2 + 2\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{b,Rd,y}}} \tag{6.61}$$

$$k_{z} = 1{,}0 + 2(\bar{\lambda}_{\mathrm{z}} - 0{,}5)\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min1}}}, \quad \text{lecz} \quad 1{,}2 \le k_{\mathrm{z}} \le 1{,}2 + 2\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\mathrm{min1}}} \tag{6.62}$$

$k_{\mathrm{LT}} = 1{,}0.$

Współczynniki interakcji k_{y} i k_{z} dla rur prostokątnych i okrągłych mogą być obliczane ze wzorów:

$$k_{y} = 1 + D_1\left(\bar{\lambda}_{y} - D_2\right)\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{b,Rd,y}}} \le 1 + D_1(D_3 - D_2)\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{b,Rd,y}}} \tag{6.63}$$

$$k_{z} = 1 + D_1\left(\bar{\lambda}_{z} - D_2\right)\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd,y}})_{\mathrm{min\,1}}} \le 1 + D_1(D_3 - D_2)\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd,y}})_{\mathrm{min\,1}}} \tag{6.64}$$

gdzie wartości D_1, D_2 i D_3 są podane w tabl. 6.6.

Tablica 6.6. Wartości D_1, D_2 i D_3

Przekrój	Stal	D_1	D_2	D_3
Rury prostokątne	ferrytyczna	1,3	0,45	1,6
	austenityczna	2,0	0,30	1,3
	duplex	1,5	0,40	1,4
Rury okrągłe	ferrytyczna	1,9	0,35	1,3
	austenityczna	2,5	0,30	1,3
	duplex	2,0	0,38	1,3

Obecnie PN-EN 1993-1-4 2015 podaje tylko równania (6.61) i (6.62). Wykorzystanie ich do obliczeń przekrojów zamkniętych daje bardzo konserwatywne wyniki. Prawdopodobnie nowa wersja normy będzie zawierać również równania (6.63) i (6.64).

UWAGA: W załączniku krajowym mogą być podane warunki alternatywne w stosunku do powyższych wzorów.

Dla kątowników osie *y* i *z* we wzorach powyżej powinny być zastąpione osiami odpowiednio: *u* oraz *v*.

7. PROJEKTOWANIE WĘZŁÓW

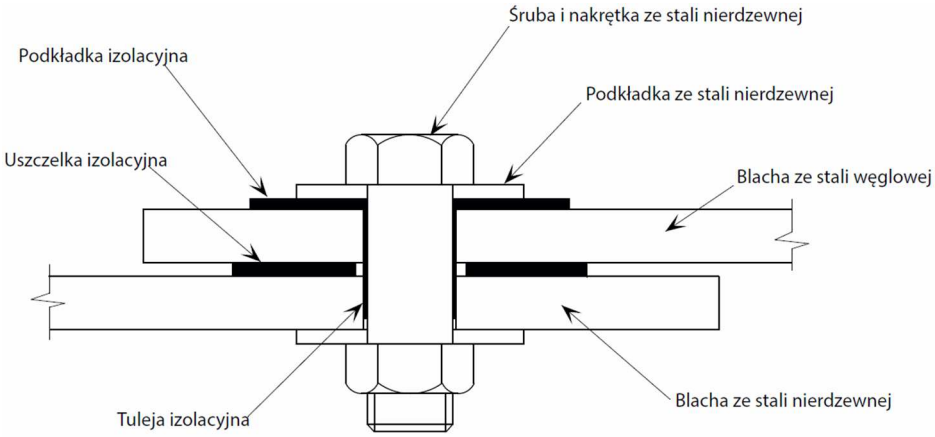
7.1. Wymagania ogólne

7.1.1. Trwałość

Projektowanie węzłów wymaga zachowania należytej staranności w celu zapewnienia ich odpowiedniej odporności na korozję. Jest to szczególnie istotne w przypadku węzłów, które mogą ulegać zawilgoceniu na skutek warunków atmosferycznych, opadów, zanurzania, kondensacji itp. Aby uniknąć potencjalnych problemów z korozją lub zmniejszyć ich wpływ, należy rozważyć umieszczenie węzłów z dala od źródeł wilgoci. Alternatywnie można rozważać usunięcie źródeł zawilgocenia, np. gdy występuje kondensacja, przez zastosowanie odpowiedniej wentylacji pomieszczeń lub utrzymanie temperatury konstrukcji powyżej punktu rosy.

Jeśli nie jest możliwe zapobieganie zawilgoceniu połączeń stali nierdzewnej i węglowej, to należy zastosować środki zapobiegające korozji galwanicznej (pkt 3.2.3). W każdym przypadku należy unikać stosowania śrub ze stali węglowej do łączenia elementów ze stali nierdzewnej. W połączeniach śrubowych wrażliwych na postęp korozji jest zalecane elektryczne odizolowanie stali węglowej od elementów ze stali nierdzewnej. Na ogół polega to na zastosowaniu niemetalicznych podkładek izolacyjnych i tulei. Takie rozwiązanie w połączeniu śrubowym niesprężanym pokazano na rys. 7.1. Podkładki izolacyjne i tuleje powinny być wykonane z polimeru termoutwardzalnego, jak neopren (syntetyczna guma). Jest on wystarczająco podatny do uszczelnienia styku przy odpowiednim docisku oraz posiada właściwą trwałość, aby zapewnić oddzielenie materiałów w całym okresie eksploatacji. Uszczelnienie połączenia jest ważne, gdyż zapobiega przenikaniu wilgoci, która może doprowadzić do korozji szczelinowej. Należy również pamiętać, że gdy powstaje szczelina, to podkładka izolacyjna nie powinna wystawać poza podkładkę ze stali nierdzewnej. W warunkach atmosferycznych, w których występuje narażenie chlorkami, dodatkowym zabezpieczeniem przed korozją jest zastosowanie izolacyjnej, elastycznej podkładki bezpośrednio pod łeb śruby lub przykrycie tego obszaru przezroczystym uszczelnieniem silikonowym.

Przy połączeniach spawanych łączących stal węglową i nierdzewną zaleca się, aby powłoka malarska zastosowana na element ze stali węglowej przebiegała przez spoinę i wychodziła na element ze stali nierdzewnej na odległość ok. 75 mm.



Rysunek 7.1. Typowy detal łączenia odmiennych materiałów (w celu uniknięcia korozji bimetalicznej)

Należy zadbać o dobór odpowiednich materiałów, stosownie do środowiska, aby uniknąć korozji w szczelinach połączenia śrubowego (pkt 3.2.2).

7.1.2. Założenia obliczeniowe

Węzły projektuje się na podstawie realistycznych założeń co do rozkładu sił wewnętrznych i momentów, biorąc pod uwagę względną sztywność elementów schodzących się w węźle. Siły wewnętrzne i momenty przyjmowane w analizie muszą być w równowadze z siłami i momentami przyłożonymi do węzła. Nośność każdego ze składników biorących udział w przekazywaniu obciążeń powinna być zapewniona, a powstające odkształcenia nie mogą przekraczać granicznej odkształcalności elementów.

7.1.3. Węzły i styki

Elementy schodzące się w węźle powinny być rozmieszone tak, aby ich osie podłużne przecinały się w jednym punkcie. W przypadku występowania mimośrodu elementy i węzły powinny być projektowane z uwzględnieniem powstającego momentu zginającego. W przypadku połączeń kątowników lub teowników, łączonych przynajmniej dwiema śrubami na każdym końcu, do wyznaczenia punktu przecięcia się ich osi zamiast linii trasowania śrub można wykorzystać osie podłużne elementów.

Styki w belkach powinny być umieszczane możliwie najbliżej miejsca, w którym moment zginający ma najmniejszą wartość. W stykach słupów należy brać pod uwagę momenty zginające powstające od efektów P-δ.

7.1.4. Inne wymagania ogólne

Gdy węzeł jest poddany obciążeniom udarowym, wibracji lub częstym zmianom naprężeń, zalecaną techniką łączenia jest spawanie. Takie złącza należy sprawdzić na zmęczenie (rozdz. 9.).

Czynnikami, które należy rozważyć podczas projektowania wszystkich węzłów i styków, są łatwość wytwarzania elementów i łatwość ich montażu. Należy zwrócić uwagę na:

- wykorzystanie standardowych rozwiązań detali konstrukcyjnych,
- luzy potrzebne do bezpiecznego montażu,
- dostęp do śrub, niezbędny przy ich zakręcaniu,
- potrzebę zapewnienia dostępu w celu wykonania spoin,
- wymagania wynikające z technologii spawania,
- wpływ tolerancji wymiarów wykonawczych (kątowych i liniowych) na dopasowanie elementów podczas montażu.

Należy zauważyć, że w austenitycznych stalach nierdzewnych powstają większe deformacje spawalnicze niż w stali węglowej (pkt 11.6.4). Należy również zwrócić uwagę na wymagania związane z późniejszymi inspekcjami i konserwacją.

7.2. Połączenia śrubowe

7.2.1. Postanowienia ogólne

Zalecenia zawarte w tym punkcie odnoszą się do śrub w otworach z prześwitami, poddanych ścinaniu, rozciąganiu lub interakcji ścinania i rozciągania. Zalecenia dotyczą połączeń wykonywanych ze śrub o klasach 50, 70 oraz 80. Nośność połączeń wykonywanych ze śrub o klasie 100 należy potwierdzić doświadczalnie. Dobrą praktyką jest stosowanie podkładek pod łbem, jak i pod nakrętką. Wskazówki dotyczące doboru materiałów śrub i nakrętek podano w pkt 2.3 oraz 11.7.

W opracowaniu rozpatruje się połączenia zakładkowe, których siły przekazywane są przez docisk pomiędzy śrubą a łączonymi elementami. Nie podano zaleceń dotyczących połączeń ciernych, ale można wykorzystać wskazówki wymienione w pkt 7.2.2.

Nośność połączenia powinna być brana jako mniejsza wartość z nośności łączonych części (por. pkt 7.2.3) i nośności łączników (por. pkt 7.2.4).

Aby ograniczyć trwałe odkształcenia w połączeniach śrubowych, naprężenia pod wpływem charakterystycznej kombinacji oddziaływań zarówno w śrubach, jak i w przekroju netto łączonych elementów nie powinny przekraczać granicy plastyczności.

7.2.2. Śruby sprężone

Do niedawna wyrażano obawy dotyczące stosowania śrub sprężonych ze stali nierdzewnej, lecz wynikało to z braku wiedzy, w szczególności na temat:

- odpowiednich metod sprężania, szczególnie w celu uniknięcia zacierania się materiału,
- wpływu relaksacji naprężeń w stali nierdzewnej, zależnej od czasu, na zachowanie połączeń sprężonych,
- współczynników tarcia przylegających powierzchni ze stali nierdzewnej.

W ramach projektu SIROCO, finansowanego przez Europejski Fundusz Badawczy Węgla i Stali, trwają obecnie badania, które dostarczają nowych istotnych danych kwestionujących dotychczasowe postrzeganie sprężonych połączeń śrubowych ze stali nierdzewnych. Obszerny program badań wykazał do tej pory, że:

- śruby ze stali austenitycznych i stali duplex mogą być sprężane w sposób satysfakcjonujący przy zastosowaniu właściwej klasy śruby, metody sprężania i zastosowania odpowiednich środków smarnych,
- spadek siły sprężenia występujący w śrubach ze stali nierdzewnej jest porównywalny z tym pojawiającym się w śrubach ze stali węglowej,
- współczynniki tarcia mierzone na piaskowanej powierzchni stali nierdzewnej są co najmniej zgodne z klasą B powierzchni ciernej (μ = 0,4).

Ostateczne zalecenia wynikające z projektu SIROCO będą dostępne na stronie https://publications.europa.eu/en/web/general-publications/publications pod koniec roku 2018. Oczekuje się, że zostaną one wprowadzone podczas następnej rewizji PN-EN 1993-1-4 i PN-EN 1090-2. Do tego czasu będą podjęte także badania doświadczalne, w celu wykazania dopuszczalności stosowania śrubowych połączeń sprężonych.

7.2.3. Elementy łączone

Otwory

Otwory mogą być formowane przez wiercenie lub przebijanie. Odkształcenie materiału na zimno, związane z przebijaniem otworów może jednak zwiększyć podatność na korozję i dlatego tak wykonywane otwory są mniej właściwe w agresywnym środowisku korozyjnym (np. atmosfera przemysłowa i morska).

Największe prześwity w otworach okrągłych normalnych wynoszą:

- 1 mm w przypadku śrub M12 i M14 (M14 należy do średnic uzupełniających),
- 2 mm w przypadku śrub od M16 do M24,
- 3 mm w przypadku śrub M27 i większych.

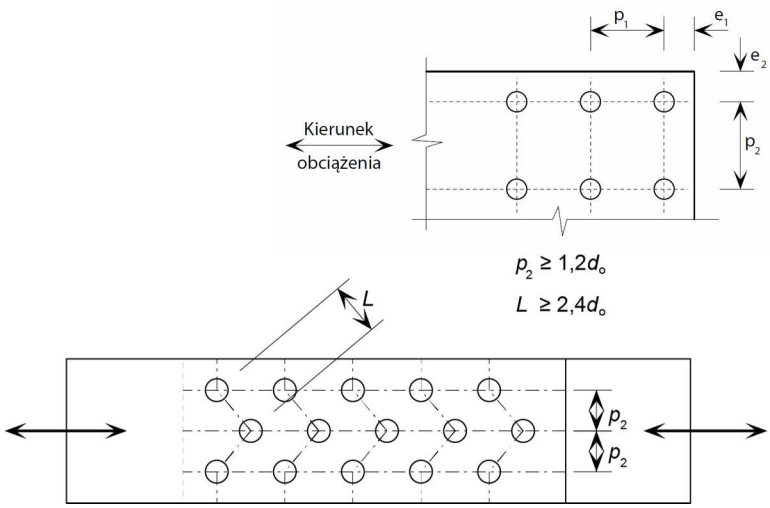
Rozmieszczenie otworów

Odległość boczna jest definiowana jako odległość od osi otworu na łącznik do najbliższego brzegu, mierzona prostopadle do kierunku obciążenia. Odległość czołowa jest określana podobnie, lecz w kierunku zgodnym z kierunkiem obciążenia.

Najmniejsze wartości odległości czołowych e_1 lub odległości bocznych e_2 (rys. 7.2) powinny wynosić $1{,}2d_0$, gdzie d_0 jest średnicą otworu na śrubę. Należy pamiętać, że odległość czołowa może przyjmować większe wartości w celu zapewnienia odpowiedniej nośności na docisk.

Największe odległości boczne lub czołowe powinny być ograniczone do wartości $4t + 40$ mm, gdzie t jest grubością (w mm) cieńszej ścianki zewnętrznej.

Najmniejszy rozstaw osiowy łączników w szeregu równoległym do kierunku obciążenia p_1 wynosi $2{,}2d_0$ (rys. 7.2). Najmniejszy rozstaw łączników mierzony prostopadle do kierunku obciążenia p_2 to $2{,}4d_0$. Największy rozstaw łączników w dowolnym kierunku powinien być taki, aby nie wystąpiły warunki lokalnej utraty stateczności ścianki (por. PN-EN 1993-1-8).



Rysunek 7.2. Symbole określające rozstawy i odległości brzegowe śrub

W przypadku otworów w układzie przestawionym jako najmniejszy może być zastosowany rozstaw $p_2 = 1{,}2d_0$, jeśli najmniejsza odległość L pomiędzy dwoma otworami w szeregach przestawionych jest równa $2{,}4d_0$ lub większa (rys. 7.2).

Nośność na docisk

Nośność na docisk połączeń śrubowych ze stali nierdzewnej należy określać na podstawie kryterium wytrzymałości lub deformacji. Nośność obliczeniowa połączeń śrubowych na docisk $F_{\mathrm{b,Rd}}$ jest określana jako:

$$F_{\mathrm{b,Rd}} = \frac{2{,}5\,\alpha_{\mathrm{b}}\,k_{\mathrm{t}}\,t\,d\,f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.1}$$

gdzie: α_{b} – współczynnik docisku w kierunku działania obciążenia,
k_{t} – współczynnik docisku w kierunku prostopadłym do kierunku działania obciążenia,
d – średnica śruby,
t – grubość łączonej ścianki,
f_{u} – wartość charakterystyczna wytrzymałości na rozciąganie stali łączonej ścianki (tabl. 2.2).

Połączenia śrubowe dzielą się na dwie grupy pod względem grubości łączonych blach. Połączenia grubych blach to takie, w których grubości ścianek przekraczają 4 mm. Połączenia blach cienkich to te o ściankach mających grubość mniejszą lub równą 4 mm.

Współczynniki docisku w przypadku połączeń blach grubych

W przypadku połączeń grubych blach, gdy ich deformacja nie odgrywa istotnej roli, współczynnik docisku w kierunku działania obciążenia α_{b} wyznacza się z zależności (7.2), a współczynnik docisku w kierunku prostopadłym do kierunku obciążenia k_{t} – z zależności (7.3):

$$\alpha_{\mathrm{b}} = \min\left\{1{,}0,\ \frac{e_1}{3d_0}\right\} \tag{7.2}$$

$$k_{\mathrm{t}} = \begin{cases} 1{,}0 & \text{gdy } \left(\frac{e_2}{d_0}\right) > 1{,}5 \\ 0{,}8 & \text{gdy } \left(\frac{e_2}{d_0}\right) \leq 1{,}5 \end{cases} \tag{7.3}$$

W przypadku połączeń grubych blach, gdy ograniczenie ich deformacji jest istotne, współczynnik α_{b} wyznacza się z zależności (7.4), a $k_{\mathrm{t}} = 0{,}5$:

$$\alpha_{\mathrm{b}} = \min\left\{1{,}0,\ \frac{e_1}{2d_0}\right\} \tag{7.4}$$

Współczynniki docisku w przypadku połączeń blach cienkich

W przypadku połączeń cienkich blach, gdy ich deformacja nie odgrywa istotnej roli, współczynniki docisku α_{b} oraz k_{t} dla ścianek wewnętrznych w połączeniach zakładkowych dwuciętych są równe wartościom specyfikowanym zależnościami (7.2) i (7.3), tak jak przy blachach grubych.

W przypadku połączeń cienkich blach, gdy deformacja nie odgrywa istotnej roli, dla złączy ze śrubami ścinanymi w jednej płaszczyźnie i zewnętrznych blach w złączach zakładkowych, gdy śruba jest ścinana w dwu płaszczyznach współczynnik docisku α_b określa się z zależności (7.4), a $k_t = 0{,}64$.

W przypadku połączeń cienkich blach, gdy ich deformacja jest istotna w projektowaniu, współczynnik docisku α_b wyznacza się z zależności (7.4), a $k_t = 0{,}5$.

Oczekuje się, że w następnej wersji PN-EN 1993-1-4 podane zasady dotyczące współczynników docisku zastąpią obecne konserwatywne zapisy zawarte w PN-EN 1993-1-4, które naśladują reguły odnoszące się do stali węglowych w PN-EN 1993-1-8 i wykorzystują zredukowaną wartość wytrzymałości stali $f_{u,red}$, w miejsce f_u:

$$f_{u,red} = 0{,}5 f_y + 0{,}6 f_u \tag{7.5}$$

Nośność obliczeniową grupy łączników można wyznaczać jako sumę nośności obliczeniowych pojedynczych łączników na docisk $F_{b,Rd}$, pod warunkiem że nośność obliczeniowa na ścinanie $F_{v,Rd}$ każdego pojedynczego łącznika jest nie mniejsza niż nośność obliczeniowa na docisk $F_{b,Rd}$. W innym przypadku nośność grupy łączników wyznacza się jako iloczyn liczby łączników i najmniejszej nośności łącznika w grupie.

Nośność na rozciąganie

Nośność przy rozciąganiu elementu jest mniejszą z dwu wartości:

a) nośności plastycznej przekroju poprzecznego brutto

$$N_{pl,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \tag{7.6}$$

b) nośności granicznej przekroju netto, z otworami na łączniki

$$N_{u,Rd} = \frac{k\, A_{net}\, f_u}{\gamma_{M2}} \tag{7.7}$$

Oznaczenia zdefiniowano w pkt 5.7.2.

Gdy wymagane jest ciągliwe zachowanie, wówczas nośność plastyczna przekroju brutto powinna być mniejsza niż nośność graniczna przekroju netto. Wymagania co do ciągliwości i zdolności do obrotu zawarto w PN-EN 1993-1-8. Wymagania do projektowania w sytuacji obliczeniowej sejsmicznej są podane w PN-EN 1998.

Rozerwanie blokowe

W tych przypadkach mają zastosowanie wytyczne zawarte w PN-EN 1993-1-8.

Kątowniki połączone jednym ramieniem i inne niesymetrycznie łączone elementy rozciągane

Przy wyznaczaniu nośności obliczeniowej elementów niesymetrycznych oraz elementów symetrycznych połączonych niesymetrycznie, np. kątowników mocowanych jednym ramieniem, powinno się uwzględnić mimośród łączników w połączeniach skrajnych oraz wpływ rozstawu i odległości śrub od brzegu.

Kątowniki mocowane pojedynczym szeregiem śrub umieszczonych na jednym ramieniu mogą być traktowane jak obciążone osiowo, przy czym obliczeniowa nośność graniczna ich przekroju netto jest określona następującymi wzorami:

przy jednej śrubie: $$N_{\mathrm{u,Rd}} = \frac{2{,}0\,(e_2 - 0{,}5d_0)\,t\,f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.8}$$

przy dwu śrubach: $$N_{\mathrm{u,Rd}} = \frac{\beta_2\,A_{\mathrm{net}}\,f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.9}$$

przy trzech śrubach lub ich większej liczbie: $$N_{\mathrm{u,Rd}} = \frac{\beta_3\,A_{\mathrm{net}}\,f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.10}$$

gdzie: β_2 i β_3 – współczynniki redukcyjne zależne od rozstawu p_1, według tabl. 7.1. W przypadku pośrednich wartości p_1, β można interpolować liniowo,

A_{net} – pole przekroju poprzecznego netto kątownika. W przypadku kątowników nierównoramiennych łączonych węższym ramieniem A_{net} przyjmuje się równe polu przekroju netto zastępczego kątownika o szerokości ramion równej szerokości ramienia węższego.

Tablica 7.1. Współczynniki redukcyjne β_2 i β_3

Połączenie	Współczynnik	Rozstaw p_1	
		$\leq 2{,}5d_0$	$\geq 5{,}0d_0$
2 śruby	β_2	0,4	0,7
3 śruby lub więcej	β_3	0,5	0,7

7.2.4. Łączniki

Przekrój obliczeniowy śruby

Pole powierzchni przekroju śruby, które jest używane w jej obliczeniach nośności przy rozciąganiu, należy przyjmować jako pole powierzchni przekroju czynnego śruby, co określono w odpowiednich normach wyrobu.

W przypadku śrub ścinanych można wykorzystywać pole przekroju trzpienia, pod warunkiem że płaszczyzna ścinania nie będzie przechodzić przez gwintowaną część śruby (należy zwrócić uwagę na możliwość wkładania śrub w otwór z obu jego końców). W innym przypadku należy wykorzystywać do obliczeń pole przekroju czynnego śruby.

Nośność na ścinanie

Nośność połączenia śrubowego na ścinanie jest uzależniona od liczby płaszczyzn ścinania i ich usytuowania na długości śruby. W przypadku pojedynczej płaszczyzny ścinania, przy braku siły rozciągającej śrubę nośność na ścinanie powinna być określana według zależności:

$$F_{\mathrm{v,Rd}} = \frac{\alpha\, f_{\mathrm{ub}}\, A}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.11}$$

gdzie: A – pole przekroju trzpienia śruby (jeśli płaszczyzna ścinania nie przechodzi przez gwintowaną część śruby) lub pole przekroju czynnego śruby (jeśli płaszczyzna ścinania przechodzi przez gwintowaną część śruby),

f_{ub} – wytrzymałość na rozciąganie śruby (tabl. 2.6).

Wartość współczynnika α może zostać określona w załączniku krajowym (NA). Zalecaną wartością jest $\alpha = 0{,}6$. Ma ona zastosowanie, gdy płaszczyzna ścinania przechodzi zarówno przez gwintowaną, jak i niegwintowaną część śruby.

W PN-EN 1993-1-4 występuje błąd przy określaniu zalecanej wartości współczynnika α, gdy płaszczyzna ścinania przechodzi przez gwintowaną część śruby. Podaną wartością jest $\alpha = 0{,}5$. Przy kolejnej rewizji PN-EN 1993-1-4 oczekuje się zmiany na $\alpha = 0{,}6$.

Nośność na rozciąganie

Nośność śruby na rozciąganie $F_{\mathrm{t,Rd}}$ jest określona jako:

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2\, f_{\mathrm{ub}}\, A_{\mathrm{s}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.12}$$

gdzie $k_2 = 0{,}63$ dla śrub z łbem wpuszczonym, w innych przypadkach $k_2 = 0{,}9$.

Gdy łączniki są stosowane do przeniesienia siły rozciągającej, należy uwzględnić w ich wymiarowaniu dodatkowe obciążenie powstające na skutek efektu dźwigni, jeśli taki zachodzi. Zalecenia, jak uwzględniać efekt dźwigni, podano w PN-EN 1993-1-8.

Ścinanie z rozciąganiem

W przypadku równoczesnego obciążenia śruby siłą ścinającą $F_{\mathrm{v,Ed}}$ i rozciągającą $F_{\mathrm{t,Ed}}$ (z uwzględnieniem efektu dźwigni) należy rozpatrzyć interakcyjny warunek nośności. Można skorzystać z następującej zależności:

$$\frac{F_{\mathrm{v,Ed}}}{F_{\mathrm{v,Rd}}} + \frac{F_{\mathrm{t,Ed}}}{1{,}4\,F_{\mathrm{t,Rd}}} \leq 1{,}0 \tag{7.13}$$

Należy zwrócić uwagę, że obliczeniowa siła rozciągająca (z uwzględnieniem efektu dźwigni) musi być dodatkowo mniejsza od nośności śruby na rozciąganie.

Złącza długie i o znacznej grubości skleszczenia

W przypadku złączy o znacznej długości (większej niż 500 mm lub 15d) lub gdy grubość skleszczenia śruby (tj. sumaryczna grubość łączonych elementów) przekracza 5d, należy zredukować nośność śruby na ścinanie. W przypadku braku odpowiednich danych dla stali nierdzewnych zaleca się skorzystać z zasad odnoszących się do stali węglowych według PN-EN 1993-1-8.

7.3. Łączniki mechaniczne blach profilowanych na zimno

Połączenia cienkich blach ze stali nierdzewnej przy zastosowaniu wkrętów samogwintujących należy obliczać zgodnie z PN-EN 1993-1-3, z wyjątkiem nośności na wyrywanie, która powinna być wyznaczana doświadczalnie. W celu uniknięcia zakleszczania wkrętów lub zrywania ich gwintu zdolność wkrętów do wiercenia i formowania gwintu w stali nierdzewnej należy wykazać w próbach technologicznych, chyba że istnieją odpowiednie dane doświadczalne.

7.4. Połączenia spawane

7.4.1. Postanowienia ogólne

Związany ze spawaniem cykl cieplny nagrzewania i chłodzenia wpływa na mikrostrukturę wszystkich stali nierdzewnych, a ma szczególne znaczenie w przypadku stali typu duplex. Niezbędne jest, aby podczas spawania zapewnić stosowanie odpowiednich procedur i właściwych materiałów dodatkowych. Procesy spawania powinny być wykonywane przez wykwalifikowanych spawaczy. Wytyczne dotyczące tych zagadnień podano w pkt 11.6. Ważne jest, aby zapewnić nie tylko właściwą wytrzymałość spoiny i uzyskać jej odpowiedni kształt, ale także zachować odporność korozyjną spoiny i przyległego materiału.

Podane niżej zalecenia odnoszą się do spoin czołowych z pełnym lub niepełnym przetopem oraz spoin pachwinowych wykonywanych wymienionymi procesami spawania łukowego.

Numer procesu	Nazwa procesu
111	Spawanie łukowe elektrodą otuloną (ręczne spawanie łukowe)
121	Spawanie łukiem krytym jednym drutem elektrodowym
122	Spawanie łukiem krytym elektrodą taśmową
131	Spawanie elektrodą metalową w osłonie gazów obojętnych (metoda MIG)
135	Spawanie elektrodą metalową w osłonie gazów aktywnych (metoda MAG)
137	Spawanie łukowe w osłonie gazu obojętnego drutem proszkowym
141	Spawanie elektrodą wolframową w osłonie gazów obojętnych (metoda TIG)
15	Spawanie plazmowe

Numery procesów zdefiniowano w PN-EN ISO 4063.

Należy używać takich materiałów dodatkowych, dla których nominalna granica plastyczności, wytrzymałość na rozciąganie, wydłużenie przy zerwaniu i minimalna praca łamania Charpy V stopiwa są równoważne lub wyższe od wartości nominalnych materiału rodzimego. W przypadku nierdzewnych stali austenitycznych poddanych formowaniu na zimno stopiwo może mieć niższą nominalną wytrzymałość w porównaniu z materiałem rodzimym (pkt 7.4.4). W tablicy 7.2 podano odpowiednie materiały dodatkowe do spawania dla różnych gatunków stali nierdzewnych.

W przypadku łączenia przez spawanie stali nierdzewnej ze stalą węglową stopiwo powinno zawierać nadmiar składników stopowych, aby zapewnić odpowiednie właściwości mechaniczne i odporność na korozję. Nadmiar składników stopowych pozwala na uniknięcie ich rozcieńczenia w strefie przejścia stali nierdzewnej. W przypadku spawania stali nierdzewnej ze stalą ocynkowaną należy przed spawaniem usunąć powłokę cynkową wokół połączenia. Wtrącenia cynku do spoiny mogą zmniejszyć jej odporność na korozję i spowodować jej kruchość, a pary cynku powstające podczas spawania stanowią znaczne zagrożenie dla zdrowia. Po usunięciu powłoki cynkowej wymagania dotyczące spawania są takie same jak w przypadku spawania stali nierdzewnej ze stalą węglową.

W odpowiednim doborze materiałów dodatkowych mogą pomóc producenci stali nierdzewnej i materiałów dodatkowych do spawania. Stopiwo powinno być co najmniej takiej jakości jak materiał rodzimy.

Należy unikać spoin pachwinowych przerywanych i spoin czołowych o niepełnym przetopie, nawet w środowiskach o małej kategorii korozyjności,

aby zredukować możliwość jej powstania. Ponadto przerywane spoiny czołowe powinny być stosowane z rozwagą w środowisku morskim i bardzo zanieczyszczonym środowisku lądowym, szczególnie tam, gdzie może wystąpić przepływ wody spowodowany jej napięciem powierzchniowym.

Tablica 7.2. Przykłady doboru materiałów dodatkowych do spawania

Materiał rodzimy		Materiały dodatkowe do spawania	
Rodzaj stali	Gatunek	PN-EN ISO 3581:2012 Materiały dodatkowe do spawania – Elektrody otulone do ręcznego spawania łukowego elektrodą metalową stali nierdzewnych i żaroodpornych – Klasyfikacja	PN-EN ISO 14343:2009 Materiały dodatkowe do spawania – Druty elektrodowe, taśmy elektrodowe, druty i pręty do spawania łukowego stali nierdzewnych i żaroodpornych – Klasyfikacja
Austenityczna	1.4301, 1.4307, 1.4318	19 9 L	
	1.4541	19 9 L lub 19 9 Nb	
	1.4401, 1.4404	19 12 3 L	
	1.4571	19 12 3 L lub 19 12 3 Nb	
Duplex	1.4482, 1.4162, 1.4362, 1.4062	23 7 N L lub 22 9 3 N L	
	1.4062 (2202)	23 7 N L lub 22 9 3 N L	
	1.4662, 1.4462	22 9 3 N L	
Ferrytyczna	1.4003	13 lub 19 9 L	
	1.4016	19 9 L lub 23 12 L	
	1.4509	19 9 Nb lub 18 8 Mn	
	1.4521	19 12 3 L lub 23 12 2L	
Materiały dodatkowe do spawania stali austenitycznych mają minimalną umowną (0,2%) granicę plastyczności na poziomie 320-350 N/mm^2, a wytrzymałość na rozciąganie 510-550 N/mm^2. Materiały dodatkowe do spawania stali duplex mają minimalną umowną (0,2%) granicę plastyczności na poziomie 450 N/mm^2, a wytrzymałość na rozciąganie 550 N/mm^2.			

7.4.2. Spoiny pachwinowe

Zastosowanie

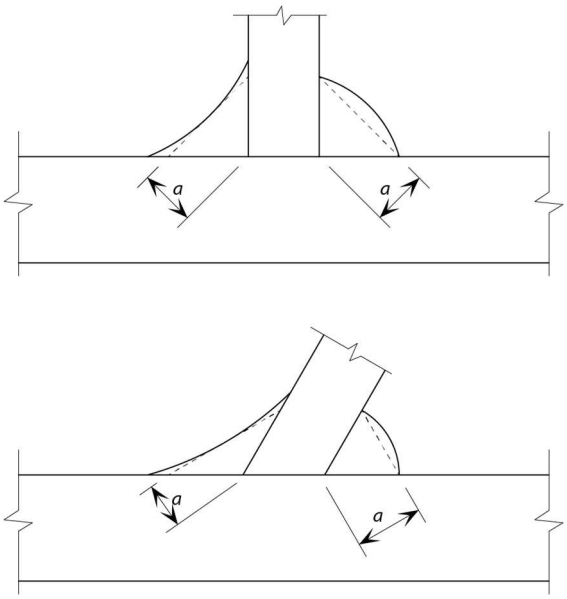
Spoiny pachwinowe można stosować do łączenia części, których ścianki tworzą kąt od 60 do 120°. W przypadku kątów mniejszych niż 60° spoiny pachwinowe mogą być stosowane, lecz podczas projektowania należy je traktować jako spoiny czołowe z niepełnym przetopem. Przy kątach większych niż 120° spoiny pachwinowe nie powinny być traktowane jako nośne.

Spoina pachwinowa nie powinna być stosowana w sytuacjach, w których powstaje moment zginający względem jej osi podłużnej, powodujący rozciąganie w jej grani.

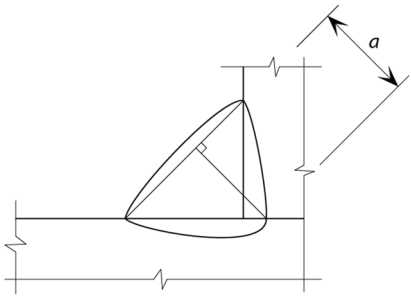
Długość i grubość efektywna

Jako efektywną długość spoiny pachwinowej przyjmuje się długość, na której spoina ma pełny przekrój. Spoiny o długości efektywnej mniejszej niż 40 mm lub sześciokrotnej grubości efektywnej nie powinny być uwzględniane jako nośne.

Jako grubość efektywną spoiny pachwinowej a przyjmuje się wysokość największego trójkąta (z równymi lub nierównymi ramionami), który może być wpisany w obrysie przekroju poprzecznego spoiny, mierzoną prostopadle do zewnętrznego boku tego trójkąta (rys. 7.3). W przypadku spoin pachwinowych o głębokim przetopie (rys. 7.4) można uwzględniać zwiększoną grubość spoiny, o ile badania wstępne wykażą, że wymagana głębokość wtopienia jest uzyskiwana regularnie.



Rysunek 7.3. Grubość spoin pachwinowych



Rysunek 7.4. Grubość spoiny pachwinowej z głębokim przetopem

Naprężenia obliczeniowe i obliczeniowa wytrzymałość spoiny

Naprężenia obliczeniowe wyznacza się jako sumę wektorową naprężeń powstałych od wszystkich sił i momentów przenoszonych przez spoinę. Naprężenia obliczeniowe wyznacza się, uwzględniając grubość efektywną i długość efektywną spoin.

Nośność obliczeniową spoiny pachwinowej uznaje się za wystarczającą, jeśli spełnione są następujące warunki:

$$\left[\sigma_{\perp}^{2} + 3(\tau_{\perp}^{2} + \tau_{\parallel}^{2})\right]^{0,5} \leq \frac{f_{\mathrm{u}}}{\beta_{\mathrm{w}}\gamma_{\mathrm{M2}}} \tag{7.14}$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{M2}} \tag{7.15}$$

gdzie: $\sigma_{\perp}$ – naprężenie normalne, prostopadłe do przekroju spoiny,
$\tau_{\perp}$ – naprężenie styczne (w płaszczyźnie przekroju), prostopadłe do osi spoiny,
$\tau_{\parallel}$ – naprężenie styczne (w płaszczyźnie przekroju), równoległe do osi spoiny,
f_{u} – nominalna wytrzymałość słabszej z łączonych części,
β_{w} – współczynnik przyjmowany jako 1,0 w przypadku wszystkich gatunków stali nierdzewnych, chyba że mniejsza wartość jest uzasadniona badaniami.

Alternatywnie, do obliczania nośności spoin pachwinowych może być stosowana metoda uproszczona, podana w pkt 4.5.3.3 PN-EN 1993-1-8.

7.4.3. Spoiny czołowe

Spoiny czołowe z pełnym przetopem

Nośność obliczeniową spoin z pełnym przetopem przyjmuje się równą nośności obliczeniowej słabszej z łączonych części, pod warunkiem że spoina spełnia wymagania podane w pkt 7.4.1.

Spoiny czołowe z niepełnym przetopem

Spoiny czołowe z niepełnym przetopem mogą być stosowane do przejmowania sił ścinających. Nie jest zalecane ich stosowanie w przypadku, gdy będą poddane rozciąganiu.

Nośność spoin czołowych z niepełnym przetopem wyznacza się jak w przypadku spoin pachwinowych z głębokim przetopem. Grubość spoin czołowych z niepełnym przetopem przyjmuje się jako grubość z uwzględnieniem przetopu, jaki może być regularnie uzyskiwany, jeśli potwierdzono to w badaniach. W przypadku braku badań można zakładać grubość takiej spoiny równą głębokości rowka spawalniczego, pomniejszoną o 3 mm.

7.4.4. Spawanie stali nierdzewnej formowanej na zimno

W przypadku spawania stali nierdzewnej w strefie odkształconej na zimno stosuje się takie same zasady jak przy spawaniu stali nierdzewnej poddanej obróbce cieplnej. Wytrzymałość materiału rodzimego w strefie wpływu ciepła powinna być jednak przyjmowana taka jak wytrzymałość na rozciąganie stali nierdzewnej wyżarzonej/przesyconej.

Stopiwo może mieć niższą wytrzymałość nominalną niż materiał rodzimy. W takim przypadku wytrzymałość obliczeniową spoin pachwinowych i czołowych należy wyznaczać na podstawie wytrzymałości nominalnej materiałów dodatkowych, uwzględniając współczynnik β_w równy 1,0 (tabl. 7.2).

Ogólnie, do spawania austenitycznych stali nierdzewnych przerabianych plastycznie na zimno należy stosować materiały dodatkowe ze stali austenitycznej. Materiały dodatkowe ze stali duplex mogą być stosowane pod warunkiem doświadczalnej weryfikacji właściwości mechanicznych złącza.

W złączach spawanych materiału poddanego formowaniu na zimno wyżarzanie strefy wpływu ciepła może być niepełne i rzeczywista wytrzymałość połączenia może być wyższa niż ta obliczona na podstawie założenia o pełnym wyżarzeniu. W takim przypadku, przeprowadzając badania doświadczalne, można ustalić wyższe właściwości obliczeniowe.

8. PROJEKTOWANIE Z UWAGI NA WARUNKI POŻAROWE

8.1. Postanowienia ogólne

Rozdział ten dotyczy projektowania konstrukcji ze stali nierdzewnej z uwagi na bezpieczeństwo pożarowe, które jest wymagane w celu zapewnienia określonych funkcji obiektu, a mianowicie uniknięcie przedwczesnego zawalenia konstrukcji (funkcja nośności) podczas wystawienia na działanie ognia. Zalecenia odnoszą się jedynie do pasywnych metod zabezpieczenia ognioochronnego i znajdują zastosowanie w przypadku klas i konstrukcji ze stali nierdzewnych projektowanych według zasad podanych w rozdz. 4-7.

Stal austenityczna w temperaturze powyżej 550ºC zachowuje większą wytrzymałość w stosunku do wytrzymałości w temperaturze pokojowej niż stal węglowa. Wszystkie klasy stali nierdzewnej zachowują większą sztywność niż stal węglowa w całym zakresie oddziaływania zwiększonej temperatury.

W PN-EN 1991-1-2 podano termiczne i mechaniczne oddziaływania na konstrukcje w warunkach pożaru. Oddziaływanie ognia jest ustanowione w Eurokodach jako sytuacja wyjątkowa. W PN-EN 1990 zawarto kombinacje obliczeniowe w projektowej sytuacji wyjątkowej oraz zalecenie przyjęcia częściowego współczynnika bezpieczeństwa $\gamma_{M,fi}$ równego 1,0.

Przedstawione wymagania dla konstrukcji ze stali nierdzewnych, które mogą być poddane wyjątkowemu oddziaływaniu ognia, nie różnią się od tych dla stali węglowej, mianowicie:

- zapewnienie nośności w warunkach pożaru konstrukcji stalowych wymaga zaprojektowania i wykonania w taki sposób, aby ich funkcja nośna była utrzymana przez określony czas ekspozycji pożarowej,
- kryteria odkształceniowe stosuje się, gdy skuteczność ochrony pożarowej lub kryteria projektowania elementów oddzielających wymagają rozpatrzenia deformacji konstrukcji. Rozpatrzenie deformacji konstrukcji nośnej nie jest wymagane, gdy elementy oddzielające spełniają wymagania związane z nominalną ekspozycją pożarową (standardowa krzywa temperatura–czas).

8.2. Właściwości mechaniczne w podwyższonej temperaturze

PN-EN 1993-1-3:2005 zawiera osiem zestawów współczynników redukcyjnych dla różnych gatunków stali nierdzewnej i tylko jeden zestaw dla stali węglowej. Liczba zestawów współczynników redukcyjnych dla stali nierdzewnych jest zasadna, ponieważ przy podwyższonej temperaturze właściwości materiału mogą się znacznie różnić, z uwagi na zróżnicowany skład chemiczny. W kolejnej wersji PN-EN 1993-1-2 gatunki stali nierdzewnych posiadające podobne właściwości w podwyższonej temperaturze będą przyporządkowane do tych samych grup, a współczynniki redukcyjne odnoszące się do tych grup zastąpią indywidualne współczynniki odpowiadające danemu gatunkowi stali nierdzewnej. Wspomniane współczynniki redukcyjne podano w tym punkcie.

Tablica 8.1 zawiera współczynniki redukcyjne wytrzymałości i sztywności do ustalania zależności naprężenie–odkształcenie w stosunku do odpowiednich właściwości w temperaturze 20°C, dla siedmiu grup stali nierdzewnych w podwyższonych temperaturach. Współczynniki te definiuje się następująco:

$k_{\mathrm{p0,2,\theta}}$ jest stosunkiem umownej granicy plastyczności przy odkształceniu trwałym 0,2% w temperaturze θ do granicy plastyczności w temperaturze 20°C, tj.:

$$k_{\mathrm{p0,2,\theta}} = f_{\mathrm{p0,2,\theta}}/f_{\mathrm{y}} \tag{8.1}$$

$k_{2,\theta}$ jest stosunkiem wytrzymałości przy odkształceniu trwałym równym 2% w temperaturze θ do granicy plastyczności w temperaturze 20°C, tj.:

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_{\mathrm{y}}, \text{ lecz } f_{2,\theta} \leq f_{\mathrm{u,\theta}} \tag{8.2}$$

$k_{\mathrm{u,\theta}}$ jest stosunkiem wytrzymałości na rozciąganie w temperaturze θ w odniesieniu do wytrzymałości na rozciąganie w temperaturze 20°C, tj.:

$$k_{\mathrm{u,\theta}} = f_{\mathrm{u,\theta}}/f_{\mathrm{u}} \tag{8.3}$$

$k_{\mathrm{E,\theta}}$ jest stosunkiem modułu sprężystości liniowej w temperaturze θ w odniesieniu do modułu sprężystości w temperaturze 20°C, tj.:

$$k_{\mathrm{E,\theta}} = E_{\theta}/E \tag{8.4}$$

$k_{\varepsilon u,\theta}$ jest stosunkiem odkształcenia granicznego w temperaturze θ w odniesieniu do odkształcenia granicznego w temperaturze 20°C, tj.:

$$k_{\varepsilon u,\theta} = \varepsilon_{u,\theta}/\varepsilon_u \tag{8.5}$$

gdzie: E – moduł sprężystości liniowej w 20°C (= 200×10^3 N/mm^2),
f_y – charakterystyczna granica plastyczności w temperaturze 20°C, jak w pkt 2.3,
f_u – charakterystyczna wytrzymałość na rozciąganie w 20°C, jak w pkt 2.3.

W odniesieniu do elementów walcowanych na zimno lub gdy wykorzystywana jest podwyższona wytrzymałość wynikająca z procesu formowania na zimno, mogą być stosowane następujące współczynniki redukcyjne:

$k_{p0,2,\theta,CF} = k_{p0,2,\theta}$, $200 \leq \theta \leq 700$°C,

$k_{p0,2,\theta,CF} = 0{,}8\, k_{p0,2,\theta}$, $\theta \geq 800$°C,

$k_{2,\theta,CF} = k_{2,\theta}$, $200 \leq \theta \leq 700$°C,

$k_{2,\theta,CF} = 0{,}9\, k_{2,\theta}$, $\theta \geq 800$°C,

$k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta}$, dla wszystkich temperatur.

Indeks dolny CF odnosi się do materiału elementu walcowanego na zimno lub giętego na zimno.

Należy zauważyć, że w prostych metodach obliczeniowych określających nośność podczas oddziaływania ognia, podanych w pkt 8.3, użyto następujących wytrzymałości charakterystycznych materiału:

- słupy $f_{p0,2,\theta}$ (wszystkie klasy przekroju),
- stężone belki $f_{2,\theta}$ (od 1. do 3. klasy przekroju),
  $f_{p0,2,\theta}$ (4. klasa przekroju),
- niestężone belki $f_{p0,2,\theta}$ (wszystkie klasy przekroju),
- elementy rozciągane $f_{2,\theta}$ (wszystkie klasy przekroju).

Tablica 8.1. Współczynniki redukcyjne wytrzymałości, sztywności i odkształcalności w podwyższonych temperaturach

Temperatura θ [°C]	Współczynnik redukcyjny $k_{p0,2,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{2,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{u,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{E,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{\varepsilon u,\theta}$
Stal austenityczna I 1.4301, 1.4307, 1.4318					
20	1,00	1,31	1,00	1,00	1,00
100	0,78	1,02	0,81	0,96	0,56
200	0,65	0,88	0,72	0,92	0,42
300	0,60	0,82	0,68	0,88	0,42
400	0,55	0,78	0,66	0,84	0,42
500	0,50	0,73	0,61	0,80	0,42
600	0,46	0,68	0,54	0,76	0,33
700	0,38	0,54	0,40	0,71	0,24
800	0,25	0,35	0,25	0,63	0,15
900	0,15	0,18	0,13	0,45	0,15
1000	0,07	0,08	0,08	0,20	0,20
1100	0,05	0,06	0,05	0,10	-
Stal austenityczna II 1.4401, 1.4404, 1.4541					
20	1,00	1,19	1,00	1,00	1,00
100	0,86	1,13	0,87	0,96	0,56
200	0,72	0,98	0,80	0,92	0,42
300	0,67	0,92	0,78	0,88	0,42
400	0,62	0,85	0,77	0,84	0,42
500	0,60	0,82	0,74	0,80	0,42
600	0,56	0,75	0,67	0,76	0,33
700	0,50	0,68	0,51	0,71	0,24
800	0,41	0,50	0,34	0,63	0,15
900	0,22	0,26	0,19	0,45	0,15
1000	0,14	-	0,10	0,20	0,20
1100	0,07	-	0,07	0,10	-
Stal austenityczna III 1.4571					
20	1,00	1,31	1,00	1,00	1,00
100	0,89	1,16	0,88	0,96	0,56
200	0,82	1,07	0,81	0,92	0,42
300	0,77	1,01	0,79	0,88	0,42
400	0,72	0,95	0,79	0,84	0,42
500	0,69	0,91	0,77	0,80	0,42
600	0,65	0,85	0,71	0,76	0,33
700	0,59	0,76	0,57	0,71	0,24
800	0,51	0,63	0,38	0,63	0,15
900	0,29	0,38	0,23	0,45	0,15
1000	0,15	0,18	0,10	0,20	0,20

Tablica 8.1 (cd.). Współczynniki redukcyjne wytrzymałości, sztywności i odkształcalności w podwyższonych temperaturach

Temperatura θ [°C]	Współczynnik redukcyjny $k_{p0,2,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{2,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{u,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{E,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{\varepsilon u,\theta}$
Duplex I 1.4362, 1.4062, 1.4482					
20	1,00	1,15	1,00	1,00	1,00
100	0,83	0,94	0,94	0,96	1,00
200	0,75	0,82	0,87	0,92	1,00
300	0,69	0,77	0,79	0,88	1,00
400	0,58	0,70	0,70	0,84	1,00
500	0,43	0,59	0,59	0,80	1,00
600	0,27	0,45	0,47	0,76	1,00
700	0,14	0,28	0,33	0,71	0,80
800	0,07	0,14	0,20	0,63	0,60
900	0,04	0,05	0,09	0,45	0,40
Duplex II 1.4462, 1.4162, 1.4662					
20	1,00	1,12	1,00	1,00	1,00
100	0,82	0,96	0,96	0,96	0,87
200	0,70	0,86	0,91	0,92	0,74
300	0,65	0,82	0,88	0,88	0,74
400	0,60	0,76	0,82	0,84	0,74
500	0,53	0,67	0,71	0,80	0,74
600	0,42	0,55	0,56	0,76	0,74
700	0,27	0,37	0,38	0,71	0,44
800	0,15	0,21	0,22	0,63	0,14
900	0,07	0,11	0,14	0,45	0,14
1000	0,01	0,03	0,06	0,20	0,14
Stal ferrytyczna I 1.4509, 1.4521, 1.4621					
20	1,00	1,12	1,00	1,00	1,00
100	0,88	1,01	0,93	0,98	1,00
200	0,83	0,99	0,91	0,95	1,00
300	0,78	0,92	0,88	0,92	1,00
400	0,73	0,90	0,82	0,86	0,75
500	0,66	0,86	0,78	0,81	0,75
600	0,53	0,71	0,64	0,75	0,75
700	0,39	0,48	0,41	0,54	0,75
800	0,10	0,13	0,11	0,33	0,75
900	0,04	0,04	0,03	0,21	0,75
1000	0,02	0,02	0,01	0,09	0,75

Tablica 8.1 (cd.). Współczynniki redukcyjne wytrzymałości, sztywności i odkształcalności w podwyższonych temperaturach

Temperatura θ [°C]	Współczynnik redukcyjny $k_{p0,2,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{2,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{u,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{E,\theta}$	Współczynnik redukcyjny $k_{\varepsilon u,\theta}$
Stal ferrytyczna II 1.4003, 1.4016					
20	1,00	1,19	1,00	1,00	1,00
100	0,93	1,12	0,93	0,98	1,00
200	0,91	1,09	0,89	0,95	1,00
300	0,89	1,04	0,87	0,92	1,00
400	0,87	1,08	0,84	0,86	0,75
500	0,75	1,01	0,82	0,81	0,75
600	0,43	0,48	0,33	0,75	0,75
700	0,16	0,18	0,13	0,54	0,75
800	0,10	0,12	0,09	0,33	0,75
900	0,06	0,09	0,07	0,21	0,75
1000	0,04	0,06	0,05	0,09	0,75

8.3. Obliczanie nośności pożarowej konstrukcji

W celu określenia nośności ogniowej dopuszcza się stosowanie metod obliczeniowych, które wykorzystują:

- proste modele obliczeniowe dla elementów wydzielonych,
- zaawansowane modele obliczeniowe,
- badania doświadczalne.

Proste metody obliczeniowe opierają się na założeniach konserwatywnych. Zaawansowane metody obliczeniowe są metodami projektowymi, w których reguły inżynierskie są dostosowywane do realnych warunków pracy konstrukcji. Gdy nie istnieje prosta metoda obliczeniowa, konieczne jest stosowanie zaawansowanych modeli lub metod wykorzystujących wyniki badań doświadczalnych.

PN-EN 1993-1-2 zakłada, że proste metody obliczeniowe przeznaczone dla stali węglowej mogą być również stosowane w odniesieniu do stali nierdzewnej. Ponieważ wykazano, że część z tych reguł jest zbyt konserwatywna dla stali nierdzewnej, to zmodyfikowane reguły obliczeniowe podane w pkt 8.3 zostaną wprowadzone do następnej generacji Eurokodów w PN-EN 1993-1-2. Najistotniejsze zmiany są następujące:

1. Zastosowanie $f_{p0,2,\theta}$ (w przeciwieństwie do $f_{2,\theta}$) do wyznaczenia:
   - nośności na wyboczenie słupów (wszystkie klasy przekroju),
   - nośności na zginanie stężonych belek o przekroju klasy 4.,
   - nośności na zginanie niestężonych belek (wszystkie klasy przekroju).

2. Zastosowanie przy klasyfikacji przekrojów poprzecznych zależnej od temperatury wartości ε.
3. Zastosowanie krzywych wyboczeniowych w temperaturze pokojowej dla słupów i niestężonych belek.

8.3.2. Klasyfikacja przekroju

W sytuacji wyjątkowej oddziaływania pożaru należy stosować metodę klasyfikacji przekroju opisaną w rozdz. 5., w której współczynnik ε jest zależny od temperatury:

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[\frac{k_{\mathrm{E},\theta}}{k_{\mathrm{y},\theta}}\right]^{0,5} \tag{8.6}$$

Alternatywnie, przyjmując założenie konserwatywne, można zastosować współczynnik ε jak w temperaturze 20°C:

$$\varepsilon = 0{,}85 \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5} \tag{8.7}$$

gdzie $k_{\mathrm{y},\theta}$ przyjęto jako $k_{\mathrm{p0,2},\theta}$ lub $k_{2,\theta}$, w zależności od sposobu obciążenia lub klasy przekroju (pkt 8.2).

8.3.3. Elementy rozciągane

Obliczeniowa nośność $N_{\mathrm{fi},\theta,\mathrm{Rd}}$ elementu rozciąganego o równomiernej temperaturze θ jest określona wzorem:

$$N_{\mathrm{fi},\theta,\mathrm{Rd}} = k_{2,\theta}\, N_{\mathrm{Rd}} \left[\gamma_{\mathrm{M0}}/\gamma_{\mathrm{M,fi}}\right] \tag{8.8}$$

gdzie: $k_{2,\theta}$ – współczynnik redukcyjny wytrzymałości stali przy odkształceniu trwałym 2% w temperaturze θ,
N_{Rd} – obliczeniowa nośność przekroju $N_{\mathrm{pl,Rd}}$ w normalnej temperaturze, w odniesieniu do pkt 5.7.2,
γ_{M0} i $\gamma_{\mathrm{M,fi}}$ – częściowe współczynniki bezpieczeństwa (tabl. 4.1 i pkt 8.1).

W przypadku nierównomiernego rozkładu temperatury w przekroju obliczeniową nośność na rozciąganie można wyznaczyć według wzoru:

$$N_{\mathrm{fi,t,Rd}} = \sum_{i=1}^{n} A_{\mathrm{i}}\, k_{2,\theta_{\mathrm{i}}}\, f_{\mathrm{y}} \,/\, \gamma_{\mathrm{M,fi}} \tag{8.9}$$

gdzie: A_{i} – elementarne pole przekroju z temperaturą θ_{i},

θ_i – temperatura w przekroju elementarnym A_i,
k_{2,θ_i} – współczynnik redukcyjny wytrzymałości stali przy odkształceniu trwałym 2% w temperaturze θ_i (pkt 8.2).

Alternatywnie, obliczeniową nośność $N_{fi,t,Rd}$ elementu rozciąganego o nierównomiernym rozkładzie temperatury można przyjąć równą obliczeniowej nośności $N_{fi,\theta,Rd}$ elementu rozciąganego o równomiernej temperaturze θ, odpowiadającej najwyższej temperaturze θ_{max} osiągniętej w czasie trwania pożaru *t*.

8.3.4. Elementy ściskane

Obliczeniowa nośność na wyboczenie $N_{b,fi,t,Rd}$ po czasie *t* elementu ściskanego o równomiernym rozkładzie temperatury θ jest określona wzorem:

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi}\, A\, k_{p0,2,\theta}\, f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{dla przekrojów klas 1., 2. i 3.} \tag{8.10}$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff}\, k_{p0,2,\theta}\, f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{8.11}$$

gdzie: $k_{p0,2,\theta}$ – współczynnik redukcyjny umownej granicy plastyczności przy odkształceniu trwałym 0,2% w temperaturze θ (pkt 8.2),
χ_{fi} – współczynnik wyboczenia giętnego w pożarowej sytuacji projektowej, wyznaczony według wzoru:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{\phi_\theta^{\,2} - \bar{\lambda}_\theta^{\,2}}}, \quad \text{lecz} \quad \chi_{fi} \le 1 \tag{8.12}$$

gdzie

$$\phi_\theta = 0{,}5\left[1 + \alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^{\,2}\right] \tag{8.13}$$

przy czym α i $\bar{\lambda}_0$ są współczynnikami wyboczeniowymi w temperaturze pokojowej (tabl. 6.1 lub 6.2).

Zmodyfikowana smukłość względna $\bar{\lambda}_\theta$ w temperaturze θ jest określona wzorem:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}\left[\frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}}\right]^{0,5} \quad \text{dla wszystkich klas przekrojów} \tag{8.14}$$

gdzie $k_{E,\theta}$ – współczynnik redukcyjny modułu sprężystości liniowej w temperaturze stali θ (pkt 8.2).

Obliczeniową nośność na ściskanie elementu o nierównomiernym rozkładzie temperatury można określić, zakładając równomierny rozkład temperatury odpowiadającej najwyższej temperaturze elementu.

Długość wyboczeniową słupa l_{fi} w pożarowej sytuacji projektowej na ogół wyznacza się tak jak w sytuacji obliczeniowej w temperaturze normalnej. Długość wyboczeniową słupa l_{fi} w stężonych układach ramowych, którego połączenia są projektowane jako ciągłe lub półciągłe, można wyznaczyć przy założeniu nieprzesuwności węzłów ograniczających element od góry i od dołu w sąsiednich pomieszczeniach wydzielonych ogniowo. To założenie może być zastosowane pod warunkiem, że odporność ogniowa elementów oddzielających pomieszczenia wydzielone ogniowo jest nie mniejsza niż odporność ogniowa słupa.

W przypadku ramy stężonej, w której każda kondygnacja stanowi wydzielone ogniwo pomieszczenia odpowiedniej odporności ogniowej, długość wyboczeniową słupa ciągłego można przyjąć jako $l_{\mathrm{fi}} = 0{,}5L$ dla kondygnacji pośredniej oraz jako $l_{\mathrm{fi}} = 0{,}7L$ dla kondygnacji najwyższej, gdzie L jest odpowiednią długością teoretyczną słupa rozpatrywanej kondygnacji (rys. 8.1).

Rysunek 8.1. Długości wyboczeniowe słupów l_{fi} w ramach stężonych

8.3.5. Belki bocznie stężone

Obliczeniowa nośność przy zginaniu $M_{\mathrm{fi,\theta,Rd}}$ przekroju o równomiernym rozkładzie temperatury θ jest określona wzorem:

$$M_{\mathrm{fi,\theta,Rd}} = k_{2,\theta}\, M_{\mathrm{Rd}} \left[\frac{\gamma_{\mathrm{M0}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}\right] \quad \text{dla przekrojów klas 1., 2. lub 3.} \tag{8.15}$$

$$M_{\mathrm{fi,\theta,Rd}} = k_{\mathrm{p0,2,\theta}}\, M_{\mathrm{Rd}} \left[\frac{\gamma_{\mathrm{M0}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}\right] \quad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{8.16}$$

gdzie: M_{Rd} – nośność plastyczna przy zginaniu przekroju brutto $M_{\mathrm{pl,Rd}}$ (przekroje klasy 1. lub 2.), nośność sprężysta przekroju przy zginaniu $M_{\mathrm{el,Rd}}$ (przekroje klasy 3.) lub efektywna nośność przekroju brutto przy zginaniu $M_{\mathrm{eff,Rd}}$ w normalnej temperaturze (przekroje klasy 4.),

$k_{2,\theta}$ i $k_{\mathrm{p0,2,\theta}}$ jak zdefiniowano w pkt 8.2.

Gdy niezbędne jest uwzględnienie wpływu ścinania, zredukowaną nośność przy zginaniu w temperaturze normalnej wyznacza się według pkt 5.6.7.

Obliczeniową nośność przy zginaniu $M_{\mathrm{fi,t,Rd}}$ w czasie trwania pożaru t przekroju o nierównomiernym rozkładzie temperatury można wyznaczać ze wzoru:

$$M_{\mathrm{fi,t,Rd}} = \left[\frac{M_{\mathrm{fi,\theta,Rd}}}{\kappa_1 \kappa_2}\right] \tag{8.17}$$

gdzie: $M_{\mathrm{fi,\theta,Rd}}$ – obliczeniowa nośność przy zginaniu przekroju (lub przekroju brutto klasy 4.) przy równomiernym rozkładzie temperatury θ odpowiadającej najwyższej temperaturze przekroju,

κ_1 – współczynnik przystosowania uwzględniający nierównomierny rozkład temperatury w przekroju (tabl. 8.2),

κ_2 – współczynnik przystosowania uwzględniający nierównomierny rozkład temperatury na długości belki (tabl. 8.2).

Tablica 8.2. Współczynniki przystosowania

Warunki ekspozycji	κ_1
Belka eksponowana z czterech stron	1,0
Belka nieosłonięta eksponowana z trzech stron i stykająca się z płytą stropową zespoloną lub żelbetową po stronie czwartej	0,70
Belka osłonięta eksponowana z trzech stron i stykająca się z płytą stropową zespoloną lub żelbetową po stronie czwartej	0,85
	κ_2
Na podporach belek statycznie wyznaczalnych	0,85
We wszystkich pozostałych przypadkach	1,0

Obliczeniowa nośność przy ścinaniu $V_{\mathrm{fi,t,Rd}}$ w czasie trwania pożaru t przekroju o nierównomiernym rozkładzie temperatury θ jest określona wzorem:

$$V_{\mathrm{fi,t,Rd}} = k_{2,\theta_{\mathrm{web}}} V_{\mathrm{Rd}} \left[\frac{\gamma_{\mathrm{M0}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}\right] \quad \text{dla przekrojów klas 1., 2. lub 3.} \tag{8.18}$$

$$V_{\mathrm{fi,t,Rd}} = k_{\mathrm{p0,2,\theta_{web}}} V_{\mathrm{Rd}} \left[\frac{\gamma_{\mathrm{M0}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}\right] \quad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{8.19}$$

gdzie: V_{Rd} – nośność przekroju brutto przy ścinaniu w normalnej temperaturze, według pkt 5.7.5 (dla temperatury powyżej 400°C należy przyjąć η równe 1,0),

θ_{web} – temperatura środnika przekroju elementu.

8.3.6. Belki niestężone

Obliczeniowa nośność na zwichrzenie przy zginaniu $M_{\mathrm{b,fi,t,Rd}}$ w czasie trwania pożaru t belek bez pośrednich stężeń bocznych jest określona wzorem:

$$M_{\mathrm{b,fi,t,Rd}} = \frac{\chi_{\mathrm{LT,fi}} W_{\mathrm{pl,y}}\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}}\, f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}} \quad \text{dla przekrojów klasy 1. i 2.} \tag{8.20}$$

$$M_{\mathrm{b,fi,t,Rd}} = \frac{\chi_{\mathrm{LT,fi}} W_{\mathrm{el,y}}\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}}\, f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}} \quad \text{dla przekrojów klasy 3.} \tag{8.21}$$

$$M_{\mathrm{b,fi,t,Rd}} = \frac{\chi_{\mathrm{LT,fi}} W_{\mathrm{eff,y}}\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}}\, f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}} \quad \text{dla przekrojów klasy 4.} \tag{8.22}$$

gdzie: $\chi_{\mathrm{LT,fi}}$ – współczynnik zwichrzenia w pożarowej sytuacji projektowej według wzoru:

$$\chi_{\mathrm{LT,fi}} = \frac{1}{\phi_{\mathrm{LT,\theta}} + \sqrt{\phi_{\mathrm{LT,\theta}}^{2} - \bar{\lambda}_{\mathrm{LT,\theta}}^{2}}}, \quad \text{lecz} \quad \chi_{\mathrm{LT,fi}} \leq 1 \tag{8.23}$$

$$\phi_{\mathrm{LT,\theta}} = 0{,}5\left[1 + \alpha_{\mathrm{LT}}(\bar{\lambda}_{\mathrm{LT,\theta}} - 0{,}4) + \bar{\lambda}_{\mathrm{LT,\theta}}^{2}\right] \tag{8.24}$$

przy czym: α_{LT} – parametr imperfekcji w temperaturze pokojowej (pkt 6.4.2),

$k_{\mathrm{p0,2,\theta}}$ – współczynnik redukcyjny podany w pkt 8.2 przy największej temperaturze θ osiągniętej w przekroju.

Smukłość względna $\bar{\lambda}_{\mathrm{LT,\theta}}$ w temperaturze θ jest określona wzorem:

$$\bar{\lambda}_{\mathrm{LT,\theta}} = \bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} \left[\frac{k_{\mathrm{p0,2,\theta}}}{k_{\mathrm{E,\theta}}}\right]^{0,5} \quad \text{dla wszystkich klas przekroju} \tag{8.25}$$

gdzie $k_{\mathrm{E,\theta}}$ – współczynnik redukcyjny podany w pkt 8.2 przy temperaturze θ.

8.3.7. Elementy zginane i ściskane

Przy jednoczesnym zginaniu i ściskaniu obliczeniową nośność elementu ze względu na niestateczność ogólną weryfikuje się, sprawdzając warunki:

a) dla przekrojów klas 1., 2. lub 3.

$$\frac{N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{min,fi}}\, A\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} + \frac{k_{\mathrm{y}}\, M_{\mathrm{y,fi,Ed}}}{M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}}} + \frac{k_{\mathrm{z}}\, M_{\mathrm{z,fi,Ed}}}{M_{\mathrm{z,fi,\theta,Rd}}} \leq 1 \tag{8.26}$$

$$\frac{N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{min1,fi}}\, A\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} + \frac{k_{\mathrm{LT}} M_{\mathrm{y,fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{LT,fi}}\, M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}}} + \frac{k_{\mathrm{z}}\, M_{\mathrm{z,fi,Ed}}}{M_{\mathrm{z,fi,\theta,Rd}}} \leq 1 \tag{8.27}$$

gdzie: $N_{\mathrm{fi,Ed}}$, $M_{\mathrm{y,fi,Ed}}$ i $M_{\mathrm{z,fi,Ed}}$ – wartości obliczeniowe siły ściskającej i maksymalnych momentów zginających w przypadku oddziaływania ognia,

$M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}}$ i $M_{\mathrm{z,fi,\theta,Rd}}$ – jak podano w pkt 8.3.5,

$\chi_{\mathrm{min,fi}}$ – najmniejszy ze współczynników wyboczenia giętnego względem obu osi, skrętnego lub giętno-skrętnego w temperaturze θ, jak podano w pkt 8.3.4,

$\chi_{\mathrm{min1,fi}}$ – najmniejszy ze współczynników wyboczenia giętnego względem osi *z-z*, skrętnego i giętno-skrętnego w temperaturze θ, jak podano w pkt 8.3.4,

$\chi_{\mathrm{LT,fi}}$ – współczynnik zwichrzenia w temperaturze θ, jak podano w pkt 8.3.6,

$$k_{\mathrm{LT}} = 1 - \frac{\mu_{\mathrm{LT}}\, N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{z,fi}}\, A\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} \leq 1 \tag{8.28}$$

$$\mu_{\mathrm{LT}} = 0{,}15\bar{\lambda}_{\mathrm{z,\theta}}\beta_{\mathrm{M,LT}} - 0{,}15 \leq 0{,}9 \tag{8.29}$$

$$k_{\mathrm{y}} = 1 - \frac{\mu_{\mathrm{y}}\, N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{y,fi}}\, A\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} \leq 3 \tag{8.30}$$

$$\mu_{\mathrm{y}} = \left(1{,}2\beta_{\mathrm{M,y}} - 3\right)\bar{\lambda}_{\mathrm{y,\theta}} + 0{,}44\beta_{\mathrm{M,y}} - 0{,}29 \leq 0{,}8 \tag{8.31}$$

$$k_{\mathrm{z}} = 1 - \frac{\mu_{\mathrm{z}} N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{z,fi}}\, A\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} \leq 3 \tag{8.32}$$

$$\mu_{\mathrm{z}} = (2\beta_{\mathrm{M,z}} - 5)\bar{\lambda}_{\mathrm{z,\theta}} + 0{,}44\beta_{\mathrm{M,z}} - 0{,}29 \leq 0{,}8 \text{ i } \bar{\lambda}_{\mathrm{z,\theta}} \leq 1{,}1 \tag{8.33}$$

β_{M} – współczynnik równoważnego stałego momentu (tabl. 8.3),

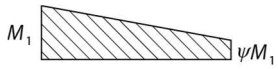
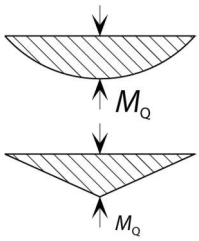
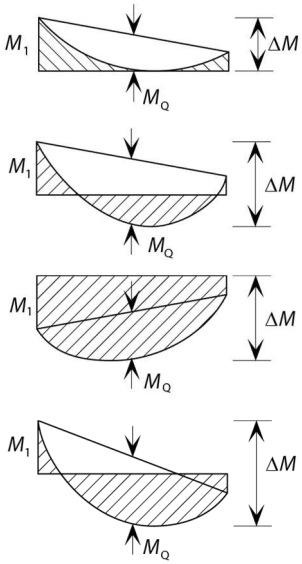
b) dla przekrojów klasy 4.:

$$\frac{N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{min,fi}}\, A_{\mathrm{eff}}\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} + \frac{k_{\mathrm{y}}\, M_{\mathrm{y,fi,Ed}} + N_{\mathrm{fi,Ed}}\, e_{\mathrm{y}}}{M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}}} + \frac{k_{\mathrm{z}}\, M_{\mathrm{z,fi,Ed}} + N_{\mathrm{fi,Ed}}\, e_{\mathrm{z}}}{M_{\mathrm{z,fi,\theta,Rd}}} \leq 1 \tag{8.34}$$

$$\frac{N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{min1,fi}}\, A_{\mathrm{eff}}\, k_{\mathrm{p0,2,\theta}} \frac{f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M,fi}}}} + \frac{k_{\mathrm{LT}} M_{\mathrm{y,fi,Ed}} + N_{\mathrm{fi,Ed}}\, e_{\mathrm{y}}}{\chi_{\mathrm{LT,fi}}\, M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}}} + \frac{k_{\mathrm{z}} M_{\mathrm{z,fi,Ed}} + N_{\mathrm{fi,Ed}}\, e_{\mathrm{z}}}{M_{\mathrm{z,fi,\theta,Rd}}} \leq 1 \tag{8.35}$$

definicje podano w pkt a), przy czym obliczając k_{y}, k_{z} i k_{LT}, A należy zastąpić A_{eff}.

Tablica 8.3. Współczynniki równoważnego stałego momentu β_M

Wykres momentów	Współczynnik równoważnego stałego momentu β_M
Wykres momentów od obciążenia momentami podporowymi  -1 ≤ ψ ≤ 1	$\beta_{M,\psi} = 1{,}8 - 0{,}7\psi$
Wykresy momentów od obciążenia przęsłowego 	$\beta_{M,Q} = 1{,}3$ $\beta_{M,Q} = 1{,}4$
Wykresy momentów od obciążenia przęsłowego i momentów podporowych 	$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M}(\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi})$ $M_Q = \lvert \max M \rvert$ od obciążenia przęsłowego Gdy wykres momentów nie zmienia znaku: $\Delta M = \lvert \max M \rvert$ Gdy wykres momentów zmienia znak: $\Delta M = \lvert \max M \rvert + \lvert \min M \rvert$

8.4. Właściwości termiczne w podwyższonej temperaturze

8.4.1. Wydłużenie termiczne

Względne wydłużenie termiczne stali austenitycznej może być określone za pomocą wzoru:

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{(16 + 4{,}79\times10^{-3}\theta - 1{,}243\times10^{-6}\theta^2) \times (\theta - 20)}{10^6} \tag{8.36}$$

gdzie: l – długość w temperaturze 20°C,
Δl – wydłużenie wywołane temperaturą,
θ – temperatura stali [°C].

Tablica 8.4 zawiera współczynniki względnego wydłużenia termicznego nierdzewnej stali austenitycznej, duplex i ferrytycznej przy zmiennym zakresie temperatury.

Tablica 8.4. Współczynniki względnego wydłużenia termicznego stali

Zakres temperatury stali [°C]	Współczynniki względnego wydłużenia termicznego [10^{-6}/°C]		
	austenityczna	duplex	ferrytyczna
20-100	16,7	13,2	10,3
20-200	17,2	13,9	10,7
20-300	17,7	14,3	11,1
20-400	18,1	14,7	11,5
20-500	18,4	15,1	11,8
20-600	18,8	15,4	12,0
20-700	19,1	15,9	12,4
20-800	19,4	16,3	12,9
20-900	19,4	16,7	13,4
20-1000	19,7	17,1	14,0
20-1100	20	17,5	-

8.4.2. Ciepło właściwe

Ciepło właściwe stali c wyznacza się według zależności:

- dla nierdzewnej stali austenitycznej i duplex

$$c = 450 + 0{,}28 \times \theta - 2{,}91 \times 10^{-4}\theta^2 + 1{,}34 \times 10^{-7}\theta^3 \quad \text{[J/kg°C]} \tag{8.37}$$

- dla nierdzewnej stali ferrytycznej

$$c = 430 + 0{,}26 \times \theta \ \ [\text{J/kg°C}] \tag{8.38}$$

Obecnie PN-EN 1993-1-2 zawiera wzór (8.37). Oczekuje się, że wzór (8.38) zostanie wprowadzony do następnej wersji PN-EN 1993-1-2.

8.4.3. Przewodność cieplna

Przewodność cieplną stali nierdzewnej λ wyznacza się według zależności:

- dla nierdzewnej stali austenitycznej i duplex

$$\lambda = 14{,}6 + 1{,}27 \times 10^{-2}\theta \ \ [\text{W/m°C}] \tag{8.39}$$

- dla nierdzewnej stali ferrytycznej

$$\lambda = 20{,}4 + 2{,}28 \times 10^{-2}\theta - 1{,}54 \times 10^{-5}\theta^2 \ \ [\text{W/m°C}] \tag{8.40}$$

Obecnie PN-EN 1993-1-2 zawiera wzór (8.39). Oczekuje się, że wzór (8.40) zostanie wprowadzony do następnej wersji PN-EN 1993-1-2.

8.4.4. Obliczanie narastającej temperatury w stali nierdzewnej

Metoda obliczenia przyrostu temperatury w stali węglowej może być stosowana również w odniesieniu do stali nierdzewnej.

Przyrost temperatury w przypadku równoważnego równomiernego rozkładu temperatury w przekroju nieosłoniętego elementu ze stali nierdzewnej w przedziale czasu Δt jest określony wzorem:

$$\Delta\theta_{\mathrm{t}} = \frac{A_{\mathrm{m}}/V}{c\,\rho}\,\dot{h}_{\mathrm{net,d}}\,\Delta t \tag{8.41}$$

gdzie: c – ciepło właściwe stali nierdzewnej [J/kgK] (pkt 8.4.2),
ρ – gęstość masy stali nierdzewnej [kg/m^3], zawarta w tabl. 2.7 (zazwyczaj rozważana jako wartość niezależna od temperatury),
A_{m}/V – wskaźnik ekspozycji przekroju elementów nieosłoniętych,
A_{m} – pole powierzchni przekroju elementu na jednostkę długości,
V – objętość elementu na jednostkę długości,
$\dot{h}_{\mathrm{net,d}}$ – obliczeniowa wartość strumienia ciepła określona na jednostkę powierzchni

$$\dot{h}_{\mathrm{net,d}} = \dot{h}_{\mathrm{net,c}} + \dot{h}_{\mathrm{net,r}} \tag{8.42}$$

przy czym:

$$\dot{h}_{\mathrm{net,c}} = \alpha_{\mathrm{c}}(\theta_{\mathrm{g}} - \theta) \tag{8.43}$$

$$\dot{h}_{\mathrm{net,r}} = \phi\, \varepsilon_{\mathrm{res}}\, 5{,}67 \times 10^{-8}\left[(\theta_{\mathrm{g}} + 273)^4 - (\theta + 273)^4\right] \tag{8.44}$$

α_{c} – współczynnik przejmowania ciepła przez konwekcję (zazwyczaj przyjmuje się 25 W/m^{2}K),
θ_{g} – temperatura otaczających gazów w czasie trwania pożaru [°C], określona za pomocą wykresu nominalnej zależności temperatura–czas,
θ – temperatura przekroju elementu stalowego przy założeniu równomiernego rozkładu temperatury osiągnięta w czasie t [°C],
ϕ – współczynnik konfiguracji,
$\varepsilon_{\mathrm{res}}$ – całkowita emisyjność płomieni.

Współczynnik $\varepsilon_{\mathrm{res}}$ dotyczy radiacyjnego przepływu ciepła płomieni do powierzchni stali nierdzewnej, a jego wartość zależy od stopnia bezpośredniej ekspozycji elementu na ogień. Elementy, które są częściowo osłonięte od działania płomieni, mogą mieć mniejszą wartość współczynnika $\varepsilon_{\mathrm{res}}$. W PN-EN 1993-1-2 współczynnik $\varepsilon_{\mathrm{res}}$ dla stali nierdzewnej wynosi 0,4.

Wyrażenie określające przyrost temperatury (wzór (8.41)) może być zastosowane do określenia temperatury metodą przyrostową, jeśli znane jest zróżnicowanie temperatury ognia w czasie. Wykres nominalnej zależności temperatura–czas dla celulozowego typu obciążenia ogniem podano w PN-EN 1991-1-2 jako:

$$\theta_{\mathrm{g}} = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \tag{8.45}$$

gdzie t – czas bieżący ekspozycji pożarowej [min].

8.5. Modelowanie materiału w podwyższonych temperaturach

Wykres zależności naprężenie–odkształcenie w podwyższonych temperaturach może być określony za pomocą zamieszczonych dalej wyrażeń. W Załączniku C podano równoważne wyrażenia pozwalające uzyskać wykres zależności naprężenie–odkształcenie w temperaturze pokojowej.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_{\theta}} + 0{,}002\left[\frac{\sigma}{f_{\mathrm{p0,2,\theta}}}\right]^{n_{\theta}} \quad \text{dla} \quad \sigma \le f_{\mathrm{p0,2,\theta}} \tag{8.46}$$

Kolejny fragment wykresu może być określony przez przyjęcie odpowiednio $f_{2,\theta}$ (wzór (8.47)) lub $f_{u,\theta}$ (wzór (8.48)):

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{E_{p0,2,\theta}} + \left(0{,}02 - \varepsilon_{p0,2,\theta} - \frac{(f_{2,\theta} - f_{p0,2,\theta})}{E_{p0,2,\theta}}\right) \times \left[\frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{f_{2,\theta} - f_{p0,2,\theta}}\right]^{m_{\theta,2}} + \varepsilon_{p0,2,\theta}$$

$$\text{dla } f_{p0,2,\theta} < \sigma \leq f_{u,\theta} \tag{8.47}$$

lub

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{E_{p0,2,\theta}} + \varepsilon_{u,\theta}\left(\frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{p0,2,\theta}}\right)^{m_\theta} + \varepsilon_{p0,2,\theta} \quad \text{dla} \quad f_{p0,2,\theta} < \sigma \leq f_{u,\theta} \tag{8.48}$$

gdzie: σ – naprężenie nominalne (inżynierskie),
ε – odkształcenie nominalne (inżynierskie),
$f_{2,\theta}$ – naprężenie przy odkształceniu trwałym 2% w temperaturze θ,
$\varepsilon_{p0,2,\theta}$ – odkształcenie trwałe w odniesieniu do umownej granicy plastyczności $f_{p0,2,\theta}$,
$E_{p0,2,\theta}$ – moduł styczny w odniesieniu do umownej granicy plastyczności $f_{p0,2,\theta}$,
$\varepsilon_{u,\theta}$ – odkształcenie przy wytrzymałości granicznej $f_{u,\theta}$ ($\varepsilon_{u,\theta} \leq \varepsilon_u$),
n_θ,m_θ i $m_{\theta,2}$ – wykładniki określające stopień materialnej nieliniowości w temperaturze θ.

Wartość $\varepsilon_{u,\theta}$ można przyjąć jak ε_u w temperaturze pokojowej z Załącznika C, przy założeniu wytrzymałości w podwyższonej temperaturze.

Wartość wykładnika n_θ można przyjąć jako n w temperaturze pokojowej. Wykładniki m_θ i $m_{\theta,2}$ mogą być określone jako m w temperaturze pokojowej, lecz przy podwyższonej temperaturze odpowiednio dla $f_{p0,2,\theta}$ i $f_{u,\theta}$.

Obecnie PN-EN 1993-12 zawiera inny model materiału dla stali nierdzewnej niż ten opisany powyżej. Następna wersja PN-EN 1993-1 będzie zawierać model opisany przez wzory (8.46), (8.47) i (8.48) jako zmodyfikowane formuły Ramberga-Osgooda powszechnie stosowane przy weryfikacji zachowania się stali w temperaturze pokojowej (Załącznik C). Nowy model jest też bardziej dokładny i mniej złożony, wykorzystuje parametry o zrozumiałym znaczeniu fizycznym.

9. ZMĘCZENIE

W konstrukcjach lub częściach konstrukcji narażonych na znaczące powtarzające się obciążenia należy brać pod uwagę zmęczenie stali. Ocena zmęczenia nie jest na ogół wymagana w przypadku konstrukcji budowlanych, z wyjątkiem elementów podpierających urządzenia podnoszące, obciążonych toczeniem, maszynami wibrującymi oraz elementów narażonych na działanie wiatru wywołującego drgania.

Podobnie jak w konstrukcjach ze stali węglowej, połączenia spawane są bardziej narażone na uszkodzenia zmęczeniowe niż inne części konstrukcji. Wynika to z kombinacji spiętrzenia naprężeń i defektów w spoinach. Wytyczne przeznaczone dla konstrukcji ze stali węglowej dotyczące oszacowania wytrzymałości zmęczeniowej zaleca się stosować również w odniesieniu do nierdzewnej stali austenitycznej i duplex (patrz PN-EN 1993-1-9).

Przyjęcie odpowiednich rozwiązań projektowych skutkuje zwiększeniem odporności konstrukcji na zmęczenie. Wiąże się to z właściwym wyborem ogólnego układu konstrukcyjnego oraz właściwym kształtowaniem detali konstrukcyjnych, bardziej odpornych na zmęczenie. Kluczem do uzyskania konstrukcji o znacznej trwałości zmęczeniowej jest racjonalne przeanalizowanie zagadnienia już na etapie wstępnego projektowania. Ocena zmęczeniowa wykonana dopiero po spełnieniu innych warunków projektowych może prowadzić do otrzymania nieodpowiednich i kosztownych konstrukcji. Istotne jest również rozpatrzenie wymagań producenta i wykonawcy. Zaleca się przeprowadzanie wczesnych konsultacji z producentem i wykonawcą w celu wyodrębnienia najbardziej wrażliwych na zmęczenie obszarów konstrukcji oraz omówienia szczególnych środków ostrożności, w celu uwzględnienia problemów związanych z produkcją i montażem. W szczególności w trakcie oceny trwałości zmęczeniowej konstrukcji należy wziąć pod uwagę otwory i uchwyty montażowe ułatwiające wytwarzanie lub montaż.

Możliwe jest wyeliminowanie potencjalnych problemów zmęczeniowych przez uwzględnienie odpowiednich szczegółów konstrukcyjnych oraz unikanie:

- nagłych zmian przekroju oraz spiętrzenia naprężeń,
- niewspółosiowości i mimośrodowości,
- małych nieciągłości, np. przecięcia i zadrapania,
- niepotrzebnego spawania elementów drugorzędnych, np. uchwytów montażowych,
- spoin czołowych o niepełnym przetopie, pachwinowych, spoin przerywanych, używania podkładek spawalniczych,
- kraterów spawalniczych powstałych w miejscu inicjacji spawania.

Pomimo ulepszenia technik spawania, takich jak: kontrola kształtu spoiny, obróbka mechaniczna brzegu spawu, młotkowanie brzegów spoiny, zwiększających wytrzymałość na zmęczenie połączenia, nie ma wystarczających danych pozwalających na określenie możliwych do uzyskania korzyści dla stali nierdzewnych. Należy również zauważyć, że techniki te są pracochłonne, wymagają doświadczenia i odpowiednich umiejętności wykonawcy w celu osiągnięcia jak największych korzyści. Nie powinny być zatem, z wyjątkiem szczególnych przypadków, uważane za możliwe do stosowania.

10. BADANIA

10.1. Postanowienia ogólne

Przeprowadzenie badań i analiz materiału oraz elementów ze stali nierdzewnej jest wymagane, gdy:

- korzystne jest uwzględnienie zwiększonej wytrzymałości w narożach przekroju poprzecznego elementów (pkt 2.2.1),
- parametry geometryczne elementów przekraczają wartości graniczne podane w pkt 5.2,
- spora liczba konstrukcji lub jej elementów ma się opierać na wynikach badań wstępnych,
- wymagane jest potwierdzenie zgodności produkcji.

Zwykłe środki ostrożności i wymagania dotyczące procedur badawczych oraz oceny wyników odnoszące się do badań stali węglowych mają również zastosowanie do badań stali nierdzewnej. Generalnie zaleca się konsultacje takich wymagań (pkt 5.2 i Załącznik D do PN-EN 1990 oraz rozdz. 9. i Załącznik A do PN-EN 1993-1-3). Istnieją jednak szczególne aspekty zachowania stali nierdzewnych, które wymagają większego zastanowienia się podczas przygotowywania testów niż, być może, w przypadku stali węglowych. Dalej zamieszczono krótkie zalecenia.

10.2. Wyznaczanie wykresu zależności naprężenie–odkształcenie

Podczas przeprowadzania testów rozciągania na próbkach ze stali nierdzewnej zaleca się, aby obciążenie było przyłożone do sworzni umieszczonych na końcu próbki, posiadających wystarczającą powierzchnię do przeniesienia ścinania. Zabieg ten ma na celu zapewnienie osiowego obciążenia pozwalającego otrzymać rzeczywisty kształt krzywej zależności naprężenie–odkształcenie, bez jakiegokolwiek zakłócenia wywołanego przez naprężenia wstępne wynikające z mimośrodowego przyłożenia obciążenia. Osiowość obciążenia może być potwierdzona testami w zakresie sprężystym przy użyciu ekstensometru umieszczonego w różnych kierunkach na próbce. Ponieważ stal nierdzewna wykazuje pewien stopień anizotropii (odmienna charakterystyka naprężenie–odkształcenie równolegle i poprzecznie do kierunku walcowania) przy większej nośności w kierunku poprzecznym walcowania, zaleca się uwzględnienie orientacji próbek do badań. Stal nierdzewna wykazuje silną zależność od szybkości odkształ-

cenia. Podczas badania właściwości materiału w trakcie rozciągania zaleca się przyjęcie szybkości odkształcenia takiej samej jak użyta przy ustalaniu właściwości zamieszczonych na certyfikacie przez producenta.

10.3. Badania elementów

Zaleca się aby wykonywać badania eksperymentalne w skali naturalnej bądź najbardziej do niej zbliżonej, w zależności od możliwości urządzeń badawczych, a próbki do badań wytwarzać w ten sam sposób, który ma być użyty przy produkcji elementów na konstrukcję. Jeśli części konstrukcji są spawane, ich prototyp testowy również powinien być w ten sam sposób spawany.

Ze względu na anizotropię materiału zaleca się przygotowywanie próbek do badań z tego samego asortymentu blach oraz wycinanie w tej samej orientacji (tj. poprzecznej lub równoległej do kierunku walcowania) jak w przypadku elementów konstrukcji docelowej. Jeśli ostateczny kierunek nie jest znany, może się okazać konieczne przeprowadzenie testów elementów wyciętych w obu kierunkach i przyjęcie mniej korzystnych właściwości materiału. W przypadku materiałów umocnionych należy wyznaczyć zarówno wytrzymałość na rozciąganie, jak i na ściskanie w analizowanym kierunku. Ocena wyników badań powinna być przeprowadzona zgodnie z odpowiednimi wymaganiami.

Stal nierdzewna wykazuje większą plastyczność i umocnienie niż stal węglowa, a zatem możliwości urządzeń badawczych muszą być większe niż wymagane dla elementów ze stali węglowej przy równoważnej granicy plastyczności materiału. Dotyczy to nie tylko udźwigu maszyny wytrzymałościowej, ale również zakresu przesuwu urządzenia umożliwiającego uzyskanie większego odkształcenia próbki.

Należy zauważyć, że przy większych obciążeniach próbek efekt pełzania staje się bardziej widoczny, co może oznaczać, że odczyty odkształcenia lub przemieszczenia nie ustabilizują się w odpowiednim czasie.

11. ZAGADNIENIA WYTWARZANIA

11.1. Wstęp

Celem niniejszego rozdziału jest zwrócenie uwagi projektanta na istotne aspekty wytwarzania elementów ze stali nierdzewnej, w tym zalecenia dotyczące dobrych praktyk. Pozwala on także na wstępną ocenę zdolności wykonawcy do realizacji tych prac.

Stal nierdzewna nie jest materiałem trudnym do obróbki, jednak w pewnych aspektach różni się od stali węglowej i powinna być odpowiednio traktowana. Wiele metod produkcji elementów i ich łączenia przypomina metody stosowane w konstrukcjach ze stali węglowej, ale odmienna charakterystyka stali nierdzewnej wymaga szczególnej uwagi w wielu dziedzinach. Istotne jest ustanowienie skutecznej komunikacji między projektantem i wytwórnią już we wczesnej fazie projektu, aby uzgodnić przyjęcie odpowiednich metod wytwarzania elementów.

Nadrzędnym celem jest utrzymanie odporności stali na korozję. Ważne jest, aby środki ostrożności były podejmowane na wszystkich etapach wytwarzania, składowania, transportu, co sprzyja zminimalizowaniu czynników zagrażających powstaniu samonaprawiającej się warstwy pasywacji. Szczególną ostrożność należy zachować w celu przywrócenia pełnej odporności na korozję w obszarze spawania. Działania te są najczęściej proste i ogólnie rzecz biorąc, związane z dobrą praktyką inżynierską.

Ważne jest, aby zachować dobry wygląd powierzchni stali nierdzewnej podczas całego procesu wytwarzania. Przebarwienia powierzchniowe są nie tylko nieestetyczne, ale zwykle dyskwalifikują produkt ze względu na czasochłonne i kosztowne poprawki. Przebarwienia powierzchniowe konstrukcji ze stali węglowej są zazwyczaj zakrywane powłokami malarskimi, jednak w przypadku konstrukcji ze stali nierdzewnej jest to rzadkością.

Forma konstrukcyjna może być podyktowana dostępnością materiałów. Należy zauważyć, że dostępny zakres kształtowników walcowanych na gorąco ze stali nierdzewnej jest bardziej ograniczony niż w przypadku stali węglowej. Zmusza to do większego wykorzystania elementów formowanych na zimno i spawanych. Ponadto, ze względu na długość pras krawędziowych, wytwarzane mogą być tylko stosunkowo krótkie odcinki, co prowadzi do większej liczby styków montażowych. W konstruowaniu połączeń należy zwrócić uwagę na odstępy śrub znajdujących się w pobliżu wyokrągleń oraz na potencjalne problemy wynikające z deformacji spawalniczych.

11.2. Wykonanie konstrukcji stalowych i aluminiowych według EN 1090

Wykonanie i montaż konstrukcji ze stali nierdzewnej powinno być przeprowadzane zgodnie z PN-EN 1090. Wyroby budowlane produkowane zgodnie z PN-EN 1090 muszą być oznaczone znakiem CE, jeśli mają być użyte w Europejskim Obszarze Gospodarczym. Zakres PN-EN 1090 obejmuje zarówno wyroby formowane na zimno, jak i na gorąco ze stali nierdzewnych austenicznych, duplex i ferrytycznych.

Część 1. PN-EN 1090 określa wymagania dotyczące oceny zgodności elementów konstrukcyjnych. Opisano w niej, w jaki sposób producenci mogą wykazywać, że elementy przez nich wytwarzane spełniają deklarowane właściwości użytkowe (cechy konstrukcyjne pozwalające na dopasowanie ich do konkretnego zastosowania i funkcji).

Część 2. PN-EN 1090 określa wymagania techniczne dotyczące konstrukcji stalowych. Opisano w niej wymogi dotyczące wykonywania konstrukcji stalowych, w celu zapewnienia odpowiedniego poziomu wytrzymałości mechanicznej i stateczności, użytkowalności oraz trwałości. Określa ona kryteria wykonania elementów, które producent musi spełnić i zadeklarować według wymagań podanych w Części 1. Obejmuje ona wymagania techniczne szerokiej gamy konstrukcji ze stali węglowych i stali nierdzewnych, zarówno walcowanych na gorąco, jak i formowanych na zimno. Ma ona zastosowanie do elementów konstrukcyjnych w budynkach i innych podobnych budowlach.

11.3. Klasa wykonania

Klasa wykonania musi być określona zgodnie z Załącznikiem C (normatywnym) do PN-EN 1993-1-1. Istnieją cztery klasy wykonania w zakresie od EXC4 (najbardziej rygorystyczna) do EXC1 (najmniej rygorystyczna). Głównym powodem przyjęcia czterech klas wykonania jest konieczność zapewnienia poziomu niezawodności przed awarią, dopasowanego zarówno do skutków awarii konstrukcji, jej części lub detalu konstrukcyjnego oraz wymogów wykonania. Każda klasa odnosi się do zestawu wymagań dotyczących konstrukcji zarówno w fazie wytwarzania, jak i wykonywania na budowie, które są podane w Załączniku A.3 PN-EN 1090-2. Klasa wykonania jest wykorzystywana przez wytwórnie konstrukcji stalowych w celu wprowadzenia wielu kontroli procesu wytwarzania, które stanowią część certyfikowanego systemu zakładowej kontroli produkcji (ZKP) do celów oznakowania CE wytwarzanych konstrukcji stalowych. Efektem tego jest podział zakładów wytwarzania konstrukcji stalowych na firmy, którym przyznano jeden z czterech systemów kontroli jakości. Ogranicza to wytwarzanie konstrukcji stalowych przez wszystkich wytwórców. Przykładowo wytwórca konstrukcji stalowych z certyfikatem EXC2 systemu ZKP może pro-

dukować jedynie konstrukcje stalowe w klasie wykonania EXC1 i EXC2. Klienci zamawiający i główni wykonawcy mogą zatem wykorzystać klasę wykonania do identyfikacji wytwórni konstrukcji stalowych z prawidłowym poziomem zapewnienia kontroli jakości. Klasa wykonania jest również stosowana przez projektantów/zamawiających do spełnienia założeń projektowych przez określenie odpowiedniego poziomu jakości i zapewnienia kontroli wymaganych podczas wytwarzania.

Klasa wykonania jest stosowana zarówno w odniesieniu do całej konstrukcji, pojedynczego elementu, jak i szczegółu konstrukcyjnego. W niektórych przypadkach klasy wykonania konstrukcji, elementu i detalu konstrukcyjnego będą takie same, podczas gdy w innych przypadkach klasa wykonania dla elementu i detalu konstrukcyjnego może się różnić od klasy wykonania całej konstrukcji.

Czynniki regulujące wybór klasy wykonania są następujące:

- wymagana niezawodność (na podstawie wymaganej klasy konsekwencji lub poziomu niezawodności, lub obu łącznie, zgodnie z PN-EN 1990),
- rodzaj konstrukcji, elementu lub detalu konstrukcyjnego,
- rodzaj oddziaływania, na które konstrukcja, element lub detal konstrukcyjny zaprojektowano (statyczne, quasi-statyczne, zmęczeniowe lub sejsmiczne).

Podczas gdy każdy budynek musi być rozpatrywany indywidualnie, klasa wykonania 2 (EXC2) będzie właściwa dla większości budynków usytuowanych w strefach niesejsmicznych. Klasa EXC4 powinna być stosowana w przypadku konstrukcji, których zniszczenie groziłoby ekstremalnymi konsekwencjami. W załączniku krajowym do PN-EN 1993-1-1 podano wskazówki co do wyboru klasy wykonania.

Należy w miarę możliwości unikać przyjmowania wyższych klas wykonania, aby zapobiec wprowadzaniu niepotrzebnych kosztów. Na przykład EXC2 może być klasą wykonania wymaganą w projekcie dla całej konstrukcji, a wymóg uzyskania EXC3 można odnieść tylko do pewnego elementu, co należy uwzględnić w specyfikacji.

11.4. Składowanie i transport

Stal nierdzewna w porównaniu ze stalą węglową wymaga na ogół większej ostrożności podczas przechowywania i montażu, aby nie uszkodzić wykończonej powierzchni (zwłaszcza w przypadku powierzchni po wyżarzaniu jasnym lub wykończeń polerowanych). Konieczne jest również zapobieganie zanieczyszczeniom przez stal węglową i żelazo, prowadzącym do zwiększenia zagrożenia korozją powierzchniową.

Szczegółowe procedury dotyczące przechowywania i montażu powinny być uzgodnione między odpowiednimi stronami umowy, przed podjęciem produkcji. Procedury te powinny obejmować następujące przykładowe ustalenia:

- stal powinna być sprawdzona bezpośrednio po dostawie w celu wykluczenia uszkodzeń powierzchni,
- stal może mieć powłokę ochronną z tworzywa lub innego materiału. Powłoki należy pozostawić tak długo, jak to możliwe. Ich usuwanie powinno nastąpić przed ostatecznym zastosowaniem do produkcji elementów. Powłoki ochronne powinny być określone w dokumencie o udzielenie zamówienia, jeżeli jest to wymagane (np. dla powierzchni po wyżarzaniu jasnym, aby zapobiegać matowieniu),
- w przypadku gdy jest stosowana usuwalna samoprzylepna folia z tworzywa sztucznego zamiast luźno owiniętej folii z tworzywa sztucznego, musi być określony poziom promieniowania UV, aby zapobiec wystąpieniu przedwczesnego pogorszenia i zanieczyszczenia oklejonej powierzchni. Co więcej, pokrycie folią musi być kontrolowane, w celu usunięcia jej zgodnie z terminem przydatności podanym przez producenta (na ogół wynosi maksymalnie 6 miesięcy),
- należy unikać przechowywania elementów w zasolonych i wilgotnych przestrzeniach. Jeśli jest to niemożliwe, opakowanie powinno zapobiegać przedostawaniu się soli. Folie zdzieralne nie powinny być nigdy pozostawione na miejscu, jeśli występuje obawa, że ich powierzchnie są narażone na działanie soli, gdyż przepuszczają one sól oraz wilgoć, tworząc idealne warunki dla korozji szczelinowej,
- regały magazynowe nie powinny się ocierać o powierzchnie stali węglowej, dlatego należy je chronić za pomocą podkładek lub osłon drewnianych, gumowych bądź z tworzyw sztucznych. Najlepiej, aby blachy cienkie i grube były ułożone pionowo. Poziome ułożenie blach może się wiązać z ryzykiem zanieczyszczenia żelazem i uszkodzeń powierzchni,
- należy unikać stali węglowej w elementach służących do podnoszenia (np. łańcuchy, haki). Zastosowanie materiałów izolujących lub stosowanie przyssawek zapobiegnie kontaktowi z żelazem. Widły wózków widłowych powinny być także zabezpieczone,
- należy unikać kontaktu z substancjami chemicznymi, w tym kwasami, zasadami, olejami i smarami (mogą one zaplamić niektóre wykończenia),
- należy stosować oddzielne pomieszczenia do wytwarzania elementów ze stali węglowej i stali nierdzewnej. Powinny być stosowane narzędzia przeznaczone tylko do stali nierdzewnych (dotyczy to w szczególności tarcz szlifierskich i szczotek drucianych). Należy pamiętać, że szczotki druciane i ścierki druciane powinny być ze stali nierdzewnej w gatunku, który jest równoważny pod względem odporności na korozję do obrabianej stali (np. nie wolno używać szczotek z nierdzewnych stali ferrytycz-

nych lub mniej stopowanych gatunków austenitycznych do obróbki bardziej odpornych na korozję stali nierdzewnych),
- wskazane jest, aby wszelkie ostre zadziory utworzone podczas operacji cięcia były usunięte, należy też zwrócić uwagę na wymagania ochrony podczas transportu.

Wytyczne dotyczące usuwania zanieczyszczeń podano w ASTM A380.

11.5. Procesy kształtowania

Podczas obróbki plastycznej na zimno następuje znaczące umocnienie austenitycznych stali nierdzewnych. Może ono wywierać wpływ zarówno korzystny, tworząc w czasie formowania (głębokiego tłoczenia) rozległe odcinki bez ryzyka przedwczesnego pękania, jak i niekorzystny, zwłaszcza podczas skrawania, gdzie szczególnej uwagi wymaga prędkość posuwu i skrawania. Stopień umocnienia różni się w zależności od gatunku stali nierdzewnej. Przykładowo umocnienie gatunku 1.4318 jest większe niż w przypadku innych gatunków wykorzystywanych w zastosowaniach konstrukcyjnych. Łatwiejsze jest profilowanie rolkowe i uzyskanie płaskości elementów ze stali nierdzewnych ferrytycznych niż austenitycznych.

11.5.1. Cięcie

Stal nierdzewna jest materiałem stosunkowo drogim w porównaniu z innymi metalami i wymaga staranności przy trasowaniu blach i arkuszy, w celu uniknięcia strat przy cięciu. Należy pamiętać, że więcej strat będzie powstawać, jeżeli materiał ma powierzchnię polerowaną lub jednokierunkowy wzór, które muszą być zachowane w trakcie przetwarzania. Niektóre znaczniki/kredy mogą się okazać trudne do usunięcia lub spowodować przebarwienia, jeżeli są stosowane bezpośrednio na powierzchni (zamiast na folii ochronnej). Wszystkie znaczniki powinny być sprawdzane przed użyciem, podobnie jak wszelkie rozpuszczalniki używane do usuwania śladów.

Stal nierdzewna może być cięta przy użyciu zwykłych metod, na przykład przecinania i piłowania, ale zapotrzebowanie na moc będzie większe niż w przypadku podobnej grubości stali węglowej, co jest spowodowane umocnieniem zgniotem stali. Jeśli jest to możliwe, cięcie (i ogólnie obróbka skrawaniem) powinno być przeprowadzone, gdy metal znajduje się w stanie wyżarzonym/przesyconym (zmiękczonym), w celu ograniczenia umocnienia i zużycia narzędzi.

Techniki cięcia plazmą są szczególnie przydatne do cięcia grubych blach i płaskowników o grubości do 125 mm, w których cięte krawędzie będą później obrabiane mechanicznie (np. przygotowane do spawania). Cięcie strumieniem wody jest odpowiednie do cięcia materiału o grubości do 200 mm, ponieważ nie powoduje nagrzewania, deformacji i zmian właściwości stali nierdzewnej. Cię-

cie laserowe nadaje się do stali nierdzewnej, zwłaszcza gdy wymaga się mniejszej tolerancji wykończenia lub podczas cięcia nieliniowych kształtów i wzorów. W ten sposób można uzyskać krawędź cięcia o dobrej jakości z niewielkim ryzykiem wystąpienia deformacji stali. Do cięcia wzdłuż linii prostych jest powszechnie stosowana nożyca gilotynowa. Używając nożycy gilotynowej z okrągłymi końcami, można osiągnąć ciągłe cięcie o długości większej niż wymiar ostrza, choć cięcie realizuje się małymi krokami. Cięcie palnikiem acetylenowo-tlenowym nie jest zalecane w przypadku cięcia stali nierdzewnej, o ile nie użyto specjalnych topników do cięcia stali nierdzewnej.

11.5.2. Formowanie na zimno

Stal nierdzewna jest łatwa do kształtowania za pomocą powszechnie stosowanych technik kształtowania na zimno, takich jak gięcie, wytłaczanie, wyoblanie i tłoczenie. W przypadku zastosowań konstrukcyjnych najbardziej odpowiednią techniką gięcia jest użycie prasy krawędziowej, choć w przypadku dużej liczby wyrobów cienkich użycie profilowania rolkowego może być bardziej ekonomiczne.

Zapotrzebowanie na energię podczas zaginania stali nierdzewnej będzie wyższe niż w przypadku gięcia stali węglowej, z uwagi na umocnienie przez zgniot (o około 50% w przypadku austenitycznych stali nierdzewnych lub więcej w przypadku gatunków duplex). Ponadto wygięcie stali nierdzewnej musi być nieco głębsze niż stali węglowej, aby przeciwdziałać efektom sprężynowania. Ferrytyczne stale nierdzewne nie ulegają znacznemu utwardzeniu podczas formowania na zimno. Podczas projektowania złożonych przekrojów poprzecznych rozsądne jest zaangażowanie tak szybko, jak jest to możliwe ich przyszłego producenta.

Wysoka ciągliwość stali nierdzewnych pozwala na formowanie elementów o małych promieniach, nawet o wartości równej połowie grubości materiałów w stanie wyżarzonym/przesyconym. Ogólnie zaleca się jednak przyjąć następujące promienie wewnętrzne jako minimalne:

- t dla gatunków austenitycznych,
- $2t$ dla gatunków duplex,

gdzie t jest grubością materiału.

Podobnie jak w przypadku stali węglowej, formowanie na zimno może prowadzić do zmniejszenia odporności na pękanie stali nierdzewnej. Jeśli udarność jest kluczowym wymaganiem, projektant powinien wziąć pod uwagę wpływ procesu formowania na zimno na udarność materiału, na przykład przez przeprowadzenie odpowiednich badań. Zmniejszenie udarności gatunków stali austenitycznych w wyniku formowania na zimno nie jest znaczące.

Podczas gięcia rur okrągłych powinny być spełnione następujące warunki:

- stosunek zewnętrznej średnicy rury do grubości ścianki d/t nie powinien przekraczać 15 (aby uniknąć zbędnych kosztów),

- promień gięcia (w osi rury) nie powinien być mniejszy niż $1{,}5d$ lub $d + 100$ mm, w zależności od tego, która z wartości jest większa,
- ewentualne spoiny powinny być lokowane w pobliżu osi obojętnej, aby zmniejszyć naprężenia zginające w spoinie.

Należy zwrócić się do specjalistycznej wytwórni wykonującej gięcie, aby uzgodnić, czy można określić wyższy stosunek d/t lub mniejszy promień gięcia. Alternatywnie, należy przeprowadzić odpowiednie badania przed podjęciem ostatecznej produkcji, aby wygięcie nie powodowało uszkodzeń mechanicznych, a tolerancje wymiarowe pozostały zachowane. W przypadku rur o $d < 100$ mm mogą mieć zastosowanie mniej restrykcyjne warunki promienia gięcia, np. promień nie powinien być mniejszy niż $2{,}5d$. Wpływ krzywizny na nośność wyboczeniową powinien być uwzględniony przez projektanta.

11.5.3. Otwory

Otwory mogą być wiercone, przebijane lub wycięte laserowo. Podczas wiercenia konieczne jest utrzymanie odpowiedniego posuwu w celu uniknięcia umocnienia przez zgniot, co wymaga użycia ostrych wierteł, z prawidłowym kątem pochylenia i o prawidłowej prędkości wiercenia. Nie zaleca się używania punktaków o zaokrąglonej końcówce, ponieważ utwardza to powierzchnię. Należy stosować wiertła centrujące, ale jeżeli zachodzi konieczność użycia punktaków, to powinny mieć one końcówkę trójkątną. Otwory wybijane mogą być wykonane w stali nierdzewnej austenitycznej o grubości do około 20 mm. Wyższa wytrzymałość gatunków duplex wymaga zmniejszenia tej grubości. Minimalna średnica otworu, który może być wybijany, musi być o 2 mm większa niż grubość blachy.

11.6. Spawanie

11.6.1. Wstęp

Odpowiednią normą do opisu wymagań związanych ze spawaniem stali nierdzewnych jest PN-EN 1011-3:2002. *Spawanie. Wytyczne dotyczące spawania metali. Część 3: Spawanie łukowe stali nierdzewnych*. Dalej zamieszczono krótkie wprowadzenie do spawania stali nierdzewnych.

Austenityczne stale nierdzewne są zazwyczaj spawane ze sobą za pomocą zwykłych procesów, pod warunkiem że są stosowane odpowiednie materiały dodatkowe do spawania. Stale nierdzewne typu duplex wymagają większej kontroli minimalnej i maksymalnej energii liniowej spawania oraz mogą wymagać obróbki cieplnej po spawaniu lub specjalnych materiałów dodatkowych.

Do osiągnięcia dobrej jakości spoiny potrzebne są ogólna czystość i brak zanieczyszczeń. Należy usunąć oleje lub inne węglowodory, kurz i dodatkowe zanieczyszczenia, folię z tworzywa sztucznego oraz woskowe znaczniki, aby

uniknąć ich rozkładu i ryzyka absorpcji węgla oraz zanieczyszczenia powierzchni spoin. Spoiny powinny być wolne od cynku, w tym wyrobów galwanizowanych, oraz od miedzi i jej stopów (należy zachować ostrożność, gdy są użyte miedziane podkładki spawalnicze).

W stali nierdzewnej, inaczej niż w stali węglowej, ważniejsze jest ograniczenie miejsc, w których może dojść do powstania korozji szczelinowej (pkt 3.2.2). Niezgodności spawalnicze, takie jak podtopienia, brak przetopu, rozpryski, żużle i kratery, są miejscami potencjalnych uszkodzeń, dlatego należy je zminimalizować. Zajarzenie łuku na elementach ze stali nierdzewnej również może spowodować uszkodzenie warstwy pasywnej oraz wywołać korozję szczelinową, co psuje wygląd wyrobu.

Tam, gdzie wygląd spoiny jest ważny, inżynier powinien określić wymagania co do jej kształtu oraz powierzchni. Może to wpływać na wybrany proces spawania lub obróbkę spoin. Należy także rozważyć lokalizację spoiny, czy będzie możliwe zastosowanie odpowiedniej obróbki po spawaniu.

Inżynier powinien mieć świadomość, że odkształcenia spawalnicze są generalnie większe w stali nierdzewnej niż w stali węglowej (pkt 11.6.4). Energia liniowa spawania i temperatura międzyściegowa muszą być kontrolowane w celu zminimalizowania odkształceń i uniknięcia potencjalnych problemów metalurgicznych (pkt 11.6.5).

Spawanie powinno być prowadzone za pomocą kwalifikowanej technologii, z zachowaniem procedur spawania (WPS), zgodnie z odpowiednią częścią norm EN ISO 15609, EN ISO 14555 lub EN ISO 15620. Spawacze powinni być wykwalifikowani zgodnie z PN-EN ISO 9606-1, a operatorzy urządzeń spawania zgodnie z PN-EN ISO 14732. W PN-EN 1090-2 określono wymagany poziom wiedzy technicznej personelu nadzorującego spawanie, w zależności od klasy wykonania, rodziny stali nierdzewnej i grubości materiału spawanego.

Procedury spawania zawierają następujące elementy:

- weryfikację metody spawania przez wyszczególnienie wymagań dotyczących wykonania i testów procedur spawania,
- kwalifikację spawaczy,
- kontrolę prac spawalniczych podczas przygotowywania, faktycznego spawania i obróbki spoin,
- poziom inspekcji oraz nieniszczące metody badań, które mają być zastosowane,
- kryteria akceptacji dopuszczalnego poziomu wad spawalniczych.

Nigdy nie powinno być dozwolone spawanie nakrętki do śruby. Spęczanie gwintu śruby (to znaczy pogrubianie na końcach) może być akceptowalną alternatywą w sytuacji, gdy nakrętki mają być zabezpieczone przed odkręceniem.

11.6.2. Procesy spawalnicze

Jak wspomniano wcześniej, można stosować powszechne metody spawania dla stali nierdzewnej. W tablicy 11.1 przedstawiono przydatność różnych procesów w zakresie grubości itp.

Tablica 11.1. Metody spawania i ich przydatność

Metoda spawania (EN ISO 4063)	Odpowiednie formy produktu	Typy połączeń spawanych	Zakres grubości materiału	Pozycje spawania	Warunki wykonania wytwórnia / budowa
111 – Spawanie łukowe elektrodą otuloną (MMAW)	Wszystkie poza arkuszami	Wszystkie	3 mm (1) lub więcej	Wszystkie	Wszystkie
121/122 – Spawanie łukiem krytym (SAW)	Wszystkie poza arkuszami	Wszystkie	6 mm (1) lub więcej	Podolna	Wszystkie
131 – Spawanie elektrodą topliwą w osłonie gazów obojętnych (MIG)	Wszystkie	Wszystkie	2 mm (1) lub więcej	Wszystkie	Wszystkie(2)
136 – Spawanie łukowe w osłonie gazu aktywnego drutem proszkowym (FCAW)	Wszystkie	Wszystkie	2 mm (1) lub więcej	Wszystkie	Wszystkie
141 – Spawanie łukowe elektrodą wolframową w osłonie gazu obojętnego (TIG)	Wszystkie	Wszystkie	Do ok. 10 mm	Wszystkie	Wszystkie(2)
2 – Zgrzewanie oporowe	Tylko arkusze	Wszystkie	Do ok. 3 mm	Wszystkie	Wszystkie
521/522 – Spawanie laserowe (LBW)	Wszystkie	Wszystkie	W zależności od przekroju – do 25 mm	Wszystkie	Wytwórnia

UWAGI:
1) Zależny od rodzaju złącza spawanego.
2) Bardziej wrażliwy na warunki atmosferyczne niż inne procesy, wymagający większej ochrony przed wpływami środowiskowymi.

Zwykle podgrzewanie wstępne stali nierdzewnych austenitycznych i duplex nie jest wykonywane, chyba że w celu odparowania kondensacji (wody) z powierzchni.

Stale ferrytyczne są podatne na rozrost ziaren w temperaturze powyżej 950°C, co powoduje obniżenie odporności na kruche pękanie. Aby temu przeciwdziałać, liniowa energia spawania powinna być niska. Należy utrzymywać niewielkie rozmiary jeziorka spawalniczego i stosować większe prędkości posuwu. Dzięki właściwej kontroli energii liniowej spawania osiągalne są prawidłowe spoiny w cienkościennych elementach do 2-3 mm grubości, gdzie udarność jest lepsza ze względu na brak ograniczeń grubości.

11.6.3. Materiały dodatkowe do spawania

Materiały dodatkowe do spawania są tak opracowane, aby uzyskać spoinę o parametrach podobnych do tych, jakie posiada materiał rodzimy oraz właściwą wytrzymałość i odporność na korozję, a także zminimalizować ryzyko gorących pęknięć podczas krzepnięcia. W zastosowaniach specjalistycznych, takich jak wyjątkowo agresywne środowisko lub tam, gdzie są wymagane właściwości niemagnetyczne, należy zasięgnąć porady producentów stali i materiałów eksploatacyjnych. Wszystkie materiały dodatkowe powinny spełniać wymogi określone w PN-EN 1090-2. Ważne jest, aby były wolne od zanieczyszczeń i przechowywane zgodnie z instrukcjami producenta. Każdy proces wykorzystujący topnik (np. MMAW, FCAW, SAW) jest podatny na wilgoć pochodzącą z powietrza, co może prowadzić do porowatości w spoinie. W niektórych procesach, takich jak spawanie TIG lub laserowe, nie używa się stopiwa.

Zastosowanie austenitycznego stopiwa do spawania ferrytycznych stali nierdzewnych tworzy spoiny o wyższej udarności w porównaniu ze stopiwami ferrytycznymi. Spawanie gatunków ferrytycznych bez użycia stopiwa jest możliwe przy spawaniu metodą TIG, jednak może to prowadzić do niższej odporności na korozję, ciągliwości i udarności, a zatem powinno być stosowane z należytą starannością.

11.6.4. Odkształcenia spawalnicze

Podobnie jak w przypadku innych metali, stal nierdzewna jest narażona na odkształcenia spowodowane spawaniem. Rodzaje odkształceń (kątowe, łukowe skurczowe itd.) mają podobny charakter do tych, które występują w konstrukcjach ze stali węglowej. Odkształcenia w stali nierdzewnej, a zwłaszcza w stali austenitycznej, są jednak większe niż w przypadku stali węglowej, ze względu na większe wydłużenie termiczne i niższą przewodność cieplną, co prowadzi do większego gradientu temperatury (pkt 2.4). Ferrytyczne stale nierdzewne wykazują mniejsze odkształcenia podczas nagrzewania w porównaniu z gatunkami austenitycznymi. Odkształcenia spawalnicze stali nierdzewnych typu duplex mają charakter pośredni pomiędzy gatunkami austenitycznymi a ferrytycznymi.

Odkształcenia spawania mogą być kontrolowane, ale nie można ich wyeliminować. Dalej wymieniono działania, które można podjąć.

Działania projektanta

- Unikać konieczności spawania, jeśli jest to możliwe, np. przez zastosowanie kształtowników walcowanych na gorąco, kształtowników zamkniętych lub łączonych laserowo (spawanie laserem powoduje mniejsze odkształcenia).
- Zmniejszyć zakres spawania.
- Zmniejszyć przekrój spoiny. Przykładowo w grubych przekrojach należy stosować dwustronne spoiny V, U zamiast pojedynczych V.
- Stosować złącza symetryczne.
- Stosować większą tolerancję wymiarową.

Działania wykonawcy

- Stosować skuteczne przyrządy zaciskowe. W miarę możliwości zaciski powinny zawierać miedziane lub aluminiowe pręty, aby umożliwić odprowadzanie ciepła z obszaru spawania.
- Jeśli nie jest możliwe ustalenie położenia przed spawaniem, należy zastosować spoiny sczepne w odpowiednim rozstawie.
- Należy uzyskać dobre dopasowanie i wyrównanie przed spawaniem.
- Stosować procesy spawania dające najniższą energię liniową spawania, z uwzględnieniem rodzaju materiału i jego grubości.
- Stosować symetryczne spoiny i odpowiednie sposoby wykonania ściegów (np. krokowy, skokowo-krokowy).

11.6.5. Rozważania metalurgiczne

Nie ma możliwości omówienia w tym miejscu wszystkich zagadnień metalurgii stali nierdzewnych, dlatego ograniczono się jedynie do niektórych ważniejszych czynników.

Powstawanie wydzieleń w gatunkach austenitycznych

W stalach austenitycznych strefa wpływu ciepła jest stosunkowo odporna na rozrost ziaren oraz wydzielanie się kruchych, międzymetalicznych faz wtórnych. Procedury spawalnicze zazwyczaj przewidują kontrolowanie czasu przebywania stali w zakresie temperatury krytycznej dla efektu wydzielania się węglików (450-900°C). Nadmierna liczba napraw spoin naturalnie wydłuża ten czas oddziaływania, z tego względu zazwyczaj stosuje się ograniczenie do trzech większych napraw.

Powstawanie wydzieleń węglików chromu i związaną z tym utratę odporności na korozję omówiono w pkt 3.2.6: *Korozja międzykrystaliczna*. Jak wspomniano, nie stanowi ona problemu w przypadku gatunków stali austenitycznych o niskiej zawartości węgla (tj. 1.4307 i 1.4404). Efekt korozji spoiny może się jednak pojawić w konstrukcjach spawanych z gatunków, które nie mają niskiej zawartości węgla.

Pękanie na gorąco w gatunkach austenitycznych

Gdy spoina zawiera około 5% ferrytu lub więcej, nie występuje gorące pękanie podczas krzepnięcia spoin. Producenci stali równoważą skład chemiczny i obróbkę cieplną gatunków stali austenitycznych w celu zapewnienia braku lub niskiej zawartości ferrytu. Pewna ilość ferrytu może jednak powstać w spoinie autogenicznej (tj. spawu bez dodatku spoiwa). W celu zredukowania prawdopodobieństwa pękania rozsądne jest zminimalizowanie ilości doprowadzonego ciepła, temperatur międzyściegowych oraz ograniczenie wykonywania autogenicznych spoin. W grubszych materiałach stosuje się materiał dodatkowy o dobrej jakości, który zapewni odpowiednią ilość ferrytu. Zwykle nie jest konieczny pomiar dokładnej ilości powstałego ferrytu. Odpowiednie procedury spawania

i materiały eksploatacyjne zapewnią, że nie wystąpi pękanie na gorąco podczas krzepnięcia.

Kruchość w gatunkach duplex

Stale duplex są wrażliwe na temperaturę 475°C i kruchość wywołaną wydzielaniem się fazy σ. Kruchość występuje, gdy temperatura stali utrzymuje się na poziomie 475°C lub następuje powolne chłodzenie w zakresie temperatury od 550 do 400°C, co skutkuje wzrostem wytrzymałości na rozciąganie i twardości przy zmniejszeniu plastyczności i udarności. Kruchość wywołana fazą σ może wystąpić po długiej ekspozycji w zakresie temperatury od 565 do 900°C, ale także po upływie krótkiego czasu (ok. 30 min) w odpowiednich warunkach (w zależności od składu i termomechanicznego stanu stali). Efekty kruchości wywołane fazą σ są największe w temperaturze pokojowej lub niższej. Kruchość wywołana fazą σ ma niekorzystny wpływ na odporność korozyjną stali.

Kruchość zarówno w temperaturze 475°C, jak i wywołana wydzielaniem się fazy σ może być odpowiednio kontrolowana przez przyjęcie właściwych procedur spawania. Często sugeruje się maksymalną temperaturę międzyściekową równą 200°C. Należy zachować szczególną ostrożność podczas spawania elementów o dużym przekroju.

Aby zapobiec kruchości, należy unikać długiego czasu ekspozycji w temperaturze powyżej 300°C.

11.6.6. Obróbka po spawaniu

Obróbka cieplna po spawaniu spoin ze stali nierdzewnej jest rzadko wykonywana poza wytwórnią. W pewnych okolicznościach może być wymagana obróbka cieplna, polegająca na wyżarzeniu odprężającym. Każda obróbka cieplna może jednak powodować ryzyko i powinna być konsultowana z ekspertem.

Obróbka wykańczająca po spawaniu jest zazwyczaj konieczna, co omówiono w dalszych akapitach, w odniesieniu do złączy spawanych łukowo. Ważne jest określenie wymaganego sposobu obróbki, aby uniknąć przekroczenia kosztów i złej jakości wykonania. Techniki wykańczania, wspólne dla wszystkich procesów, scharakteryzowano w pkt 11.8.

Do wykańczania powierzchni po spawaniu stosuje się zwykle szczotkowanie i szlifowanie. Zakres obróbki wykończeniowej powinien być minimalizowany przez producenta. Najlepsze jest lekkie szlifowanie małą tarczą. Zbyt duży nacisk podczas szlifowania może prowadzić do podgrzania, co może zmniejszyć odporność na korozję. Szczotki druciane powinny być wykonane ze stali nierdzewnej (pkt 11.4). Intensywne szczotkowanie spoin może prowadzić do inkrustacji zanieczyszczeń powierzchniowych, które mogą powodować korozję.

Dobrą praktyką jest usuwanie wszystkich śladów przebarwień cieplnych (barwa nalotowa). Pomimo tego żółte przebarwienia cieplne mogą się okazać dopuszczalne, gdy stal nierdzewna wykazuje dobry poziom odporności dla danego środowiska. Tam gdzie tak nie jest lub przebarwienia nie są dopuszczalne

ze względów estetycznych, mogą być one usunięte przez wytrawianie lub piaskowanie ścierniwem szklanym. Wytrawianie można przeprowadzić przez zanurzenie w kąpieli (pkt 11.8) lub stosując pasty trawiące zgodnie z instrukcjami producenta.

Śrutowanie powierzchni spoiny jest korzystną obróbką po spawaniu. Wprowadza naprężenia ściskające na powierzchni, które poprawiają odporność na korozję zmęczeniową i naprężeniową oraz samą estetykę. Jednak samo śrutowanie nie może być wykorzystane do zmiany trwałości zmęczeniowej całej konstrukcji.

Czynność usuwania metalu podczas intensywnej obróbki skrawaniem będzie prowadzić do zmiany rozkładu naprężeń i tym samym do odkształcenia spawanego produktu. Gdy odkształcenia nie mieszczą się w tolerancjach wymiarowych, może się okazać konieczne zastosowanie termicznej obróbki cieplnej.

11.6.7. Kontrola spoin

W tablicy 11.2 porównano metody kontroli spoin powszechnie stosowane dla stali nierdzewnych z metodami właściwymi dla stali węglowych. Metody kontroli spoin ustala się w zależności od wymaganego stopnia integralności strukturalnej i przeciwkorozyjnej dla rozpatrywanego środowiska. Kontrola wzrokowa powinna być przeprowadzona na wszystkich etapach spawania, co zapobiega wielu problemom, które stają się kłopotliwe w miarę dalszych prac spawalniczych. Badanie powierzchni stali nierdzewnej jest ważniejsze niż w przypadku stali węglowej, ponieważ stal nierdzewna jest stosowana przede wszystkim, aby uniknąć korozji. Nawet niewielka wada powierzchni może zatem sprawić, że materiał zacznie korodować.

Tablica 11.2. Metody badań spoin

Typ badań nieniszczących (NDT)	Austenityczna stal nierdzewna	Stal nierdzewna duplex	Ferrytyczna stal nierdzewna	Stal węglowa
Powierzchniowe	Kontrola wizualna. Barwny penetrant	Kontrola wizualna. Barwny penetrant. Proszek magnetyczny	Kontrola wzrokowa. Barwny penetrant. Proszek magnetyczny	Kontrola wizualna. Barwny penetrant. Proszek magnetyczny
Objętościowe	Radiograficzna (promienie X,γ)	Radiograficzna (promienie X,γ)	Radiograficzna (promienie X,γ)	Radiograficzna (promienie X,γ). Ultradźwiękowa

Badania magnetyczno-proszkowe proszkiem magnatycznym nie są rozwiązaniem właściwym w przypadku stali austenitycznych, ponieważ nie są one magnetyczne. Metody ultradźwiękowe mają ograniczone zastosowanie w badaniu spoin, ze względu na trudności z interpretacją. Mogą być jednak używane do

badań materiału rodzimego. Metody radiograficzne promieniami gamma (γ) nie nadają się do wykrywania pęknięć lub braku przetopu w materiałach ze stali nierdzewnej o grubości mniejszej niż 10 mm.

11.7. Zacieranie i zapieczenie

W elementach podlegających wzajemnym przemieszczeniom i poddanym obciążeniom może wystąpić zacieranie gwintów lub uplastycznienie na zimno, ze względu na lokalną przyczepność i pęknięcia powierzchni. Dotyczy to elementów ze stali nierdzewnej, aluminium, tytanu i innych stopów, które w celu ochrony przed korozją same tworzą na powierzchni ochronne warstwy tlenkowe. W niektórych przypadkach może dojść do spajania i zapiekania. Może to być zaletą w zastosowaniach nierozbieralnych, a także tam, gdzie poluzowanie elementów złącznych jest konstrukcyjnie niepożądane.

W zastosowaniach, w których jest wymagane łatwe usuwanie elementów złącznych w przypadku naprawy, należy unikać zatarcia. Aby nie pojawił się ten problem w przypadku stali nierdzewnej, można zastosować następujące środki:

- spowolnić prędkość obrotową (obroty na minutę),
- stosować gwinty tak gładkie, jak to możliwe,
- nasmarować gwinty wewnętrzne lub zewnętrzne produktami zawierającymi dwusiarczek molibdenu, mikę, grafit lub talk, bądź odpowiedni wosk ciśnieniowy (należy jednak zwrócić uwagę na przydatność komercyjnego środka przeciw zacieraniu do danego zastosowania),
- stosować różne standardowe gatunki stali nierdzewnych (gatunki różniące się składem, stopniem umocnienia i twardością). Można na przykład stosować kombinacje śrub i nakrętek klasy A2-C2, A4-C4 lub A2-A4 według EN ISO 3506,
- w trudnych przypadkach należy zastosować specjalne stopy ze stali nierdzewnej o wysokim stopniu umocnienia dla jednej lub obu powierzchni łączonych (na przykład S21800, znany również jako Nitronic 60) lub twarde powłoki powierzchniowe.

Zaleca się, aby materiał na śruby był obrabiany na zimno i charakteryzował się klasą właściwości minimum 70 (tabl. 2.6). Materiały na śruby nie powinny być używane w stanie zmiękczonym, ze względu na skłonność do zatarcia. Ryzyko zatarcia zmniejsza się przez stosowanie walcowanych (w przeciwieństwie do toczonych) gwintów i niestosowanie drobnych oraz szczelnie przylegających gwintów.

11.8. Wykończenia

Wykończenie powierzchni stali nierdzewnej jest ważnym kryterium projektowym i powinno być jasno określone, zgodnie z wymogami architektonicznymi lub funkcjonalnymi. Im lepsza jakość wykończenia, tym większy koszt, dlatego na etapie projektu wymagane są decyzje o metodach wykończenia i spawania. Początkowe planowanie jest ważne ze względu na redukcję kosztów. Na przykład, jeśli spoiny łączące rury w poręczy lub balustradzie są ukryte, nastąpi obniżenie kosztu oraz znaczna poprawa końcowego wyglądu poręczy. Generalnie bardziej opłacalne pod kątem nadania połysku powierzchniom przez polerowanie, szlifowanie lub obróbkę strumieniowo-ścierną jest zastosowanie tych wykończeń przed przetwarzaniem elementów. Przykładowo walcowane na gorąco kątowniki i ceowniki, rury i blachy grube mogą być polerowane zanim zostaną zespawane lub w inny sposób połączone z innymi elementami.

Powierzchnię stali należy przywrócić do stanu odporności na korozję, usuwając wszelkie zgorzeliny i zanieczyszczenia. Wytrawianie w kąpieli kwasowej spowoduje rozluźnienie zgorzeliny, umożliwiając jej szczotkowanie szczotką. Może to jednak zmienić wygląd wykończenia na bardziej matowy. Wytrawianie rozpuści również wszelkie osadzone cząstki żelaza lub stali węglowej, które nieusunięte mogą się pojawić jako plamy rdzy na powierzchni stali nierdzewnej.

Obróbka ścierna, taka jak szlifowanie, wygładzanie i polerowanie, tworzy jednokierunkowe wykończenie, a zatem ukrycie śladu spawu może nie być łatwe na blachach z powierzchniami normalnie walcowanymi. Może być wymagana pewna liczba prób technologicznych określających szczegółowe procedury prowadzące do uzyskania odpowiedniego wykończenia. Spawanie laserowe jest preferowane przy spawaniu estetycznych elementów konstrukcyjnych, ponieważ połączenie jest mniej widoczne.

Elektropolerowanie wytwarza jasną, błyszczącą powierzchnię podobną do wysoce wypolerowanych powierzchni. Usuwa ono cienką warstwę powierzchni wraz ze wszystkimi lekkimi tlenkami. Ciężkie tlenki muszą być usunięte przez trawienie lub szlifowanie w celu zapewnienia jednolitego wyglądu po elektropolerowaniu. Gdy pozwalają na to gabaryty elementu, elektropolerowanie odbywa się przez zanurzenie w zbiorniku zawierającym elektrolit oraz połączenia elektryczne. Narzędzia podręczne mogą być stosowane do selektywnego usuwania przebarwień ze strefy spawania lub wypolerowania wybranych miejsc. Istnieją inne procesy wykańczania (powlekanie elektrolityczne, obróbka w bębnach obrotowych, wytrawianie, barwienie i czernienie powierzchni), ale były one rzadko stosowane w przypadku konstrukcyjnej stali nierdzewnej i nie zostały tutaj opisane.

Warto zauważyć, że powierzchnia w montowanej konstrukcji powinna być wolna od zanieczyszczeń. Należy zwrócić szczególną uwagę na możliwość

zanieczyszczenia powstałego w wyniku prac przy sąsiadujących konstrukcjach ze stali węglowej, zwłaszcza przez pył ze szlifowania lub iskry z cięcia ściernicą. Stal nierdzewna powinna być chroniona przez usuwalną folię z tworzywa sztucznego lub oczyszczona po zakończeniu budowy, co powinno zostać określone w dokumentacji przetargowej.

ZAŁĄCZNIK A.
ZALEŻNOŚCI POMIĘDZY OZNACZENIAMI STALI NIERDZEWNYCH

W tablicy A.1 przedstawiono zależności pomiędzy oznaczeniami w PN-EN 10088 oraz oznaczeniami stosowanymi w USA.

Tablica A.1. Oznaczenia stali nierdzewnych – zależności pomiędzy normami europejskimi i amerykańskimi

Gatunek stali wg PN-EN 10088		Oznaczenia stosowane w USA	
numer	nazwa	typ ASTM	UNS
Austenityczne			
1.4301	X5CrNi18-10	304	S30400
1.4306	X2CrNi19-11	304L	S30403
1.4307	X2CrNi18-9	304L	S30403
1.4311	X2CrNin18-10	304LN	S30453
1.4318	X2CrNiN18-7	301LN	S30153
1.4401	X5CrNi Mo17-12-2	316	S31600
1.4404	X2CrNiMo17-12-2	316L	S31603
1.4406	X2CrNiMoN17-11-2	316LN	S31653
1.4429	X2CrNiMoN17-13-3	316LN	S31653
1.4432	X2CrNiMo17-12-3	316L	S31603
1.4435	X2CrNiMo18-14-3	316L	-
1.4439	X2CrNiMoN17-13-5	317LMN	S31726
1.4529	X1NiCrMoCuN25-20-7	-	N08926
1.4539	X1NiCrMoCu25-20-5	904 L	N08904
1.4541	X6CrNiTi18-10	321	S32100
1.4547	X1CrNiMoCuN20-18-7	-	S31254
1.4565	X2CrNiMnMoN25-18-6-5	-	S34565
1.4567 *	X3CrNiCu18–9-4		S30430
1.4571	X6CrNiMoTi17-12-2	316Ti	S31635
1.4578 *	X3CrNiCuMo17–11–3-2	-	-
Duplex			
1.4062 *	X2CrNiN22-2--		S32202
1.4162	X2CrMnNiN21-5-1		S32101
1.4362	X2CrNiN23-4	2304#	S32304
1.4410	X2CrNiMoN25-7-4	2507#	S32750
1.4462	X2CrNiMoN22-5-3	2205#	S32205
1.4482 *	X2CrMnNiMoN21–5-3		-
1.4501 *	X2CrNiMoCuWN25–7-4		S32760
1.4507 *	X2CrNiMoCuWN25–7-4		S32520
1.4662 *	X2CrNiMnMoCuN24–4-3–2		S82441

Tablica A.1 (cd.). Oznaczenia stali nierdzewnych – zależności pomiędzy normami europejskimi i amerykańskimi

Gatunek stali wg PN-EN 10088		Oznaczenia stosowane w USA	
numer	nazwa	typ ASTM	UNS
Ferrytyczne			
1.4003	X2CrNi12	-	S41003
1.4016	X6Cr17	430	S43000
1.4509	X2CrTiNb18	441+	S43940
1.4512	X2CrTi12	409	S40900
1.4521	X2CrMoTi18-2	444	S44400
1.4621 *	X2CrNbCu21	-	S44500

Wszystkie wymienione gatunki stali zawarto w PN-EN 1088-4/5, z wyjątkiem tych oznaczonych gwiazdką (*), które obecnie występują jedynie w PN-EN 1088-2/3.
Powszechnie stosowane nazwy handlowe.
+ 441 jest powszechnie stosowaną nazwą handlową dla tego gatunku, ale nie jest typem ASTM.

ZAŁĄCZNIK B.
WZROST WYTRZYMAŁOŚCI PRZEKROJÓW PODDANYCH WALCOWANIU NA ZIMNO

Zamieszczone wzory mogą być stosowane do wszystkich typów profili walcowanych na zimno.

Umocnienie przez zgniot, które ma miejsce podczas obróbki plastycznej elementów na zimno, może być wykorzystane w obliczeniach przekrojów i elementów przez zastąpienie f_{y} średnią wartością podwyższonej granicy plastyczności f_{ya}. Podczas obliczania wyboczenia słupów f_{ya} powinno być użyte jednocześnie z krzywymi wyboczeniowymi przedstawionymi w tabl. 6.1.

Dodatkowe korzyści ze wzmocnienia wytrzymałości wskutek obróbki plastycznej na zimno mogą być uwzględniane w projektowaniu przez wykorzystanie metody ciągłego wytężenia (ang. *Continuous Strength Method* – CSM) opisanej w Załączniku D.

a) Dla przekrojów ze stali nierdzewnych formowanych prasą krawędziową można przyjmować zwiększoną średnią granicę plastyczności f_{ya} w celu uwzględnienia umocnienia przez zgniot w przekrojach posiadających naroża pod kątem 90°:

$$f_{\mathrm{ya}} = \frac{f_{\mathrm{yc}}\, A_{\mathrm{c,pb}} + f_{\mathrm{y}}(A - A_{\mathrm{c,pb}})}{A} \tag{B.1}$$

b) Dla zamkniętych przekrojów prostokątnych ze stali nierdzewnej (RHS) można przyjąć zwiększoną średnią granicę plastyczności f_{ya} w celu uwzględnienia umocnienia przez zgniot w płaskich odcinkach przekroju oraz w obszarach wokół naroży:

$$f_{\mathrm{ya}} = \frac{f_{\mathrm{yc}}\, \mathrm{A}_{\mathrm{c,rolled}} + f_{\mathrm{yf}}(A - A_{\mathrm{c,rolled}})}{A} \tag{B.2}$$

c) Dla zamkniętych przekrojów okrągłych ze stali nierdzewnych (CHS) można przyjąć zwiększoną średnią granicę plastyczności f_{ya} w celu uwzględnienia umocnienia przez zgniot występującego w trakcie formowania przekroju:

$$f_{\mathrm{ya}} = f_{\mathrm{yCHS}} \tag{B.3}$$

gdzie: f_{y} – granica plastyczności materiału bazowego (tzn. płaskiego arkusza lub rulonu, z których powstaje przekrój zimnogięty), zgodnie z tabl. 2.2,

f_{yc} – przewidywana zwiększona granica plastyczności w strefach naroży,
f_{yf} – przewidywana zwiększona granica plastyczności w płaskich ściankach przekroju,
f_{yCHS} – przewidywana zwiększona granica plastyczności w przekroju zamkniętym okrągłym,
A – całkowite pole powierzchni przekroju,
$A_{\mathrm{c,pb}}$ – całkowite pole powierzchni naroży przekroju poprzecznego profili formowanych prasą krawędziową,
$A_{\mathrm{c,rolled}}$ – całkowite pole powierzchni naroży przekroju poprzecznego profili zamkniętych prostokątnych, z uwzględnieniem obszaru o długości $2t$ rozciągającego się wokół przekroju poprzecznego po obu stronach każdego naroża.

Wyznaczanie f_{yc}, f_{yf} oraz f_{yCHS}

$$f_{\mathrm{yc}} = 0{,}85K\left(\varepsilon_{\mathrm{c}} + \varepsilon_{\mathrm{p0,2}}\right)^{n_{\mathrm{p}}} \quad \text{oraz} \quad f_{\mathrm{y}} \le f_{\mathrm{yc}} \le f_{\mathrm{u}} \tag{B.4}$$

$$f_{\mathrm{yf}} = 0{,}85K\left(\varepsilon_{f} + \varepsilon_{\mathrm{p0,2}}\right)^{n_{\mathrm{p}}} \quad \text{oraz} \quad f_{\mathrm{y}} \le f_{\mathrm{yf}} \le f_{\mathrm{u}} \tag{B.5}$$

$$f_{\mathrm{yCHS}} = 0{,}85K\left(\varepsilon_{\mathrm{CHS}} + \varepsilon_{\mathrm{p0,2}}\right)^{n_{\mathrm{p}}} \quad \text{oraz} \quad f_{\mathrm{y}} \le f_{\mathrm{yCHS}} \le f_{\mathrm{u}} \tag{B.6}$$

gdzie: ε_{c} – odkształcenie uzyskane w okolicy naroża podczas formowania przekroju,
ε_{f} – odkształcenie uzyskane w płaskich ściankach podczas formowania przekroju zamkniętego prostokątnego (CHS),
$\varepsilon_{\mathrm{CHS}}$ – odkształcenie uzyskane w przekroju zamkniętym okrągłym (RHS) podczas jego formowania.

Wymienione odkształcenia są dane wzorami:

$$\varepsilon_{\mathrm{c}} = \frac{t}{2(2r_i+t)} \tag{B.7}$$

$$\varepsilon_{\mathrm{f}} = \left[\frac{t}{900}\right] + \left[\frac{\pi t}{2(b+h-2t)}\right] \tag{B.8}$$

$$\varepsilon_{\mathrm{CHS}} = \frac{t}{2(d-t)} \tag{B.9}$$

$$\varepsilon_{\mathrm{p0,2}} = 0{,}002 + \frac{f_{\mathrm{y}}}{E} \tag{B.10}$$

$$K = \frac{f_{\mathrm{y}}}{\varepsilon_{\mathrm{p0,2}}^{n_{\mathrm{p}}}} \tag{B.11}$$

$$n_{\mathrm{p}} = \frac{ln(f_{\mathrm{y}}/f_{\mathrm{u}})}{ln(\varepsilon_{\mathrm{p0,2}}/\varepsilon_{\mathrm{u}})} \tag{B.12}$$

gdzie: f_{u} – wytrzymałość na rozciąganie materiału bazowego (to znaczy płaskiego arkusza lub rulonu, z których powstaje przekrój zimnogięty), zgodnie z tabl. 2.2,

ε_{u} – odkształcenie odpowiadające wytrzymałości na rozciąganie, zgodnie z równaniami (C.6) oraz (C.7),

r_{i} – wewnętrzny promień w narożu (w przypadku braku dokładniejszych danych można przyjmować wartość $2t$).

Wyznaczanie całkowitego pola powierzchni naroża $A_{\mathrm{c,pb}}$ oraz $A_{\mathrm{c,rolled}}$

$$A_{\mathrm{c,pb}} = \left(n_c\, \pi \frac{t}{4}\right)(2r_i + t) \tag{B.13}$$

$$A_{\mathrm{c,rolled}} = \left(n_c\, \pi \frac{t}{4}\right)(2r_i + t) \; + \; 4n_c t^2 \tag{B.14}$$

gdzie n_c – liczba 90° naroży w danym przekroju.

ZAŁĄCZNIK C.
MODELOWANIE CHARAKTERYSTYKI MATERIAŁU

Krzywa naprężenie–odkształcenie ze wzmocnieniem może być wyznaczana za pomocą następujących wyrażeń:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0{,}002\left[\frac{\sigma}{f_\mathrm{y}}\right]^n \quad \text{dla} \quad \sigma \le f_\mathrm{y} \tag{C.1}$$

$$\varepsilon = 0{,}002 + \frac{f_\mathrm{y}}{E} + \frac{\sigma - f_\mathrm{y}}{E_\mathrm{y}} + \varepsilon_\mathrm{u}\left[\frac{\sigma - f_\mathrm{y}}{f_\mathrm{u} - f_\mathrm{y}}\right]^m \quad \text{dla} \quad f_\mathrm{y} < \sigma \le f_\mathrm{u} \tag{C.2}$$

gdzie: σ – naprężenie inżynierskie,
ε – odkształcenie inżynierskie,
E, f_y oraz f_u – podane w pkt 2.3.1 oraz w PN-EN 10088,
n – współczynnik, który można odczytać z tabl. 6.4 lub wyznaczać na podstawie pomiarów w następujący sposób:

$$n = \frac{ln(4)}{ln\left[\frac{f_\mathrm{y}}{R_\mathrm{p0,05}}\right]} \tag{C.3}$$

gdzie $R_\mathrm{p0,05}$ – umowna granica plastyczności przy odkształceniu 0,05%.

Obecnie PN-EN 1993-1-4 podaje mniej precyzyjne wyrażenie dla n, które opiera się na umownej granicy plastyczności przy odkształceniu 0,01% $R_\mathrm{p0,01}$ (C.4). W nowej wersji PN-EN 1993-1-4 prawdopodobnie zostanie ono zastąpione równaniem (C.3).

$$n = \frac{ln(20)}{ln\left[\frac{f_\mathrm{y}}{R_\mathrm{p0,01}}\right]} \tag{C.4}$$

E_y – moduł styczny krzywej naprężenie–odkształcenie odpowiadający granicy plastyczności, określony wzorem:

$$E_\mathrm{y} = \frac{E}{1 + 0{,}002n\left[\frac{E}{f_\mathrm{y}}\right]} \tag{C.5}$$

ε_u – odkształcenie graniczne odpowiadające wytrzymałości na rozciąganie f_u, które w przybliżeniu wynosi:

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u}$$ dla stali nierdzewnych austenitycznych oraz typu duplex (C.6)

$$\varepsilon_u = 0{,}6\left[1 - \frac{f_y}{f_u}\right]$$ dla ferrytycznych stali nierdzewnych (C.7)

lecz $\varepsilon_u \leq A$, gdzie A jest wydłużeniem przy zerwaniu według PN-EN 10088.

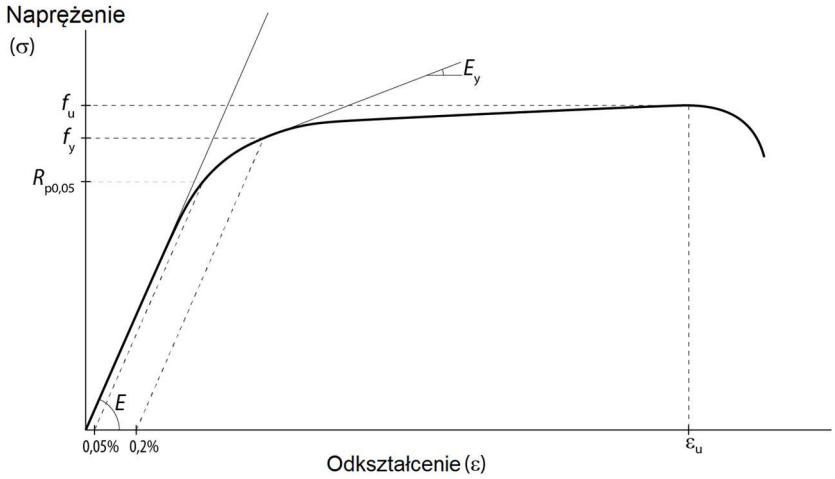
Obecnie PN-EN 1993-1-4 podaje tylko wzór (C.6), jednak ostatnie badania wskazują, że wyrażenie to jest nieprecyzyjne w przypadku ferrytycznych stali nierdzewnych. Oczekuje się, że najnowsza wersja normy zostanie uzupełniona o wzór (C.7).

$$m = 1 + 2{,}8\frac{f_y}{f_u}$$ dla wszystkich gatunków (C.8)

Obecnie PN-EN 1993-1-4 podaje mniej precyzyjne wyrażenie dla m (C.9). Oczekuje się, że zostanie ono zastąpione równaniem (C.8) w nowej wersji normy.

$$m = 1 + 3{,}5\frac{f_y}{f_u} \quad \text{(C.9)}$$

Rysunek C.1 określa podstawowe parametry w modelu materiałowym.



Rysunek C.1. Podstawowe parametry modelu materiałowego

Jeżeli dostępne są pomierzone wartości f_y, wówczas f_u można obliczyć, korzystając z następujących wyrażeń:

$$\frac{f_y}{f_u} = 0{,}2 + 185\frac{f_y}{E}$$ dla stali nierdzewnych austenitycznych oraz typu duplex (C.10)

$$\frac{f_y}{f_u} = 0{,}46 + 145\frac{f_y}{E}$$ dla ferrytycznych stali nierdzewnych (C.11)

Ogólnie rzecz biorąc, podczas projektowania za pomocą analizy metodą elementów skończonych (MES) należy przyjmować nominalne wartości parametrów materiałowych (Przypadek 1. w tabl. C.1). Gdy dysponuje się danymi materiałowymi uzyskanymi z badań, można się odwołać do Przypadków 2-4 z tabl. C.1, w zależności od tego, które parametry zostały pomierzone.

Tablica C.1. Różne przypadki definiowania krzywych naprężenie–odkształcenie

Typ analizy MES	E	f_y	f_u	ε_u	n	m
Przypadek 1. Projektowanie przy użyciu wartości nominalnych	Punkt 2.3.1	Punkt 2.3.1	Punkt 2.3.1	Równanie (C.6) lub (C.7)	Tablica 6.4	Równanie (C.8)
Przypadek 2. Projektowanie z użyciem zmierzonej wartości f_y	Punkt 2.3.1	Zmierzone	Równanie (C.10) lub (C.11)	Równanie (C.6) lub (C.7)	Tablica 6.4	Równanie (C.8)
Przypadek 3. Projektowanie z użyciem zmierzonych wartości E, f_y oraz f_u	Zmierzone	Zmierzone	Zmierzone	Równanie (C.6) lub (C.7)	Tablica 6.4	Równanie (C.8)
Przypadek 4. Projektowanie z użyciem w pełni zmierzonej krzywej naprężenie–odkształcenie, (walidacja modelu MES)	Zmierzone	Zmierzone	Zmierzone	Zmierzone	Zmierzone lub dopasowane przy użyciu regresji albo równania (C.3)	Zmierzone lub dopasowane przy użyciu regresji

W celu uzyskania rzeczywistej krzywej naprężenie–odkształcenie można wykorzystać następujące wyrażenia:

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (C.12)$$

$$\varepsilon_{true} = ln(1 + \varepsilon) \quad (C.13)$$

Niektóre programy MES wymagają definiowania materiału opartego na części plastycznej modelu. W takich przypadkach należy określić naprężenia i odkształcenia zaczynające się od granicy proporcjonalności. Odkształcenia plastyczne odpowiadające danemu poziomowi naprężeń mogą być wyznaczane z równania (C.14), natomiast granicę proporcjonalności można przyjmować jako naprężenia odpowiadające odkształceniom plastycznym równym $\varepsilon_{\mathrm{pl}} = 1 \times 10^{-4}$.

$$\varepsilon_{\mathrm{pl}} = \varepsilon - \frac{f_{\mathrm{y}}}{E} \tag{C.14}$$

ZAŁĄCZNIK D.
METODA CSM (CONTINUOUS STRENGTH METHOD)

D.1. Postanowienia ogólne

Metoda CSM (ang. *Continuous Strength Method*) jest podejściem projektowym opierającym się na deformacjach z wykorzystaniem korzyści wynikających ze wzmocnienia materiału przy wyznaczaniu nośności przekroju. Sprężysty model z liniowym wzmocnieniem materiału CSM opisano w pkt D.2, natomiast podstawowe krzywe CSM do wyznaczania zdolności przekroju do deformacji pod wpływem przyłożonego obciążenia podano w pkt D.3. W punktach D.4, D.5 oraz D.6 podano przydatne w projektowaniu wzory do określania nośności przekrojów.

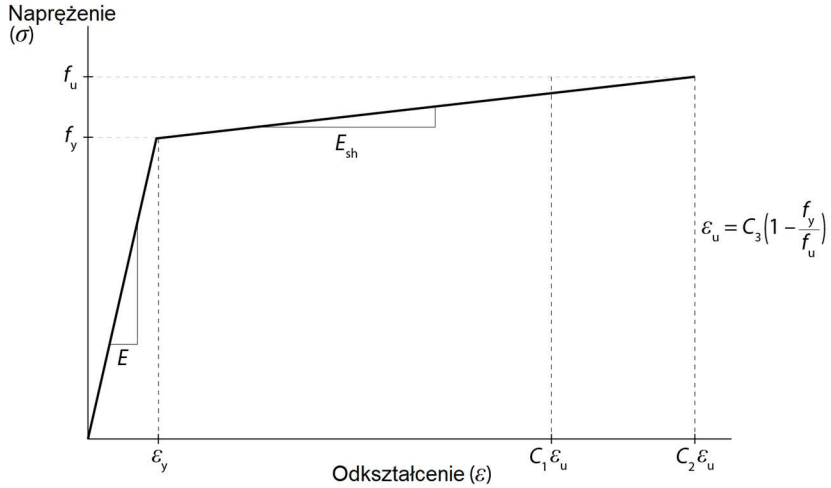
Niniejszy załącznik stosuje się do określania nośności przekrojów zawierających płaskie ścianki (tj. bisymetryczne dwuteowniki, przekroje zamknięte prostokątne RHS, monosymetryczne ceowniki oraz teowniki, asymetryczne kątowniki) oraz przekroje zamknięte okrągłe CHS, poddane zarówno prostym, jak i złożonym stanom obciążenia. W przypadku przekrojów symetrycznych metoda CSM wykazuje znaczące korzyści, w porównaniu z zasadami projektowania przekrojów podanymi w rozdz. 5., odnoszącymi się do przekrojów o niewielkiej smukłości. Korzyści są niewielkie w przypadku przekrojów płaskich o smukłości względnej powyżej 0,68 lub okrągłych o smukłości względnej powyżej 0,30. Przy przekrojach asymetrycznych metoda CSM wykazuje znaczące korzyści w całym zakresie smukłości przekrojów.

W przypadku przekrojów walcowanych lub giętych na zimno można w obliczeniach zastąpić granicę plastyczności f_{y} zwiększoną średnią granicą plastyczności f_{ya} z Załącznika B.

Niniejszy załącznik stosuje się jedynie do obliczeń statycznych w temperaturze pokojowej. W obliczeniach należy również uwzględniać stan graniczny użytkowalności, który w niektórych przypadkach może być warunkiem decydującym.

D.2. Modelowanie materiału

Sprężysty model z liniowym wzmocnieniem materiału CSM opisany za pomocą trzech współczynników materiałowych (C_1, C_2 oraz C_3) przedstawiono na rys. D.1, natomiast wartości współczynników podano w tabl. D.1.



Rysunek D.1. Sprężysty model z liniowym wzmocnieniem materiału CSM

Poszczególne symbole na rys. D.1 mają następujące znaczenie:

f_y – granica plastyczności,

ε_y – odkształcenie odpowiadające granicy plastyczności; $\varepsilon_y = f_y/E$,

E – moduł sprężystości,

E_{sh} – moduł sprężystości przy wzmocnieniu,

f_u – wytrzymałość na rozciąganie,

ε_u – odkształcenie odpowiadające wytrzymałości na rozciąganie f_u, określane jako $C_3\left(1 - f_y/f_u\right)$.

Tablica D.1. Współczynniki do modelu materiałowego CSM

Stal nierdzewna	C_1	C_2	C_3
Austenityczna	0,10	0,16	1,00
Duplex	0,10	0,16	1,00
Ferrytyczna	0,40	0,45	0,60

Moduł sprężystości przy wzmocnieniu wyznacza się następująco:

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2\varepsilon_u - \varepsilon_y} \tag{D.1}$$

D.3. Zdolność przekrojów do deformacji

D.3.1. Podstawowa krzywa

Podstawową zależnością metody CSM wykorzystywaną do wyznaczenia nośności przekroju jest zależność pomiędzy znormalizowaną zdolnością przekrojów do deformacji $\varepsilon_{\mathrm{csm}}/\varepsilon_{\mathrm{y}}$ a smukłością przekroju. Podstawowa krzywa jest opisana równaniami (D.2) oraz (D.3) i odnosi się odpowiednio do przekrojów o płaskich ściankach i przekrojów zamkniętych okrągłych (CHS).

$$\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} = \begin{cases} \dfrac{0{,}25}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}^{\,3{,}6}} \leq \min\left(15, \dfrac{C_1 \varepsilon_{\mathrm{u}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}}\right) & \text{dla} \quad \bar{\lambda}_{\mathrm{p}} \leq 0{,}68 \\ \left(1 - \dfrac{0{,}222}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}^{\,1{,}050}}\right) \dfrac{1}{\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}^{\,1{,}050}} & \text{dla} \quad \bar{\lambda}_{\mathrm{p}} > 0{,}68 \end{cases} \tag{D.2}$$

$$\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} = \begin{cases} \dfrac{4{,}44 \times 10^{-3}}{\bar{\lambda}_{\mathrm{c}}^{\,4{,}5}} \leq \min\left(15, \dfrac{C_1\ \varepsilon_{\mathrm{u}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}}\right) & \text{dla} \quad \bar{\lambda}_{\mathrm{c}} \leq 0{,}30 \\ \left(1 - \dfrac{0{,}224}{\bar{\lambda}_{\mathrm{c}}^{\,0{,}342}}\right) \dfrac{1}{\bar{\lambda}_{\mathrm{c}}^{\,0{,}342}} & \text{dla} \quad \bar{\lambda}_{\mathrm{c}} > 0{,}30 \end{cases} \tag{D.3}$$

gdzie: $\bar{\lambda}_{\mathrm{p}}$ – smukłość względna przekroju o płaskich ściankach,
$\bar{\lambda}_{\mathrm{c}}$ – smukłość względna przekroju zamkniętego okrągłego.

D.3.2. Smukłość względna przekroju

Smukłość względna przekroju jest określona jako:

$\bar{\lambda}_{\mathrm{p}} = \sqrt{f_{\mathrm{y}}/f_{\mathrm{cr,p}}}$ dla przekroju o płaskich ściankach,

$\bar{\lambda}_{\mathrm{c}} = \sqrt{f_{\mathrm{y}}/f_{\mathrm{cr,c}}}$ dla przekroju zamkniętego okrągłego.

W przypadku przekrojów o płaskich ściankach sprężyste naprężenia krytyczne całego przekroju poprzecznego pod działającym obciążeniem mogą być wyznaczane numerycznie (np. przy użyciu oprogramowania korzystającego z metody pasm skończonych CUFSM, dostępnego na stronie www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm) lub metodą konserwatywną jako sprężyste naprężenia krytyczne najbardziej smukłego elementu przekroju poprzecznego:

$$f_{\mathrm{cr,p}} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1-\upsilon^2)\bar{b}^2} \tag{D.4}$$

gdzie: $\bar{b}$ – długość ścianki płaskiej,
t – grubość ścianki,

υ – współczynnik Poissona,
k_σ – parametr niestateczności miejscowej uzależniony od stosunku naprężeń ψ oraz warunków podparcia zgodnie z tabl. 5.3 oraz 5.4 dla elementów przęsłowych i wspornikowych.

W przypadku przekrojów zamkniętych okrągłych sprężyste naprężenie krytyczne całego przekroju dla ściskania, zginania lub kombinacji obu tych przypadków może być obliczane ze wzoru:

$$f_{\mathrm{cr,c}} = \frac{E}{\sqrt{3(1-\upsilon^2)}}\frac{2t}{D} \tag{D.5}$$

gdzie: D – średnica przekroju poprzecznego,
t – grubość przekroju poprzecznego.

D.4. Nośność przekroju na ściskanie

W przypadku przekrojów o płaskich ściankach, gdy $\bar{\lambda}_{\mathrm{p}} \leq 0{,}68$ oraz przekrojów zamkniętych okrągłych o $\bar{\lambda}_{\mathrm{c}} \leq 0{,}30$, odpowiadających $\varepsilon_{\mathrm{csm}}/\varepsilon_{\mathrm{y}} \geq 1{,}0$, nośność przekroju na ściskanie jest wyrażona jako:

$$N_{\mathrm{c,Rd}} = N_{\mathrm{csm,Rd}} = \frac{Af_{\mathrm{csm}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}} \tag{D.6}$$

gdzie: A – pole przekroju poprzecznego,
f_{csm} – obliczeniowe naprężenie odpowiadające $\varepsilon_{\mathrm{csm}}$, dane wzorem:

$$f_{\mathrm{csm}} = f_{\mathrm{y}} + E_{\mathrm{sh}}\varepsilon_{\mathrm{y}}(\varepsilon_{\mathrm{csm}}/\varepsilon_{\mathrm{y}} - 1) \tag{D.7}$$

W przypadku przekrojów o płaskich ściankach, gdy $\bar{\lambda}_{\mathrm{p}} > 0{,}68$ oraz przekrojów zamkniętych okrągłych o $\bar{\lambda}_{\mathrm{c}} > 0{,}30$, odpowiadających $\varepsilon_{\mathrm{csm}}/\varepsilon_{\mathrm{y}} < 1{,}0$, nośność przekroju na ściskanie jest wyrażona jako:

$$N_{\mathrm{c,Rd}} = N_{\mathrm{csm,Rd}} = \frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}}\frac{Af_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}} \tag{D.8}$$

D.5. Nośność przekroju na zginanie

D.5.1. Zginanie względem osi symetrii

W przypadku przekrojów bisymetrycznych (np. dwuteowników, przekrojów zamkniętych prostokątnych RHS i okrągłych CHS) oraz monosymetrycznych (ceowników i teowników) poddanych zginaniu względem osi symetrii, maksymalne możliwe odkształcenie $\varepsilon_{\mathrm{csm}}$ wyznacza się ze wzorów (D.2) lub (D.3).

W przypadku przekrojów o $\varepsilon_{\mathrm{csm}}/\varepsilon_{\mathrm{y}} \geq 1{,}0$ nośność przekroju na zginanie można wyznaczyć następująco:

$$M_{\mathrm{c,Rd}} = M_{\mathrm{csm,Rd}} = \frac{W_{\mathrm{pl}} f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}} \left[1 + \frac{E_{\mathrm{sh}}}{E} \frac{W_{\mathrm{el}}}{W_{\mathrm{pl}}} \left(\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} - 1 \right) - \left(1 - \frac{W_{\mathrm{el}}}{W_{\mathrm{pl}}} \right) \Big/ \left(\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} \right)^{\alpha} \right] \quad \text{(D.9)}$$

gdzie: W_{el} – sprężysty wskaźnik wytrzymałości przekroju,
W_{pl} – plastyczny wskaźnik wytrzymałości przekroju,
α – współczynnik zginania w metodzie CSM zgodnie z tabl. D.2.

W przypadku przekrojów o $\varepsilon_{\mathrm{csm}}/\varepsilon_{\mathrm{y}} < 1{,}0$ nośność przekroju na zginanie można wyznaczyć następująco:

$$M_{\mathrm{c,Rd}} = M_{\mathrm{csm,Rd}} = \frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} \frac{W_{\mathrm{el}} f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}} \quad \text{(D.10)}$$

D.5.2. Zginanie względem osi niebędącej osią symetrii

W przypadku przekrojów niesymetrycznych (kątowników) lub monosymetrycznych (ceowników) zginanych względem osi niebędącej osią symetrii, maksymalne możliwe odkształcenie ściskające $\varepsilon_{\mathrm{csm,c}}$ wyznacza się z równania (D.2), przyjmując $\varepsilon_{\mathrm{csm,c}} = \varepsilon_{\mathrm{csm}}$, natomiast odpowiadające mu odkształcenie rozciągające w skrajnych włóknach $\varepsilon_{\mathrm{csm,t}}$ oblicza się na podstawie założenia o liniowo zmiennym rozkładzie odkształceń. Zakłada się ponadto, że położenie obliczeniowej osi obojętnej pokrywa się z położeniem sprężystej osi obojętnej. Maksymalne obliczeniowe odkształcenie $\varepsilon_{\mathrm{csm,max}}$ przyjmuje się jako wartość większą z $\varepsilon_{\mathrm{csm,c}}$ oraz $\varepsilon_{\mathrm{csm,t}}$.

Jeżeli $\varepsilon_{\mathrm{csm,max}}$ jest mniejsze niż odkształcenie ε_{y} odpowiadające granicy plastyczności, wówczas założenie położenia obliczeniowej osi obojętnej jest prawidłowe i obliczeniową nośność na zginanie oblicza się z równania (D.10), podstawiając $\varepsilon_{\mathrm{csm}} = \varepsilon_{\mathrm{csm,max}}$.

Jeżeli $\varepsilon_{\mathrm{csm,max}}$ jest większe niż odkształcenie ε_{y} odpowiadające granicy plastyczności, wówczas położenie obliczeniowej osi obojętnej musi zostać skorygowane i ustalone z warunku równowagi przekroju lub w przybliżeniu w połowie odległości pomiędzy sprężystą i plastyczną osią obojętną. Zaleca się wówczas ponowne przeliczenie $\varepsilon_{\mathrm{csm,t}}$ oraz $\varepsilon_{\mathrm{csm,max}}$, a odpowiadającą im nośność na zginanie wyznacza się z równania (D.9), gdzie $\varepsilon_{\mathrm{csm}} = \varepsilon_{\mathrm{csm,max}}$. Wartości współczynnika zginania α dobiera się z tabl. D.2.

Tablica D.2. Współczynnik zginania α w metodzie CSM

Rodzaj przekroju	Oś zginania	Stosunek wymiarów	α
Zamknięte prostokątne	dowolna	dowolny	2,0
Zamknięte okrągłe	dowolna	–	2,0
Dwuteowniki	y-y	dowolny	2,0
	z-z	dowolny	1,2
Ceowniki	y-y	dowolny	2,0
	z-z	$h/b \leq 2$	1,5
		$h/b > 2$	1,0
Teowniki	y-y	$h/b < 1$	1,0
		$h/b \geq 1$	1,5
	z-z	dowolny	1,2
Kątowniki	y-y	dowolny	1,5
	z-z	dowolny	1,0

D.6. Nośność przekroju poddanego ściskaniu i zginaniu

D.6.1. Przekroje zamknięte prostokątne poddane ściskaniu i zginaniu

W przypadku przekrojów zamkniętych prostokątnych o $\bar{\lambda}_{\mathrm{p}} \leq 0{,}60$ obliczeniowa formuła interakcyjna dla przekrojów poddanych zginaniu względem osi mocniejszej, słabszej lub zginaniu dwukierunkowemu oraz ściskaniu jest dana równaniami (D.11)-(D.13):

$$M_{\mathrm{y,Ed}} \leq M_{\mathrm{R,csm,y,Rd}} = M_{\mathrm{csm,y,Rd}} \frac{(1-n_{\mathrm{csm}})}{(1-0{,}5a_{\mathrm{w}})} \leq M_{\mathrm{csm,y,Rd}} \tag{D.11}$$

$$M_{\mathrm{z,Ed}} \leq M_{\mathrm{R,csm,z,Rd}} = M_{\mathrm{csm,z,Rd}} \frac{(1-n_{\mathrm{csm}})}{(1-0{,}5a_{\mathrm{f}})} \leq M_{\mathrm{csm,z,Rd}} \tag{D.12}$$

$$\left[\frac{M_{\mathrm{y,Ed}}}{M_{\mathrm{R,csm,y,Rd}}}\right]^{\alpha\ \mathrm{csm}} + \left[\frac{M_{\mathrm{z,Ed}}}{M_{\mathrm{R,csm,z,Rd}}}\right]^{\beta_{\mathrm{csm}}} \leq 1 \tag{D.13}$$

gdzie: $M_{\mathrm{y,Ed}}$ – obliczeniowy moment zginający względem osi mocniejszej (y-y),

$M_{\mathrm{z,Ed}}$ – obliczeniowy moment zginający względem osi słabszej (z-z),

$M_{\mathrm{R,csm,y,Rd}}$ – zredukowana nośność na zginanie według CSM względem osi mocniejszej (y-y),

$M_{\mathrm{R,csm,z,Rd}}$ – zredukowana nośność na zginanie według CSM względem osi słabszej (z-z),

a_{w} – stosunek pola powierzchni środnika do pola powierzchni całego przekroju,

a_{f} – stosunek pola powierzchni pasów do pola powierzchni całego przekroju,

n_{csm} – stosunek obliczeniowej siły ściskającej N_{Ed} do nośności przekroju na ściskanie według CSM $N_{\mathrm{csm,Rd}}$,

α_{csm} oraz β_{csm} – współczynniki interakcji dla dwukierunkowego zginania, wynoszące $1{,}66/(1-1{,}13{n_{\mathrm{csm}}}^2)$.

W przypadku przekrojów zamkniętych prostokątnych o $\bar{\lambda}_{\mathrm{p}} > 0{,}60$ liniowa obliczeniowa formuła interakcyjna jest dana wzorem:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{csm,Rd}}} + \frac{M_{\mathrm{y,Ed}}}{M_{\mathrm{csm,y,Rd}}} + \frac{M_{z,\mathrm{Ed}}}{M_{\mathrm{csm,z,Rd}}} \leq 1 \tag{D.14}$$

D.6.2. Przekroje zamknięte okrągłe poddane ściskaniu i zginaniu

W przypadku przekrojów zamkniętych okrągłych o $\bar{\lambda}_{\mathrm{c}} \leq 0{,}27$ obliczeniowa formuła interakcyjna dla przekrojów poddanych zginaniu i ściskaniu jest dana wzorem:

$$M_{\mathrm{Ed}} \leq M_{\mathrm{R,csm,Rd}} = M_{\mathrm{csm,Rd}}(1-{n_{\mathrm{csm}}}^{1,7}) \tag{D.15}$$

W przypadku przekrojów zamkniętych okrągłych o $\bar{\lambda}_{\mathrm{c}} > 0{,}27$ liniowa obliczeniowa formuła interakcyjna jest dana wzorem:

$$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{csm,Rd}}} + \frac{M_{\mathrm{Ed}}}{M_{\mathrm{csm,Rd}}} \leq 1 \tag{D.16}$$

ZAŁĄCZNIK E.
SPRĘŻYSTY MOMENT KRYTYCZNY PRZY ZWICHRZENIU

E.1. Wprowadzenie

W przypadku przekrojów symetrycznych względem płaszczyzny zginania sprężysty moment krytyczny M_{cr} można obliczać metodami podanymi w pkt E.2. W pozostałych przypadkach M_{cr} może być wyznaczany za pomocą analizy stateczności belki, pod warunkiem uwzględnienia w obliczeniach wszystkich parametrów wpływających na wartość M_{cr}:

- geometrii przekroju poprzecznego,
- sztywności deplanacyjnej,
- miejsca przyłożenia obciążenia w stosunku do środka ścinania przekroju,
- warunków podparcia.

Oprogramowanie służące do obliczania momentu krytycznego M_{cr} można bezpłatnie pozyskać z następujących stron internetowych: www.cticm.com oraz www.steelconstruction.info/Design_software_and_tools.

E.2. Przekroje symetryczne względem płaszczyzny zginania

Metodę tę można stosować jedynie do prostych elementów o stałym przekroju, który jest symetryczny względem płaszczyzny zginania. Warunki podparcia na końcach powinny uniemożliwiać co najmniej:

- przemieszczenie boczne,
- obrót wzdłuż osi podłużnej elementu.

Wartość M_{cr} można wyznaczać, stosując następujący wzór zaczerpnięty z teorii sprężystości:

$$M_{\mathrm{cr}} = C_1 \frac{\pi^2 E I_{\mathrm{z}}}{(kL)^2} \left\{ \sqrt{\left(\frac{k}{\mathrm{k_w}}\right)^2 \frac{I_{\mathrm{w}}}{I_{\mathrm{z}}} + \frac{(kL)^2 G I_{\mathrm{t}}}{\pi^2 E I_{\mathrm{z}}} + (C_2 z_{\mathrm{g}})^2} - C_2 z_{\mathrm{g}} \right\} \tag{E.1}$$

gdzie: I_{t} – moment bezwładności przy skręcaniu swobodnym,
I_{w} – wycinkowy moment bezwładności,
I_{z} – moment bezwładności względem osi najmniejszej bezwładności,
k oraz k_{w} – współczynniki długości wyboczeniowej,
L – rozpiętość obliczeniowa belki bądź rozstaw stężeń bocznych belki,

z_g – odległość pomiędzy punktem przyłożenia obciążenia a środkiem ścinania przekroju,

UWAGA: W przypadku przekrojów bisymetrycznych środek ścinania pokrywa się ze środkiem ciężkości.

C_1 – współczynnik równoważnego stałego momentu zginającego zależny od kształtu wykresu momentu zginającego,

C_2 – współczynnik związany z miejscem przyłożenia obciążenia, zależny od kształtu wykresu momentu zginającego.

Współczynnik k uwzględnia możliwość obrotu w płaszczyźnie prostopadłej do płaszczyzny zginania, analogicznie do przypadku elementów ściskanych. Wartość współczynnika k należy przyjmować nie mniejszą niż 1,0, chyba że uzasadni się możliwość przyjęcia wartości mniejszej.

Współczynnik k_w uwzględnia możliwość deplanacji przekrojów końcowych. Zaleca się przyjmowanie wartości 1,0, chyba że uzasadni się możliwość przyjęcia wartości mniejszej.

W typowych przypadkach standardowego sposobu podparcia (podparcie widełkowe) k oraz k_w przyjmują wartość 1,0.

W ogólnym przypadku z_g przyjmuje wartość dodatnią dla obciążeń mających zwrot w kierunku do środka ścinania od miejsca ich przyłożenia do elementu.

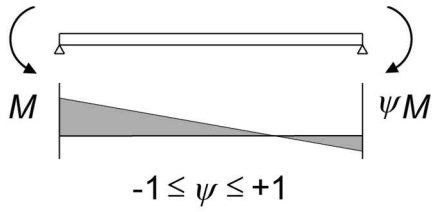
E.3. Współczynniki C_1 oraz C_2

Rozkład momentu zginającego wzdłuż belki ma wpływ na wartość sprężystego momentu krytycznego. Wpływ kształtu wykresu momentu zginającego na M_{cr} można uwzględnić przez zastosowanie współczynnika równoważnego stałego momentu zginającego C_1. Stała wartość momentu zginającego na długości belki jest najbardziej niekorzystnym przypadkiem, dla którego $C_1 = 1{,}0$. Wartość współczynnika $C_1 = 1{,}0$ można konserwatywnie przyjmować również dla innych rozkładów momentu zginającego, jednak takie podejście może prowadzić do znacznego niedoszacowania nośności elementu.

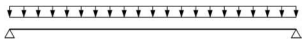
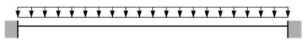
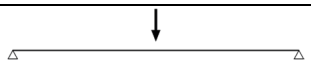
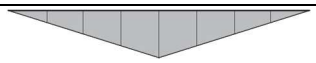
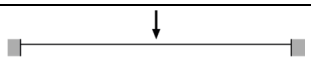
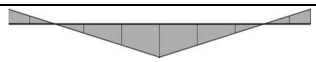
Współczynnik C_2 staje się istotny wówczas, gdy belka jest poddana destabilizującym siłom poprzecznym. Ma to miejsce wtedy, gdy obciążenie jest przyłożone powyżej środka ścinania przekroju i skutkuje zmniejszeniem wartości M_{cr}. Jeżeli obciążenie jest przyłożone poniżej środka ścinania, wówczas działa ono stabilizująco na belkę i skutkuje zwiększeniem wartości M_{cr}.

W tablicach E.1 oraz E.2 podano wartości współczynników C_1 i C_2 dla wybranych przypadków obciążeniowych.

Tablica E.1. Wartości C_1 dla obciążenia momentem zginającym na końcach belki (przy k = 1,0)

Rozkład momentu na końcach belki	ψ	C_1
	+1,00	1,00
	+0,75	1,17
	+0,50	1,36
	+0,25	1,56
	0,00	1,77
	–0,25	2,00
	–0,5	2,24
	–0,75	2,49
	–1,00	2,76

Tablica E.2. Wartości C_1 oraz C_2 w przypadku obciążenia poprzecznego belki (przy k = 1,0)

Sposób podparcia i obciążenia belki	Rozkład momentu zginającego	C_1	C_2
		1,13	0,454
		2,60	1,55
		1,35	0,630
		1,69	1,65

CZĘŚĆ II – PRZYKŁADY OBLICZENIOWE

WPROWADZENIE DO PRZYKŁADÓW OBLICZENIOWYCH

Niniejsza część *Podręcznika projektowania* zawiera piętnaście przykładów obliczeniowych przedstawiających zastosowanie zasad projektowych:

Przykład obliczeniowy 1.
Słup o przekroju kołowym

Przykład obliczeniowy 2.
Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie

Przykład obliczeniowy 3.
Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej

Przykład obliczeniowy 4.
Wytrzymałość zmęczeniowa spawanego węzła kształtownika rurowego

Przykład obliczeniowy 5.
Połączenie spawane

Przykład obliczeniowy 6.
Połączenie śrubowe

Przykład obliczeniowy 7.
Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego

Przykład obliczeniowy 8.
Nośność na obciążenia skupione

Przykład obliczeniowy 9.
Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem

Przykład obliczeniowy 10.
Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia

Przykład obliczeniowy 11.
Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno

Przykład obliczeniowy 12.
Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu

Przykład obliczeniowy 13.
Dźwigar kratowy z rur

Przykład obliczeniowy 14.
Określenie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności przekroju formowanego na zimno

Przykład obliczeniowy 15.
Projektowanie przekroju z wykorzystaniem metody CSM

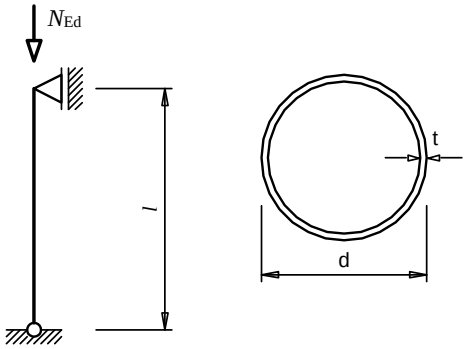
Przekrycie w przykładzie 3. jest wykonane z ferrytycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4003. Blachownice w przykładach 7. oraz 8. są wykonane ze stali nierdzewnej typu duplex gatunku 1.4462. Elementy w pozostałych przykładach są wykonane z austenitycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4301 lub 1.4401.

Odnośniki w prawej kolumnie nawiązują do fragmentów tekstu, wyrażeń i wzorów zawartych w niniejszej publikacji, chyba że zaznaczono inaczej.

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)					Arkusz 1 z 2
	Przykład obliczeniowy 1. Słup o przekroju kołowym				
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	HS	Data	07/02
		Sprawdził	JBL	Data	03/06
		Sprawdził	FW	Data	05/17

Przykład 1. Słup o przekroju kołowym

Zaprojektować słup wewnętrzny o przekroju zamkniętym okrągłym (CHS) w budynku wielokondygnacyjnym. Słup jest podparty przegubowo na obu końcach. Wysokość kondygnacji wynosi 3,5 m.



Schemat statyczny

Słup dwustronnie przegubowo podparty o wysokości
L = 3,50 m

Obciążenie

Sumaryczne obciążenie stałe i zmienne o wartości:
N_{Ed} = 250 kN

Przekrój poprzeczny

Przyjęto kształtownik zamknięty okrągły (CHS) profilowany na zimno, o wymiarach 159x4 mm, wykonany ze stali nierdzewnej klasy 1.4307.

Właściwości geometryczne

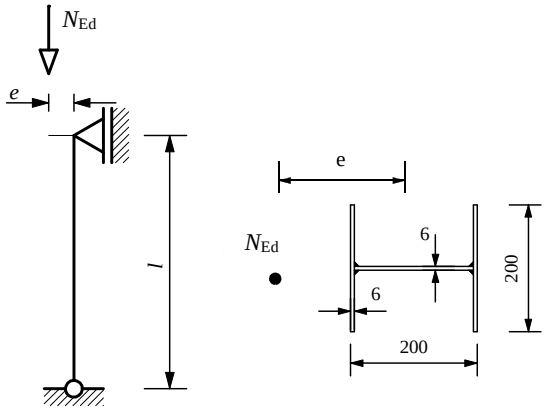
d = 159 mm
t = 4,0 mm
A = 19,5 cm^2
I = 585,3 cm^4
W_{el} = 73,6 cm^3
W_{pl} = 96,1 cm^3

Przykład obliczeniowy 1. Słup o przekroju kołowym	Arkusz 2 z 2
Właściwości materiału	
Przyjęto f_y = 220 N/mm^2 (elementy gięte na zimno). E = 200000 N/mm^2 i G = 76900 N/mm^2	tabl. 2.2 pkt 2.3.1
Klasyfikacja przekroju	
ε = 1,01 Smukłość przekroju ściskanego: $d/t = 159/4 = 39{,}8$ Dla klasy: 1.: $d/t \leq 50\varepsilon^2$, warunek jest spełniony, dlatego przekrój jest klasy 1.	tabl. 5.2
Nośność przekroju ściskanego osiowo	pkt 5.7.3
Dla przekrojów klasy 1.: $N_{\mathrm{c,Rd}} = A_{\mathrm{g}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}}$	wzór (5.27)
$N_{\mathrm{c,Rd}} = \dfrac{19{,}5 \times 220 \times 10^{-1}}{1{,}1} = 390\ \mathrm{kN}$	
Nośność na wyboczenie	pkt 6.3.3
$N_{\mathrm{b,Rd}} = \chi A f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}$	wzór (6.2)
$\chi = \dfrac{1}{\phi + \left[\phi^2 - \bar{\lambda}^2\right]^{0{,}5}} \leq 1$	wzór (6.4)
$\varphi = 0{,}5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2)$	wzór (6.5)
Obliczenie sprężystej siły krytycznej ze względu na wyboczenie: $N_{\mathrm{cr}} = \dfrac{\pi^2 EI}{{L_{\mathrm{cr}}}^2} = \dfrac{\pi^2 \times 200000 \times 585{,}3 \times 10^4}{(3{,}50 \times 10^3)^2} \times 10^{-3} = 943{,}1\ \mathrm{kN}$	
Obliczenie smukłości względnej: $\bar{\lambda} = \sqrt{\dfrac{19{,}5 \times 10^2 \times 220}{943{,}1 \times 10^3}} = 0{,}67$	wzór (6.6)
Przyjęto parametr imperfekcji α = 0,49 i $\bar{\lambda}_0$ = 0,2 dla zimnogiętych elementów CHS ze stali nierdzewnej: $\phi = 0{,}5 \times (1 + 0{,}49 \times (0{,}67 - 0{,}2) + 0{,}67^2) = 0{,}84$	tabl. 6.1
$\chi = \dfrac{1}{0{,}84 + [0{,}84^2 - 0{,}67^2]^{0{,}5}} = 0{,}74$	
$N_{\mathrm{b,Rd}} = 0{,}74 \times 19{,}5 \times 220 \times \dfrac{10^{-1}}{1{,}1} = 288{,}6\ \mathrm{kN}$	
Przyłożone obciążenie wynosi: N_{Ed} = 250 kN. Warunek nośności na wyboczenie dla analizowanego elementu jest spełniony.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)					Arkusz 1 z 4
	Przykład obliczeniowy 2. Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie				
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	SA	Data	05/17
		Sprawdził	FW	Data	05/17
		Sprawdził	LG	Data	05/17

Przykład obliczeniowy 2. Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie

Zaprojektować słup ściskany mimośrodowo o przekroju dwuteowym, spawany z blach, obustronnie podparty przegubowo. Słup jest podparty bocznie – zabezpieczony przed wyboczeniem z płaszczyzny. Wysokość słupa wynosi 3,50 m. Element, zgodnie z zamieszczonym rysunkiem, jest obciążony siłą osiową z mimośrodem względem osi większej bezwładności.



Konstrukcja

Słup obustronnie podparty przegubowo, odległość między podporami:
l = 3,50 m
Mimośród obciążenia:
e = 200 mm

Obciążenia

Oddziaływania stałe i zmienne wywołują w słupie siłę ściskającą o wartości obliczeniowej równej:
N_{Ed} = 120 kN

Statyka konstrukcji

Maksymalny moment zginający występuje na poziomie górnej podpory:
$M_{y,max\,Ed}$ = 120 × 0,20 = 24 kNm

Przykład obliczeniowy 2. Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie	Arkusz 2 z 4
Charakterystyki przekroju poprzecznego Bisymetryczna, spawana, dwuteowa blachownica o wymiarach b x h = 200 × 200 mm, grubość blachy t = 6,0 mm, stal austenityczna gatunku 1.4401.	
Charakterystyki geometryczne b = 200 mm t_f = 6,0 mm $W_{el,y}$ = 259,1 cm^3 h_w = 188 mm t_w = 6,0 mm $W_{pl,y}$ = 285,8 cm^3 a = 3,0 mm (grubość spoiny) I_y = 2591,1 cm^4 A_g = 35,3 cm^2 i_y = 8,6 cm	
Właściwości materiałowe f_y = 220 N/mm^2 (blacha walcowana na gorąco) E = 200000 N/mm^2 i G = 76900 N/mm^2	tabl. 2.2 pkt 2.3
Klasyfikacja przekroju poprzecznego	tabl. 5.2
ε = 1,01 Środnik ściskany: $c/t = \frac{(188-3-3)}{6} = 30{,}3$ W przypadku klasy 1.: $c/t \leq 33{,}0\varepsilon$, w związku z tym środnik jest klasy 1.	
Wspornikowa ściskana część pasa: $c/t = \frac{(200/2-6/2-3)}{6} = 94/6 = 15{,}7$ W przypadku klasy 3.: $c/t \leq 14{,}0\varepsilon$, w związku z tym pas jest klasy 4. Wobec powyższego przekrój należy zaliczyć do klasy 4.	
Szerokość współpracująca przekroju Środnik współpracuje (uwzględnia się) w całości. Obliczenie współczynnika redukcyjnego ρ części wspornikowej kształtowników spawanych:	
$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0{,}188}{\bar{\lambda}_p^{\,2}}$, lecz ≤ 1	wzór (5.2)
$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$, gdzie $\bar{b} = c = 94$ mm	wzór (5.3)
Zakładając równomierny rozkład naprężeń ściskających w pasach, otrzymuje się: $\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$ $\Rightarrow k_\sigma$ = 0,43 $\bar{\lambda}_p = \frac{94/6}{28{,}4 \times 1{,}01 \times \sqrt{0{,}43}} = 0{,}833$	tabl. 5.4

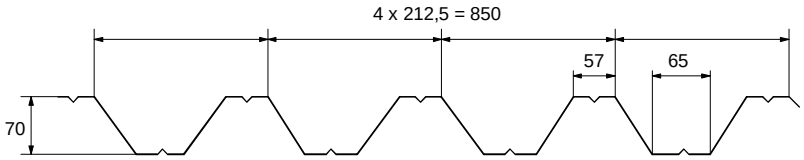
Przykład obliczeniowy 2. Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie	Arkusz 3 z 4
$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0{,}188}{\bar{\lambda}_p^{\,2}} = \frac{1}{0{,}833} - \frac{0{,}188}{0{,}833^2} = 0{,}93$	
$b_{\mathrm{eff}} = 0{,}93 \times 94 = 87{,}4$ mm	
Obliczenie pola współpracującej części ściskanej przekroju poprzecznego kształtownika:	
$A_{\mathrm{eff}} = A_{\mathrm{g}} - 4(1-\rho)ct = 35{,}3 - 4 \times (1-0{,}93) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 33{,}7\ \mathrm{cm}^2$	
Obliczenie pola współpracującej części przekroju poprzecznego względem osi większej bezwładności:	
$A_{\mathrm{eff}} = A_{\mathrm{g}} - 2(1-\rho)ct = 35{,}3 - 2 \times (1-0{,}93) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 34{,}5\ \mathrm{cm}^2$	
Uwzględniając moment statyczny przekroju brutto względem osi obojętnej, oblicza się wielkość przesunięcia osi obojętnej przekroju współpracującego (położenie środka ciężkości):	
$\bar{z}' = \frac{2 \times (1-\rho)ct \times (h_{\mathrm{w}} + t_{\mathrm{f}})/2}{A_{\mathrm{eff}}} = \frac{2 \times (1-0{,}93) \times 94 \times 6 \times (188+6)/2}{34{,}5 \times 10^{-2}} =$	
= 2,2 mm, tj. przesunięcie w kierunku od pasa ściskanego	
Obliczenie momentu bezwładności przekroju współpracującego przy zginaniu względem osi większej bezwładności:	
$I_{\mathrm{eff,y}} = I_{\mathrm{y}} - 2(1-\rho)ct\left[\frac{t^2}{12} + \frac{(h_{\mathrm{w}} + t_{\mathrm{f}})^2}{4}\right] - \bar{z}'^2 A_{\mathrm{eff}}$	
$I_{\mathrm{eff,y}} = 2591{,}1 - 2 \times (1-0{,}93) \times 94 \times 6 \times \left[\frac{6^2}{12} + \frac{(188+6)^2}{4}\right] \times$	
$\times 10^{-4} - (2{,}2)^2 \times 34{,}5 \times 10^{-2}$	
$I_{\mathrm{eff,y}} = 2515{,}1\ \mathrm{cm}^4$	
$W_{\mathrm{eff,y}} = \frac{I_{\mathrm{eff,y}}}{\frac{h_{\mathrm{w}}}{2} + t_{\mathrm{f}} + \bar{z}'} = \frac{2515{,}1}{\frac{18{,}8}{2} + 0{,}6 + 0{,}22} = 246{,}1\ \mathrm{cm}^3$	
Nośność na wyboczenie względem osi większej bezwładności	
$N_{\mathrm{b,Rd}} = \chi A_{\mathrm{eff}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}$	wzór (6.3)
$A_{\mathrm{eff}} = 33{,}7\ \mathrm{cm}^2$ dla przekroju poprzecznego klasy 4. poddanego ściskaniu	
$\chi = \frac{1}{\varphi + \left[\varphi^2 - \bar{\lambda}^2\right]^{0{,}5}} \le 1$	wzór (6.4)
$\varphi = 0{,}5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2)$	wzór (6.5)
$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{\mathrm{eff}} f_{\mathrm{y}}}{N_{\mathrm{cr}}}}$	wzór (6.7)
$L_{\mathrm{cr}} = 350$ cm (długość wyboczeniowa słupa jest równa jego długości systemowej, rzeczywistej)	

Przykład obliczeniowy 2. Słup ściskany mimośrodowo, przekrój dwuteowy spawany z blach, element podparty bocznie	Arkusz 4 z 4
$N_{\mathrm{cr}} = \frac{\pi^2 EI}{{L_{\mathrm{cr}}}^2} = \frac{\pi^2 \times 200000 \times 2591{,}1 \times 10^4}{350^2 \times 10^2} \times 10^{-3} = 4175{,}2\ \mathrm{kN}$	
$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{33{,}7 \times 10^2 \times 220}{4175{,}2 \times 10^3}} = 0{,}421$	
Przyjęto parametr imperfekcji $\alpha = 0{,}49$ i smukłość graniczną $\bar{\lambda}_0 = 0{,}2$ dla kształtowników otwartych spawanych, przy wyboczeniu względem osi większej bezwładności:	tabl. 6.1
$\varphi = 0{,}5 \times (1 + 0{,}49 \times (0{,}421 - 0{,}2) + 0{,}421^2) = 0{,}643$	
$\chi = \frac{1}{0{,}643 + [0{,}643^2 - 0{,}421^2]^{0{,}5}} = 0{,}886$	
$N_{\mathrm{b,Rd,y}} = 0{,}886 \times 33{,}7 \times 10^2 \times 220 \times 10^{-3} / 1{,}1 = 597{,}23\ \mathrm{kN}$	
Stateczność elementów ściskanych i zginanych względem osi większej bezwładności przekroju – wyboczenie ze zginaniem	
$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\min}} + k_{\mathrm{y}} \frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Ny}}}{\beta_{\mathrm{W,y}}\, W_{\mathrm{pl,y}}\, f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}} \leq 1$	wzór (6.56)
$\beta_{\mathrm{W,y}} = W_{\mathrm{eff}} / W_{\mathrm{pl,y}}$ dla klasy 4. przekroju = 246,1/285,8 = 0,861	
e_{Ny} jest równy zeru, ze względu na symetrię przekroju poprzecznego	
$k_{\mathrm{y}} = 1{,}0 + 2(\bar{\lambda}_{\mathrm{y}} - 0{,}5) \frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{b,Rd,y}}} = 1{,}0 + 2 \times (0{,}421 - 0{,}5) \times \frac{120{,}0}{597{,}23} = 0{,}968$	wzór (6.61)
$1{,}2 + \frac{2N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{b,Rd,y}}} = 1{,}2 + \frac{2 \times 120}{597{,}23} = 1{,}60$	
lecz $1{,}2 \leq k_{\mathrm{y}} \leq 1{,}60$	
$k_{\mathrm{y}} = 1{,}2$	
$\frac{120{,}0}{597{,}23} + 1{,}2 \times \frac{24{,}0 \times 10^6}{0{,}861 \times 285{,}8 \times 10^3 \times 220/1{,}1} = 0{,}786 \leq 1$	
Zaprojektowany element konstrukcyjny – słup mimośrodowo ściskany ma wystarczającą nośność.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)			Arkusz 1 z 8
	Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej		
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał AAT	Data 06/02
		Sprawdził JBL	Data 04/06
		Sprawdził SJ	Data 04/17

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej

Niniejszy przykład przedstawia procedurę projektowania dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej. Przyjęto blachę o grubości 0,6 mm z ferrytycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4003. Wymiary przekroju poprzecznego przedstawiono na rysunku.



Przykład obejmuje następujące zadania projektowe:

- wyznaczanie efektywnych charakterystyk przekroju w stanie granicznym nośności,
- wyznaczanie nośności przekroju na zginanie,
- wyznaczanie nośności nad podporą pośrednią,
- obliczanie ugięć w stanie granicznym użytkowalności.

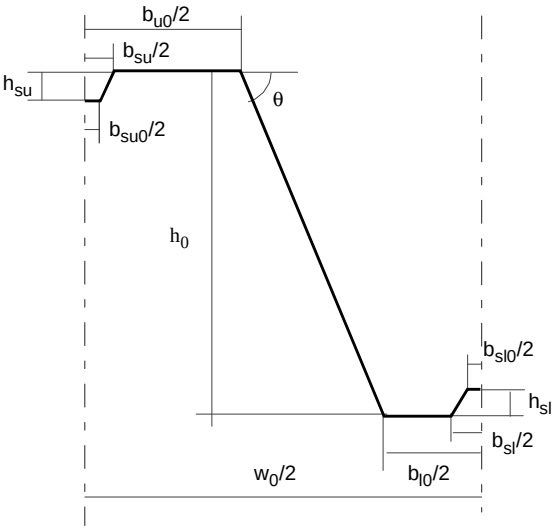
Dane projektowe

Rozpiętość przęseł	L	= 2900 mm	
Szerokość podpór	s_s	= 100 mm	
Obciążenie zmienne	Q	= 1,4 kN/m^2	
Ciężar własny	G	= 0,07 kN/m^2	
Obliczeniowa grubość	t	= 0,6 mm	
Granica plastyczności	f_y	= 280 N/mm^2	tabl. 2.2
Moduł sprężystości	E	= 200000 N/mm^2	pkt 2.3.1
Współczynnik częściowy	γ_{M0}	= 1,1	tabl. 4.1
Współczynnik częściowy	γ_{M1}	= 1,1	tabl. 4.1
Współczynnik częściowy	γ_G	= 1,35	pkt 4.3
Współczynnik częściowy	γ_Q	= 1,5	pkt 4.3

Na kolejnym rysunku przedstawiono szczegółowe wymiary przekroju poprzecznego przekrycia dachowego.

UWAGA: Blacha trapezowa na rysunku jest odwrócona o 180º w stosunku do usytuowania założonego w przykładzie, co oznacza, że w przekroju nad podporą pośrednią ściskana jest górna część przekroju przedstawionego na rysunku.

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 2 z 8



Wymiary w osi przekroju:
$h_0 = 70$ mm
$w_0 = 212{,}5$ mm
$b_{u0} = 65$ mm
$b_{l0} = 57$ mm
$b_{su} = 20$ mm
$b_{su0} = 8$ mm
$h_{su} = 6$ mm
$b_{sl} = 20$ mm
$b_{s10} = 8$ mm
$h_{sl} = 6$ mm

$r = 2$ mm (wewnętrzny promień naroży)

Kąt nachylenia środnika:

$$\theta = \text{atan}\left|\frac{h_0}{0{,}5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})}\right| = \text{atan}\left|\frac{70}{0{,}5 \times (212{,}5 - 65 - 57)}\right| = 57{,}1°$$

Efektywne charakterystyki przekroju w stanie granicznym nośności (SGN) — pkt 5.2

Sprawdzenie stosunku maksymalnej szerokości do grubości:

$h_0/t = 70/0{,}6 = 117 \leq 400\sin\theta = 336$ — tabl. 5.1

$\max(b_{l0}/t;\ b_{u0}/t) = b_{u0}/t = 65/0{,}6 = 108 \leq 400$ — tabl. 5.1

Kąt nachylenia środnika oraz promień naroży:

$45° \leq \theta = 57{,}1° \leq 90°$

$$b_p = \frac{b_{u0} - b_{su}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22{,}5 \text{ mm}$$

Wpływ zaokrąglonych naroży na nośność przekroju można pominąć, jeżeli wewnętrzny promień $r \leq 5t$ oraz $r \leq 0{,}10 b_p$

$r = 2 \text{ mm} \leq \min(5t;\ 0{,}1 b_p) = \min(5 \times 0{,}6; 0{,}1 \times 22{,}5) = 2{,}25 \text{ mm}$ — pkt 5.6.2

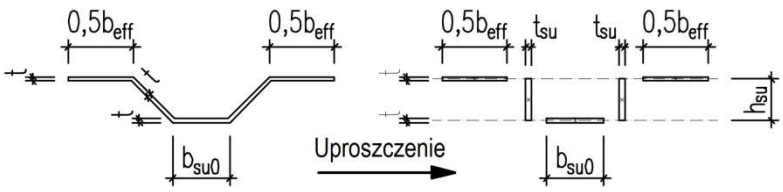
Można pominąć wpływ zaokrąglonych naroży na nośność przekroju.

Położenie środka ciężkości przy w pełni efektywnym środniku

Obliczenie współczynnika redukcyjnego ρ dla efektywnej szerokości ściskanego pasa

$$\rho = \frac{0{,}772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0{,}079}{\bar{\lambda}_p^2}, \text{ale } \leq 1$$

pkt 5.4.1 wzór (5.1)

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 3 z 8
gdzie $\bar{\lambda}_\mathrm{p} = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$	wzór (5.3)
$\bar{b} = b_\mathrm{p} = 22{,}5$ mm	
$\psi = 1 \Rightarrow k_\sigma = 4$	tabl. 5.3
$\varepsilon = \left[\dfrac{235}{f_\mathrm{y}}\dfrac{E}{210\,000}\right]^{0,5} = \left[\dfrac{235}{280}\times\dfrac{200\,000}{210\,000}\right]^{0,5} = 0{,}894$	tabl. 5.2
$\bar{\lambda}_\mathrm{p} = \dfrac{22{,}5/0{,}6}{28{,}4\times 0{,}894\times\sqrt{4}} = 0{,}738$	wzór (5.3)
$\rho = \dfrac{0{,}772}{\bar{\lambda}_\mathrm{p}} - \dfrac{0{,}079}{\bar{\lambda}_\mathrm{p}^2} = \dfrac{0{,}772}{0{,}738} - \dfrac{0{,}079}{0{,}738^2} = 0{,}901 \le 1$	
$b_\mathrm{eff,u} = \rho\bar{b} = 0{,}901\times 22{,}5 = 20{,}3$ mm	tabl. 5.3
Efektywne charakterystyki usztywnienia	pkt 5.5.3
	
$t_\mathrm{su} = \dfrac{\sqrt{h_\mathrm{su}{}^2 + \left(\dfrac{b_\mathrm{su}-b_\mathrm{su0}}{2}\right)^2}}{h_\mathrm{su}}t = \dfrac{\sqrt{6^2+\left(\dfrac{20-8}{2}\right)^2}}{6}\times 0{,}6 = 0{,}849$ mm	
$A_\mathrm{s} = (b_\mathrm{eff,u} + b_\mathrm{su0})t + 2h_\mathrm{su}t_\mathrm{su} = (20{,}3+8)\times 0{,}6 + 2\times 6\times 0{,}849 = 27{,}2\ \mathrm{mm}^2$	rys. 5.3
$e_\mathrm{s} = \dfrac{b_\mathrm{su0}h_\mathrm{su}t + 2h_\mathrm{su}\dfrac{h_\mathrm{su}}{2}t_\mathrm{su}}{A_\mathrm{s}} = \dfrac{8\times 6\times 0{,}6 + 2\times 6\times\dfrac{6}{2}\times 0{,}849}{27{,}2} = 2{,}18$ mm	
$I_\mathrm{s} = 2(15t^2e_\mathrm{s}{}^2) + b_\mathrm{su0}t(h_\mathrm{su}-e_\mathrm{s})^2 + 2h_\mathrm{su}t_\mathrm{su}\left(\dfrac{h_\mathrm{su}}{2}-e_\mathrm{s}\right)^2 + 2\left(\dfrac{15t^4}{12}\right) +$ $+\dfrac{b_\mathrm{su0}t^3}{12} + 2\dfrac{t_\mathrm{su}h_\mathrm{su}^3}{12}$	rys. 5.3
$I_\mathrm{s} = 2\times(15\times 0{,}6^2\times 2{,}18^2) + 8\times 0{,}6\times(6-2{,}18)^2 + 2\times 6\times 0{,}849\times$ $\times\left(\dfrac{6}{2}-2{,}18\right)^2 + 2\times\left(\dfrac{15\times 0{,}6^4}{12}\right) + \dfrac{8\times 0{,}6^3}{12} + 2\times\dfrac{0{,}849\times 6^3}{12} =$ $= 159{,}25\ \mathrm{mm}^4$	

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 4 z 8
$b_s = 2\sqrt{{h_{su}}^2 + \left(\frac{b_{su} - b_{su0}}{2}\right)^2} + b_{su0} = 2 \times \sqrt{6^2 + \left(\frac{20-8}{2}\right)^2} + 8 = 25{,}0$ mm	
$l_b = 3{,}07\left[I_s {b_p}^2 \left(\frac{2b_p + 3b_s}{t^3}\right)\right]^{1/4}$	wzór (5.10)
$l_b = 3{,}07 \times \left[159{,}25 \times 22{,}5^2 \times \left(\frac{2 \times 22{,}5 + 3 \times 25}{0{,}6^3}\right)\right]^{1/4} = 251$ mm	
$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{u0} - b_{l0}}{2}\right)^2 + {h_0}^2} = \sqrt{\left(\frac{212{,}5 - 65 - 57}{2}\right)^2 + 70^2} = 83{,}4$ mm	rys. 5.5
$b_d = 2b_p + b_s = 2 \times 22{,}5 + 25 = 70$ mm	
$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0{,}5b_d}} = \sqrt{\frac{83{,}4 + 2 \times 70}{83{,}4 + 0{,}5 \times 70}} = 1{,}37$	wzór (5.11)
$\frac{l_b}{s_w} = \frac{251}{83{,}4} = 3{,}01 \geq 2 \quad \Rightarrow \quad k_w = k_{w0} = 1{,}37$	wzór (5.8)
$\sigma_{cr,s} = \frac{4{,}2k_w E}{A_s}\sqrt{\frac{I_s t^3}{4{b_p}^2(2b_p + 3b_s)}}$	wzór (5.4)
$\sigma_{cr,s} = \frac{4{,}2 \times 1{,}37 \times 200 \times 10^3}{27{,}2} \times \sqrt{\frac{159{,}25 \times 0{,}6^3}{4 \times 22{,}5^2 \times (2 \times 22{,}5 + 3 \times 25)}} =$	
$= 503{,}4$ N/mm^2	
$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{280}{503{,}4}} = 0{,}746$	
$0{,}65 < \bar{\lambda}_d = 0{,}746 < 1{,}38 \quad \Rightarrow$	wzór (5.17)
$\chi_d = 1{,}47 - 0{,}723\bar{\lambda}_d = 1{,}47 - 0{,}723 \times 0{,}746 = 0{,}93$	
$t_{red,u} = \chi_d t = 0{,}93 \times 0{,}6 = 0{,}558$ mm	
Odległość osi obojętnej od pasa ściskanego:	
$t_{sl} = \frac{\sqrt{{h_{sl}}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2}}{h_{sl}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20-8}{2}\right)^2}}{6} \times 0{,}6 = 0{,}849$ mm	
$t_w = t/\sin\theta = 0{,}6/\sin(57{,}1°) = 0{,}714$ mm	

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 5 z 8

e_i [mm]	A_i [mm^2]
0	$0{,}5b_{\text{eff,u}}\,t = 6{,}1$
0	$0{,}5b_{\text{eff,u}}\,\chi_{\text{d}}\,t = 5{,}66$
$0{,}5h_{\text{su}} = 3$	$h_{\text{su}}\,\chi_{\text{d}}t_{\text{su}} = 4{,}74$
$h_{\text{su}} = 6$	$0{,}5b_{\text{su0}}\,\chi_{\text{d}}\,t = 2{,}23$
$0{,}5h_0 = 35$	$h_0t_{\text{w}} = 49{,}98$
$h_0 = 70$	$0{,}5(b_{l0} - b_{sl})\,t = 11{,}1$
$h_0 - 0{,}5h_{sl} = 67$	$h_{sl}t_{sl} = 5{,}09$
$h_0 - h_{sl} = 64$	$0{,}5b_{sl0}t = 2{,}4$

$$A_{\text{tot}} = \sum A_i = 87{,}3\ \text{mm}^2$$

$$e_{\text{c}} = \frac{\sum A_i e_i}{A_{\text{tot}}} = 34{,}9\ \text{mm}$$

Efektywny przekrój ściskanej strefy środnika

$$s_{\text{eff,1}} = s_{\text{eff,0}} = 0{,}76t\sqrt{\frac{E}{\gamma_{\text{M0}}\,\sigma_{\text{com,Ed}}}} = 0{,}76 \times 0{,}6 \times \sqrt{\frac{200}{1{,}1 \times 280 \times 10^{-3}}} =$$

$$= 11{,}6\ \text{mm}$$

$$s_{\text{eff,n}} = 1{,}5s_{\text{eff,0}} = 1{,}5 \times 11{,}6 = 17{,}4\ \text{mm}$$

Charakterystyki efektywnego przekroju połowy fałdy

$$h_{\text{eff,1}} = s_{\text{eff,1}}\sin\theta = 11{,}6 \times \sin(57{,}1°) = 9{,}74\ \text{mm}$$

$$h_{\text{eff},n} = s_{\text{eff},n}\sin\theta = 17{,}4 \times \sin(57{,}1°) = 14{,}61\ \text{mm}$$

PN-EN 1993-1-3 pkt 5.5.3.4.3(4-5)

$e_{\text{eff},i}$ [mm]	$A_{\text{eff},i}$[mm^2]	$I_{\text{eff},i}$[mm^4]
0	$0{,}5b_{\text{eff,u}}t = 6{,}1$	≈ 0
0	$0{,}5b_{\text{eff,u}}\,\chi_d\,t = 5{,}7$	≈ 0
$0{,}5h_{\text{su}} = 3$	$h_{\text{su}}\,\chi_d\,t_{\text{su}} = 4{,}7$	$\chi_d t_{\text{su}} {h_{\text{su}}}^3/12 = 14{,}2$
$h_{\text{su}} = 6$	$0{,}5b_{\text{su0}}\,\chi_d\,t = 2{,}2$	≈ 0
$0{,}5h_{\text{eff,1}} = 4{,}9$	$h_{\text{eff,1}}t_{\text{w}} = 7{,}0$	$t_{\text{w}}{h_{\text{eff,1}}}^3/12 = 55{,}0$
$h_0 - 0{,}5\left(h_0 - e_{\text{c}} + h_{\text{eff},n}\right) = 45{,}1$	$(h_0 - e_{\text{c}} + h_{\text{eff},n})\,t_w = 35{,}5$	$t_{\text{w}}\frac{\left(h_0 - e_{\text{c}} + h_{\text{eff},n}\right)^3}{12} = 7308{,}8$
$h_0 = 70$	$0{,}5(b_{l0} - b_{sl})\,t = 11{,}1$	≈ 0
$h_0 - 0{,}5h_{\text{sl}} = 67$	$h_{\text{sl}}t_{\text{sl}} = 5{,}1$	$t_{\text{sl}}{h_{\text{sl}}}^3/12 = 15{,}3$
$h_0 - h_{\text{sl}} = 64$	$0{,}5b_{\text{sl0}}t = 2{,}4$	≈ 0

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 6 z 8
$A_{\text{tot}} = \sum A_{\text{eff,i}} = 79{,}8\ \text{mm}^2$ $e_{\text{c}} = \dfrac{\sum A_{\text{eff,i}}\, e_{\text{eff,i}}}{A_{\text{tot}}} = 36{,}8\ \text{mm}$ $I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff,i}} + \sum A_{\text{eff,i}} (e_{\text{c}} - \text{e}_{\text{eff,i}})^{\,2} = 7\,393{,}3 + 51\,667{,}2 = 59\,060{,}5\ \text{mm}^2$	
Opcjonalnie efektywne charakterystyki przekroju mogą być ustalane drogą iteracyjną, na podstawie położenia efektywnego środka ciężkości.	PN-EN 1993-1-3 pkt 5.7.4
Nośność na zginanie na jednostkę szerokości (1 m) $I = \dfrac{1000}{0{,}5\text{w}_0} I_{\text{tot}} = \dfrac{1000}{0{,}5 \times 212{,}5} \times 59\,060{,}5 = 555\,863{,}5\ \text{mm}^4$ $W_{\text{u}} = \dfrac{I}{e_{\text{c}}} = \dfrac{555\,863{,}5}{36{,}8} = 15\,105{,}0\ \text{mm}^3$ $W_{\text{l}} = \dfrac{I}{h_0 - e_{\text{c}}} = \dfrac{555\,863{,}5}{70 - 36{,}8} = 16\,742{,}9\ \text{mm}^3$ Ponieważ $W_{\text{u}} < W_{\text{l}} \Rightarrow W_{\text{eff,min}} = W_{\text{u}} = 15\,105{,}0\ \text{mm}^3$ $M_{\text{c,Rd}} = \dfrac{W_{\text{eff,min}}\, f_{\text{y}}}{\gamma_{\text{M0}}} = 15\,105{,}0 \times 280 \times \dfrac{10^{-6}}{1{,}1} = 3{,}84\ \text{kNm}$	wzór (5.31)
Określenie nośności nad podporą pośrednią	pkt 6.4.4
Nośność środnika przy obciążeniu skupionym $c \geq 40\ \text{mm}$ $r/t = 2/0{,}6 = 3{,}33 \leq 10$ $h_{\text{w}}/t = 70/0{,}6 = 117 \leq 200\sin\theta = 200\sin(57{,}1°) = 168$	PN-EN 1993-1-3 pkt 6.1.7
$45° \leq \theta = 57{,}1° \leq 90°$ $\beta_{\text{V}} = 0 \leq 0{,}2 \Rightarrow l_a = s_s = 100\ \text{mm}$ $\alpha = 0{,}15$ (kategoria 2.) $R_{\text{w,Rd}} = \alpha\, t^2 \sqrt{f_{\text{y}} E} \left(1 - 0{,}1\sqrt{\dfrac{r}{t}}\right)\left(0{,}5 + \sqrt{0{,}02\,\dfrac{l_{\text{a}}}{t}}\right)\left[2{,}4 + \left(\dfrac{\varphi}{90}\right)^2\right] \dfrac{1}{\gamma_{\text{M1}}}\ \dfrac{1000}{0{,}5\text{w}_0}$ $R_{\text{w,Rd}} = 0{,}15 \times 0{,}6^2 \sqrt{280 \times 200\,000} \times \left(1 - 0{,}1\sqrt{\dfrac{2}{0{,}6}}\right)\left(0{,}5 + \sqrt{0{,}02 \times \dfrac{100}{0{,}6}}\right)$ $\times \left[2{,}4 + \left(\dfrac{57{,}1}{90}\right)^2\right] \times \dfrac{1}{1{,}1} \times \dfrac{1000}{0{,}5 \times 212{,}5} \times 10^{-3} = 18{,}4\ \text{kN}$	PN-EN 1993-1-3 wzór (6.18)

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 7 z 8
Interakcja momentu zginającego i reakcji podporowej Obliczeniowe obciążenie na jednostkę szerokości (1 m): $q = \gamma_G G + \gamma_Q Q = 1{,}35 \times 0{,}07 + 1{,}5 \times 1{,}4 = 2{,}19$ kN/m $M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = \frac{2{,}19 \times 2{,}9^2}{8} = 2{,}30$ kNm $F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = \frac{5}{4} \times 2{,}19 \times 2{,}9 = 7{,}94$ kN $\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{2{,}30}{3{,}84} = 0{,}599 \leq 1{,}0$ $\frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = \frac{7{,}94}{18{,}4} = 0{,}432 \leq 1{,}0$ $\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0{,}599 + 0{,}432 = 1{,}031 \leq 1{,}25$ Warunki nośności przekroju są spełnione.	PN-EN 1993-1-3 wzór (6.28a-c)
Wyznaczenie ugięć w stanie granicznym użytkowalności (SGU) **Charakterystyki efektywne przekroju** Przy sprawdzaniu warunków użytkowalności efektywna szerokość części ściskanych powinna być wyznaczona dla naprężeń ściskających wynikających z charakterystycznych wartości obciążeń. W niniejszym przykładzie przyjęto konserwatywnie, że obliczanie maksymalnych naprężeń ściskających w efektywnym przekroju dla SGU opiera się na W_u obliczonym wcześniej dla SGN. $M_{y,Ed,ser} = \frac{(G+Q)L^2}{8} = \frac{(0{,}07 + 1{,}4) \times 2{,}9^2}{8} = 1{,}55$ kNm $\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = \frac{1{,}55 \times 10^6}{15\,105} = 102{,}6$ N/mm^2	PN-EN 1993-1-3 pkt 5.5.1
Charakterystyki przekroju efektywnego zostały wyznaczone tak jak dla SGN, z wyjątkiem f_y, które zastąpiono $\sigma_{com,Ed,ser}$. Pominięto również redukcję grubości usztywnienia pasa. Wyniki obliczeń są następujące: Efektywna szerokość ściskanego pasa: pas jest w pełni efektywny. Położenie środka ciężkości, gdy środnik jest w pełni efektywny: $e_c = 34{,}48$ mm Efektywny przekrój ściskanej strefy środnika: środnik jest w pełni efektywny. Charakterystyki efektywnego przekroju połowy fałdy: A_{tot} = 88,41 mm^2; e_c = 34,48 mm; I_{tot} = 63759,0 mm^4 Charakterystyki efektywnego przekroju na jednostkę szerokości (1 m): I = 600084,7 mm^4; W_u = 17403,8 mm^4; W_l = 16894,3 mm^4	

Przykład obliczeniowy 3. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej	Arkusz 8 z 8
Obliczenie ugięcia Sieczny moduł sprężystości odpowiadający maksymalnej wartości momentu zginającego: $\sigma_{1,\mathrm{Ed,ser}} = \frac{M_{\mathrm{y,Ed,ser}}}{W_{\mathrm{u}}} = \frac{1{,}55 \times 10^6}{17403{,}8} = 89{,}06\ \mathrm{N/mm^2}$ $\sigma_{2,\mathrm{Ed,ser}} = \frac{M_{\mathrm{y,Ed,ser}}}{W_{\mathrm{l}}} = \frac{1{,}55 \times 10^6}{16894{,}3} = 91{,}75\ \mathrm{N/mm^2}$	
$n = 14$ (dla ferrytycznych stali nierdzewnych gatunku 1.4003)	tabl. 6.4
$E_{\mathrm{S},1} = \frac{E}{1 + 0{,}002 \frac{E}{\sigma_{1,\mathrm{Ed,ser}}} \left(\frac{\sigma_{1,\mathrm{Ed,ser}}}{f_{\mathrm{y}}}\right)^n} = \frac{200}{1 + 0{,}002 \times \frac{200}{0{,}089} \left(\frac{0{,}089}{0{,}28}\right)^{14}} =$ $= 200{,}0\ \mathrm{kN/mm^2}$	wzór (6.53)
$E_{\mathrm{S},2} = \frac{E}{1 + 0{,}002 \frac{E}{\sigma_{2,\mathrm{Ed,ser}}} \left(\frac{\sigma_{2,\mathrm{Ed,ser}}}{f_{\mathrm{y}}}\right)^n} = \frac{200}{1 + 0{,}002 \times \frac{200}{0{,}092} \left(\frac{0{,}092}{0{,}28}\right)^{14}} =$ $= 200{,}0\ \mathrm{kN/mm^2}$	wzór (6.53)
$E_{\mathrm{S}} = \frac{E_{\mathrm{S},1} + E_{\mathrm{S},2}}{2} = \frac{200 + 200}{2} = 200\ \mathrm{kN/mm^2}$	wzór (6.52)
Dla zadanego gatunku stali oraz poziomu naprężeń nie występuje efekt nieliniowości materiału przy ugięciu.	
Sprawdzenie ugięcia Należy uwzględnić wpływ zaokrąglonych naroży na sztywność przekroju. W tym celu przyjęto następujące przybliżenie: $\delta = 0{,}43\ \frac{\sum_{\mathrm{j}=1}^{n} r_{\mathrm{j}} \frac{\varphi_j}{90^{\mathrm{o}}}}{\sum_{\mathrm{i}=1}^{m} b_{\mathrm{p,i}}} = 0{,}43\ \frac{2 \times \frac{294{,}2^{\mathrm{o}}}{90^{\mathrm{o}}}}{149{,}3} = 0{,}019$	wzór (5.22)
$I_{\mathrm{y,r}} = I\,(1 - 2\delta) = 600084{,}7\,(1 - 2 \times 0{,}019) = 577281{,}5\ \mathrm{mm^4}$	wzór (5.20)
Dla miejsca, w którym występuje maksymalne ugięcie: $x = \frac{1+\sqrt{33}}{16} \times L = \frac{1+\sqrt{33}}{16} \times 2{,}9 = 1{,}22\ \mathrm{m}$ $\delta = \frac{(G+Q)L^4}{48 E_{\mathrm{S}}\, I_{\mathrm{y,r}}} \left(\frac{x}{L} - 3\frac{x^3}{L^3} + 2\frac{x^4}{L^4}\right)$ $\delta = \frac{(0{,}07 + 1{,}4) \times 10^3 \times 2{,}9^4}{48 \times 200 \times 10^6 \times 577281{,}5 \times 10^{-12}} \times \left(\frac{1{,}48}{2{,}9} - 3 \times \frac{1{,}48^3}{2{,}9^3} + 2 \times \frac{1{,}48^4}{2{,}9^4}\right)$ $\delta = 4{,}64\ \mathrm{mm}$ Dopuszczalne ugięcie $L/200$ = 2900/200 = 14,5 mm > 4,64 mm, zatem obliczone ugięcie jest akceptowalne.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 2
	Przykład obliczeniowy 4. Wytrzymałość zmęczeniowa spawanego węzła kształtownika rurowego			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał AAAT	Data 06/02	
		Sprawdził MEB	Data 04/06	
		Sprawdził UDE	Data 01/17	

Przykład obliczeniowy 4. Wytrzymałość zmęczeniowa spawanego węzła kształtownika rurowego

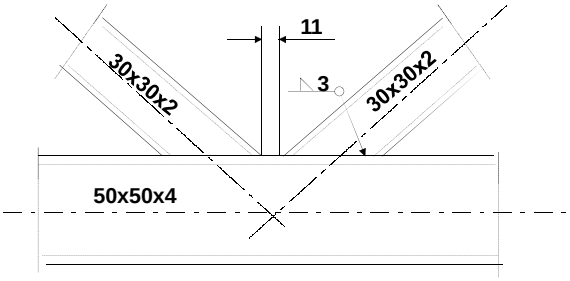
W przykładzie rozpatrzono wytrzymałość zmęczeniową pasa w spawanym węźle kratownicy z kształtowników rurowych. Zmęczenie należy uwzględniać w projektowaniu konstrukcji ze stali nierdzewnych poddanych oddziaływaniom zmiennym, takim jak: platformy wiertnicze, maszty, kominy, mosty, dźwignice i wyposażenie do transportu. rozdz. 9.

Do szacowania trwałości zmęczeniowej konstrukcji wykonanych ze stali austenitycznych i stali duplex można wykorzystać PN-EN 1993-1-9.

W przykładzie pokazano następujące zadania projektowe występujące przy ocenie zmęczenia:

- wyznaczenie krzywej wytrzymałości zmęczeniowej,
- określenie drugorzędnych momentów zginających w węźle,
- dobór współczynnika częściowego dla wytrzymałości zmęczeniowej,
- ocenę zmęczenia w przypadku obciążenia o zmiennej amplitudzie.

Pas kratownicy stanowi kształtownik RHS 50×50×4, skratowanie wykonano z RHS 30×30×2. Zastosowano nierdzewną stal austenityczną gatunku 1.4301 o umownej granicy plastyczności (przy odkształceniu 0,2%) 210 N/mm^2. tabl. 2.2



Oddziaływania

Widmo zakresu zmienności naprężeń w pasie jest następujące:

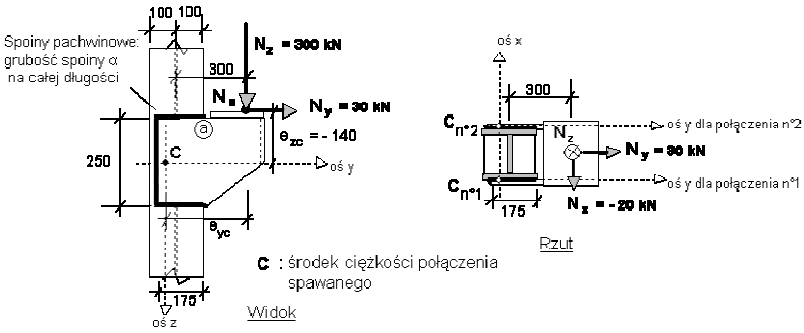
Nominalny zakres zmienności naprężeń:	Liczba cykli:
$\Delta\sigma_1$ = 100 N/mm^2	$n_1 = 10\times10^3$
$\Delta\sigma_2$ = 70 N/mm^2	$n_2 = 100\times10^3$
$\Delta\sigma_3$ = 40 N/mm^2	$n_3 = 1000\times10^3$

Przykład obliczeniowy 4. Wytrzymałość zmęczeniowa spawanego węzła kształtownika rurowego	Arkusz 2 z 2
Analiza Kategoria zmęczeniowa zależy od rozmiaru pasa i skratowania w rozpatrywanym przykładzie: b_0 = 50 mm, b_i = 30 mm, t_0 = 4 mm oraz t_i = 2 mm. Ponieważ t_0/t_i = 2, kategoria zmęczeniowa karbu wynosi 71. Ponieważ $0{,}5(b_0 - b_i)$ = 10 mm, g = 11 mm, $1{,}1(b_0 - b_i)$ = 22 mm oraz $2t_0$ = 8 mm, to węzeł spełnia warunki $0{,}5(b_0 - b_i) \le g \le 1{,}1(b_0 - b_i)$ oraz $g \ge 2t_0$.	kolejne odniesienia nawiązują do PN-EN 1993-1-9 tabl. 8.7
Wpływ drugorzędnych momentów zginających w węźle Wpływ drugorzędnych momentów zginających uwzględniono przez przemnożenie zakresu zmienności naprężeń nominalnych powstających od siły podłużnej przez współczynnik k_1 = 1,5.	paragraf 4(2) tabl. 4.2
Współczynniki częściowe Przyjęto metodę tolerowanych uszkodzeń, przy małych konsekwencjach zniszczenia, dla której zalecana wartość współczynnika częściowego γ_{Mf} = 1,0. Współczynnik częściowy dla zakresów zmienności naprężenia γ_{Ff} = 1,0.	paragraf 3(7) tabl. 3.1
Ocena zmęczenia Zakres zmienności naprężeń odpowiadających liczbie cykli 2×10^6 dla karbu o kategorii 71 wynosi $\Delta\sigma_c$ = 71 N/mm^2. Krzywa zmęczeniowa w przypadku węzłów kratownic posiada stałe nachylenie m = 5. Trwałość zmęczeniową odpowiadającą poszczególnym zakresom naprężeń $\Delta\sigma_i$ określa wzór: $N_i = 2\times10^6 \left[\dfrac{\Delta\sigma_c}{\gamma_{Mf}\gamma_{Ff}\left(k_1\Delta\sigma_i\right)}\right]^m$ $\Delta\sigma_1$ = 100 N/mm^2 | $N_1 = 47{,}5\times10^3$ $\Delta\sigma_2$ = 70 N/mm^2 | $N_2 = 283\times10^3$ $\Delta\sigma_3$ = 40 N/mm^2 | $N_3 = 4640\times10^3$	rys. 7.1
Sumaryczne uszkodzenie według reguły Palmgrena-Minera Uszkodzenie spowodowane n_i cyklami o zakresie $\Delta\sigma_i$ wynosi: $D_{d,i} = n_{Ei} / N_{Ri}$ W związku z tym, odpowiednio: $\Delta\sigma_1$ = 100 N/mm^2 | $D_{d,1} = 0{,}21$ $\Delta\sigma_2$ = 70 N/mm^2 | $D_{d,2} = 0{,}35$ $\Delta\sigma_3$ = 40 N/mm^2 | $D_{d,3} = 0{,}22$	A.5 (1)
Sumaryczne uszkodzenie w projektowym okresie użytkowania: $D_d = \sum_i^n \dfrac{n_{Ei}}{N_{Ri}} = \sum D_{d,i} = 0{,}78 \le 1{,}0$	wzór (A.1)
Ponieważ sumaryczne uszkodzenie nie przekracza 1,0, zatem obliczona trwałość zmęczeniowa pasa jest większa niż trwałość wymagana. Przedstawiona procedura powinna zostać powtórzona dla pręta skratowania.	paragraf 8(4)

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 8
	Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał IR	Data 08/02	
		Sprawdził MEB	Data 04/06	
		Sprawdził UDE	Data 01/17	

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane

Układ połączenia i jego obciążenie przedstawiono na rysunku. Zakładając, że są dwie identyczne płaskie spoiny pachwinowe o stałej grubości, rozkładające przyłożone obciążenie, należy określić wymaganą grubość dla spoin. W połączeniu zastosowano spoiny równomierne.



Właściwości materiałowe

Użyto stali austenicznej gatunku 1.4401: — tabl. 2.2

f_y = 220 N/mm^2, f_u = 530 N/mm^2, E = 200000 N/mm^2, G = 76900 N/mm^2. — pkt 2.3.1

Zakłada się, że granica plastyczności i wytrzymałość na rozciąganie spoiny przekraczają te wartości dla metalu rodzimego. — pkt 7.4.1

Częściowy współczynnik

Częściowy współczynnik bezpieczeństwa γ_{M2} = 1,25. — tabl. 4.1

Zostanie sprawdzony wpływ współczynnika redukcyjnego na nośność spoiny dla jej długości.

Analiza połączeń spawanych

Zastosowano tutaj podejście analizy sprężystej do projektowania spoin równoramiennych dla wskazanego powyżej przypadku obciążenia, co prowadzi do konserwatywnego oszacowania nośności połączenia. — EN 1993-1-8 klauzula 2.5

Współrzędne (x_c, y_c, z_c) punktu dla połączenia spawanego są przyjmowane w odniesieniu do układu prawoskrętnego, z punktem początkowym w środku ciężkości połączenia spawanego (w niniejszym przypadku przyjęto, że połączenie jest w płaszczyźnie y-z, dlatego x_c = 0).

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 2 z 8

Głównym celem analizy sprężystej jest określenie sił obliczeniowych w spoinie w najbardziej obciążonym punkcie lub punktach połączenia spawanego, często określanych jako punkty „krytyczne”. W przypadku połączenia spawanego punkt krytyczny może być określany jako punkt najbardziej oddalony od środka ciężkości złącza.

Wektory przyłożonej siły, jej mimośród i wynikające z nich momenty działające na połączenie spawane w ogólnej postaci, o środku ciężkości C można wyrazić w następujący sposób:

Przyłożone obciążenie:

$$\overline{N}_{\mathrm{w,Ed}} = \left[N_{\mathrm{x,Ed}}, \quad N_{\mathrm{y,Ed}}, \quad N_{\mathrm{z,Ed}} \right]$$

Mimośród przyłożonej siły:

$$\overline{e}_{\mathrm{N}} = \left[e_{\mathrm{xc}}, \quad e_{\mathrm{yc}}, \quad e_{\mathrm{zc}} \right]$$

(są to współrzędne punktu przyłożonej siły)

Wynikowe momenty:

$$M_{\mathrm{xc,Ed}} = e_{\mathrm{yc}} N_{\mathrm{z,Ed}} - e_{\mathrm{zc}} N_{\mathrm{y,Ed}}$$

$$M_{\mathrm{yc,Ed}} = e_{\mathrm{zc}} N_{\mathrm{x,Ed}} - e_{\mathrm{xc}} N_{\mathrm{z,Ed}}$$

$$M_{\mathrm{zc,Ed}} = e_{\mathrm{xc}} N_{\mathrm{y,Ed}} - e_{\mathrm{yc}} N_{\mathrm{x,Ed}}$$

Liniowa analiza sprężysta złącza dla ogólnego przypadku obciążenia prowadzi do składowych sił na jednostkę długości spoiny w punkcie o współrzędnych (x_c, y_c, z_c), gdzie grubość przekroju spoiny jest oznaczana przez a:

$$F_{\mathrm{wx,Ed}} = a \left[\frac{N_{\mathrm{x,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}} + \frac{z_{\mathrm{c}} M_{\mathrm{yc,Ed}}}{I_{\mathrm{yc}}} - \frac{y_{\mathrm{c}} M_{\mathrm{zc,Ed}}}{I_{\mathrm{zc}}} \right]$$

$$F_{\mathrm{wy,Ed}} = a \left[\frac{N_{\mathrm{y,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}} + \frac{x_{\mathrm{c}} M_{\mathrm{zc,Ed}}}{I_{\mathrm{zc}}} - \frac{z_{\mathrm{c}} M_{\mathrm{xc,Ed}}}{I_{\mathrm{xc}}} \right]$$

$$F_{\mathrm{wz,Ed}} = a \left[\frac{N_{\mathrm{z,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}} + \frac{y_{\mathrm{c}} M_{\mathrm{xc,Ed}}}{I_{\mathrm{xc}}} - \frac{x_{\mathrm{c}} M_{\mathrm{yc,Ed}}}{I_{\mathrm{yc}}} \right]$$

W podanych wyrażeniach nośność przekroju poprzecznego spoiny oraz moment bezwładności powierzchni wokół głównych osi połączenia spawanego wynoszą:

$$A_{\mathrm{w}} = \int a dl = \sum a_{\mathrm{i}} l_{\mathrm{i}}$$

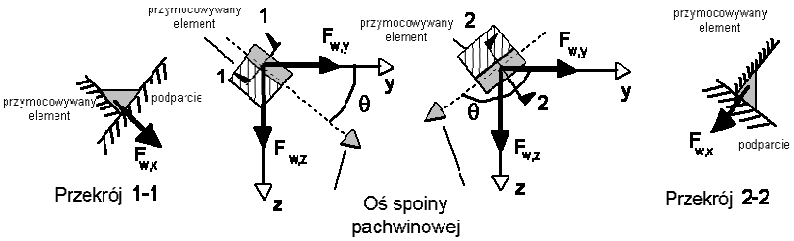
dla spawanych prostych odcinków spoin o długości l_i i grubości spoiny a_i,

$$I_{\mathrm{xc}} = \int a \left(y_{\mathrm{c}}^2 + z_{\mathrm{c}}^2 \right) dl$$

$$I_{\mathrm{yc}} = \int a \left(x_{\mathrm{c}}^2 + z_{\mathrm{c}}^2 \right) dl$$

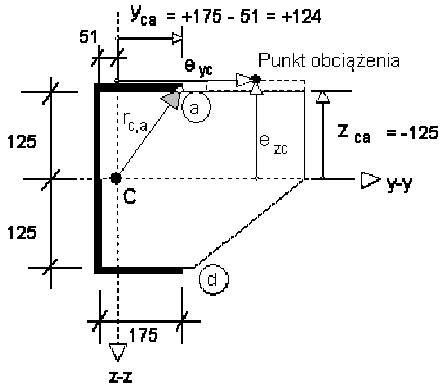
$$I_{\mathrm{zc}} = \int a \left(x_{\mathrm{c}}^2 + y_{\mathrm{c}}^2 \right) dl$$

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 3 z 8
Przy założeniu, że wszystkie spoiny mają jednakową grubość a: $\frac{A_w}{a} = \int dl = \sum l_i$ oraz $x_c = 0$: $\frac{I_{zc}}{a} = \int y_c^2 dl$ $\frac{I_{yc}}{a} = \int z_c^2 dl$ $\frac{I_{xc}}{a} = \int y_c^2 + z_c^2 dl = \frac{I_{yc}}{a} + \frac{I_{zc}}{a}$	
Projektowanie spoin pachwinowych Do projektowania spoin pachwinowych są przewidziane dwie różne metody projektowania, określające wymaganą grubość spoiny w punkcie krytycznym. Pierwsza procedura opiera się na uproszczonym i bardziej konserwatywnym projektowaniu wytrzymałości na ścinanie spoiny pachwinowej. Obliczeniowa siła ścinająca na jednostkę długości spoiny w dowolnym punkcie złącza jest określona jako suma wektorowa obliczeniowych sił na jednostkę długości, uwzględniająca wszystkie siły i momenty przenoszone przez połączenie spawane. Ta siła ścinająca nie powinna przekraczać obliczeniowej nośności na jednostkę długości, przyjmowanej jako obliczeniowa wytrzymałość na ścinanie pomnożona przez grubość spoiny. Takie podejście ignoruje orientację płaszczyzny grubości spoiny do kierunku siły wypadkowej na jednostkę długości. Druga procedura opiera się na porównaniu podstawowej obliczeniowej wytrzymałości słabszej części złącza do przyłożonego obliczeniowego naprężenia w spoinie określonego przez wzór von Misesa. Takie podejście jest bardziej precyzyjne, ponieważ pozwala na orientację płaszczyzny spoiny w kierunku powstałej siły wypadkowej na jednostkę długości.	pkt 7.4.2
1. Metoda uproszczona Sprawdzenie nośności spoiny pachwinowej jest następujące: $F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} \le F_{w,Rd} = af_{vw,d} = a\left(\frac{f_u/\sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{M2}}\right)$ gdzie: $f_{vw,d}$ – obliczeniowa wytrzymałość spoiny na ścinanie, $F_{w,Rd}$ – obliczeniowa (na ścinanie) nośność na jednostkę długości spoiny o grubości a.	EN 1993-1-8 klauzula 4.5.3.3
Dla stali nierdzewnych β_w przyjmuje się równy 1,0. Gdy procedura projektowania wymaga wyznaczenia odpowiedniej grubości spoiny, wyrażenie obliczeniowe przyjmuje postać: $a \ge \frac{F_{w,Ed}}{f_{vw,d}}$	pkt 7.4.2

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 4 z 8
2. Metoda kierunkowa W metodzie kierunkowej siły przenoszone przez spoinę są rozdzielane na naprężenia normalne i styczne względem przekroju spoiny (patrz rys. 4.5 w EN 1993--1-8): • naprężenie normalne $\sigma_\perp$ prostopadłe do przekroju spoiny, • naprężenie styczne $\tau_{\|}$ równoległe do osi spoiny, • naprężenie styczne $\tau_\perp$ prostopadłe do przekroju spoiny. Naprężenie normalne $\sigma_{\|}$ równoległe do osi spoiny nie musi być rozpatrywane. W przypadku kombinacji naprężeń $\sigma_\perp$, $\tau_{\|}$ oraz $\tau_\perp$ wymagania normowe są następujące: $\sqrt{\sigma_\perp^2 + 3(\tau_\perp^2 + \tau_{\|}^2)} \le \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}}$ i $\sigma_\perp \le \frac{0,9 f_u}{\gamma_{M2}}$	wzór (7.14) i (7.15)
W obecnym przypadku płaskiej spoiny pachwinowej równoramiennej ostatnie sprawdzenie nie jest decydujące. Może to jednak mieć znaczenie krytyczne w przypadku spoin czołowych z niepełnym przetopem, w połączeniach ukośnych. Zamiast obliczać składowe naprężeń w przekroju spoiny, w płaszczyźnie *y*-*z* dla spoin równoramiennych można zastosować następujące sprawdzenie według wzoru: $2F_{w,x}^2 + 2F_{w,y}^2 + 2F_{w,z}^2 + F_{w,y}^2 \cos^2\theta + F_{w,z}^2 \sin^2\theta - 2F_{w,x}F_{w,y}\sin\theta + 2F_{w,x}F_{w,z}\cos\theta$ $+2F_{w,y}F_{w,z}\sin\theta\cos\theta \le \left(a\frac{f_u}{\beta_w\gamma_{M2}}\right)^2$ UWAGA: Indeksy dolne zostały skrócone: $F_{w,x}$ dla $F_{wx,Ed}$ itd. W powyższym wyrażeniu kąt θ wyznacza się pomiędzy osią *y* a osią spoiny, jak pokazano poniżej:  	
Składowe siły w punkcie krytycznym spoiny określono w Załączniku do tego przykładu obliczeniowego	
1. Metoda uproszczona Obliczeniową wytrzymałość spoiny na ścinanie określa się jako: $f_{vw,d} = \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}\sqrt{3}} = \frac{530}{1,0 \times 1,25 \times \sqrt{3}} \approx 245$ N/mm²	EN 1993-1-8 wzór 4.4
Wartość wypadkowej siły na jednostkę długości w przekroju spoiny grubości 1 mm jest następująca: $F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} = \sqrt{243^2 + 747^2 + 966^2} = 1245$ N/mm	

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 5 z 8
Wymagana grubość przekroju spoiny: $a \geq \frac{F_{\mathrm{w,Ed}}}{f_{\mathrm{vw,d}}} = \frac{1245}{245} \approx 5{,}0 \text{ mm}$	
2. Metoda kierunkowa	
W punkcie (a), gdzie kąt θ wynosi 0°, sprawdzenie normowe przyjmuje postać: $2F_{\mathrm{wx,Ed}}^2 + 3F_{\mathrm{wy,Ed}}^2 + 2F_{\mathrm{wz,Ed}}^2 + 2F_{\mathrm{wx,Ed}}F_{\mathrm{wz,Ed}} \leq \left(a\frac{f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}}\right)^2$	
Wymagana grubość przekroju spoiny: $a \geq \frac{\sqrt{2\times(-243)^2 + 3\times(747)^2 + 2\times(966)^2 + 2\times(-243)\times(966)}}{530/1{,}25} = 4{,}8 \text{ mm}$	
Przyjęto grubość spoiny 5 mm i założono, że spoina jest o pełnym przekroju na całej jej długości.	
UWAGA: Współczynnik redukcji jest wymagany dla złączy spawanych gdy efektywna długość spoiny jest większa niż 150*a*. Współczynnik redukcyjny jest mniej istotny dla przedstawionego typu połączenia. Niemniej jednak, rozważając bezpiecznie całą długość spawanego połączenia i grubość spoiny 5 mm, uzyskuje się: $\beta_{\mathrm{LW,1}} = 1{,}2 - \frac{0{,}2L_{\mathrm{j}}}{150a} = 1{,}2 - \frac{0{,}2\times 600}{150\times 5} = 1{,}04 > 1{,}0$	EN 1993-1-8 wzór (4.9)
Przyjęto $\beta_{\mathrm{LW,1}}$ = 1,0. Można stwierdzić, że zastosowanie współczynnika redukcyjnego do wytrzymałości spoiny nie jest wymagane.	
Załącznik – Obliczanie składowych siły w krytycznym punkcie spoiny	
Geometryczne właściwości połączenia spawanego	
Istnieją dwa identyczne złącza, po jednym z każdej strony słupa, przejmujące przyłożone obciążenia. Należy sprawdzić tylko jedno połączenie.	
Powierzchnia przekroju spoiny i położenia środka ciężkości oraz punktu krytycznego	
Powierzchnia spoin (przekrój nośny) każdego z połączeń wykonanych z prostych odcinków o długości L_i i stałej grubości przekroju *a* dla każdego 1 mm grubości spoiny wynosi: $\frac{A_{\mathrm{w}}}{a} = \frac{a\int ds}{a} = \frac{\sum A_{\mathrm{w},i}}{a} = \frac{\sum aL_{\mathrm{w},i}}{a} = \sum L_i = 2\times 175 + 250 = 600 \text{ mm}^2/\text{m}$	
Odległość środka ciężkości od pionowej strony (równolegle do osi *z*) połączenia o stałej grubości spoiny *a*: $\bar{y} = \frac{\sum \bar{y}_i \frac{A_{\mathrm{w},i}}{a}}{\sum \frac{A_{\mathrm{w},i}}{a}} = \frac{\sum \bar{y}_i L_i}{\sum L_i} = \frac{2\times(87{,}5\times 175) + 0\times 250}{600} \approx 51 \text{ mm}$	

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 6 z 8



Współrzędne krytycznego punktu złącza (a) względem głównych osi przechodzących przez środek ciężkości C wynoszą:

$y_{ca} = +(175-51) = +124\ \text{mm} \qquad z_{ca} = -125\ \text{mm}$

UWAGA: Punkt (d) może być również wybrany na potencjalny punkt krytyczny, dla którego:

$y_{ca} = +(175-51) = +124\ \text{mm} \qquad z_{ca} = +125\ \text{mm}$

Jednakże, w tym układzie obciążenia uznano, że punkt (a) jest najbardziej krytyczny.

Moment bezwładności powierzchni przekroju nośnego spoin

Dla każdego z połączeń, na każdy 1 mm grubości spoiny otrzymano:

$$\frac{I_{yc}}{a} = \int z_c^2 ds = 2\times175\times125^2 + \frac{250^3}{12} = 6{,}77\times10^6\ \text{mm}^4/\text{mm}$$

$$\frac{I_{zc}}{a} = \int y_c^2 ds = 250\times51^2 + 2\times\frac{175^3}{12} + 2\times175\times(87{,}5-51)^2 = 2{,}01\times10^6\ \text{mm}^4/\text{mm}$$

Dla momentu „skręcającego” odpowiednim momentem bezwładności połączenia jest moment biegunowy:

$$I_{xc} = a\int r_c^2 ds = a\int y_c^2 ds + a\int z_c^2 ds = I_{zc} + I_{yc}$$

co daje:

$$\frac{I_{xc}}{a} = (6{,}77+2{,}01)\times10^6 = 8{,}78\times10^6\,\text{mm}^4/\text{mm}$$

Przyłożone siły i momenty

Zakłada się, że przyłożone obciążenia i momenty są dzielone równomiernie przez oba złącza. Zastosowane siły osiowe i ścinające złącze są następujące:

$$N_{x,Ed} = -\frac{20}{2} = -10\ \text{kN} \qquad N_{y,Ed} = +\frac{30}{2} = +15\ \text{kN} \qquad N_{z,Ed} = +\frac{300}{2} = +150\ \text{kN}$$

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 7 z 8

Przyłożone momenty są obliczane przy użyciu składowych sił i ich mimośrodów. Mimośrody, tzn. współrzędne efektywnego punktu obciążenia, wynoszą:

e_{xc} = 0, ponieważ efektywny punkt obciążenia znajduje się w płaszczyźnie *y-z* złącza

e_{yc} = 300 – 100 + 175 – 51 = + 324 mm

e_{zc} = – 140 mm

W rezultacie przyłożone momenty na połączenie wynoszą:

$$M_{\mathrm{xc,Ed}} = e_{\mathrm{yc}} N_{\mathrm{z,Ed}} - e_{\mathrm{zc}} N_{\mathrm{y,Ed}} = (+324)\times(+150) - (-140)\times(+15) = +50{,}7 \text{ kNm}$$

$$M_{\mathrm{yc,Ed}} = e_{\mathrm{zc}} N_{\mathrm{x,Ed}} - e_{\mathrm{xc}} N_{\mathrm{z,Ed}} = (-140)\times(-10) - (0)\times(+150) = +1{,}4 \text{ kNm}$$

$$M_{\mathrm{zc,Ed}} = e_{\mathrm{xc}} N_{\mathrm{y,Ed}} - e_{\mathrm{yc}} N_{\mathrm{x,Ed}} = (0)\times(+15) - (+324)\times(-10) = +3{,}24 \text{ kNm}$$

Składowe sił w punkcie krytycznym spoiny

Dla połączenia w płaszczyźnie *y-z* składowe sił na jednostkę długości spoiny w punkcie (a) są następujące:

$$F_{\mathrm{wx,Ed}} = \frac{N_{\mathrm{x,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}/a} + \frac{z_{\mathrm{ca}} M_{\mathrm{yc,Ed}}}{I_{\mathrm{yc}}/a} - \frac{y_{\mathrm{ca}} M_{\mathrm{zc,Ed}}}{I_{\mathrm{zc}}/a}$$

$$F_{\mathrm{wy,Ed}} = \frac{N_{\mathrm{y,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}/a} - \frac{z_{\mathrm{ca}} M_{\mathrm{xc,Ed}}}{I_{\mathrm{xc}}/a}$$

$$F_{\mathrm{wz,Ed}} = \frac{N_{\mathrm{zc,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}/a} / \frac{y_{\mathrm{ca}} M_{\mathrm{xc,Ed}}}{I_{\mathrm{xc}}/a}$$

Rozkłady składowych sił w spoinie (we wszystkich punktach spawanego połączenia) od przyłożonych składowych sił są następujące:

$$F_{\mathrm{w,x}}^{\mathrm{N_x}} = \frac{N_{\mathrm{x,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}/a} = \frac{-10}{600} = -17 \text{ N/mm}$$

$$F_{\mathrm{w,y}}^{\mathrm{N_y}} = \frac{N_{\mathrm{y,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}/a} = \frac{+15}{600} = +25 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,z}^{N_z} = \frac{N_{\mathrm{z,Ed}}}{A_{\mathrm{w}}/a} = \frac{+150}{600} = +250 \text{ N/mm}$$

Różne rozkłady składowych sił na jednostkę długości spoiny w punkcie (a) od przyłożonych składowych momentów wynoszą:

$$F_{\mathrm{w,y}}^{\mathrm{M_{xc}}} = -M_{\mathrm{xc,Ed}} \frac{z_{\mathrm{c,a}}}{I_{\mathrm{xc}}/a} = -50{,}7\times10^6 \times \frac{(-125)}{8{,}78\times10^6} = +722 \text{ N/mm}$$

$$F_{\mathrm{w,z}}^{\mathrm{M_{xc}}} = +M_{\mathrm{xc,Ed}} \frac{y_{\mathrm{c,a}}}{I_{\mathrm{xc}}/a} = +50{,}7\times10^6 \times \frac{(+124)}{8{,}78\times10^6} = +716 \text{ N/mm}$$

$$F_{\mathrm{w,x}}^{\mathrm{M_{yc}}} = +M_{\mathrm{yc,Ed}} \frac{z_{\mathrm{c,a}}}{I_{\mathrm{yc}}/a} = +1{,}41\times10^6 \times \frac{(-125)}{6{,}77\times10^6} = -26 \text{ N/mm}$$

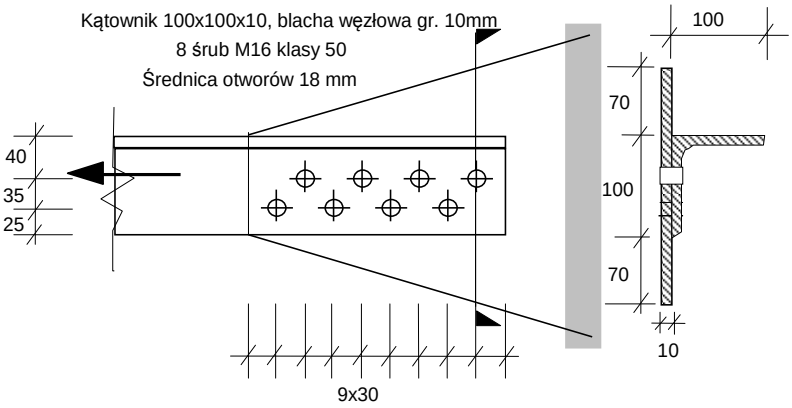
$$F_{\mathrm{w,x}}^{\mathrm{M_{zc}}} = -M_{\mathrm{zc,Ed}} \frac{y_{\mathrm{c,a}}}{I_{\mathrm{zc}}/a} = -3{,}24\times10^6 \times \frac{(+124)}{2{,}01\times10^6} = -200 \text{ N/mm}$$

Przykład obliczeniowy 5. Połączenie spawane	Arkusz 8 z 8
Połączenie składowych sił i momentów w punkcie (a) daje: $F_{\mathrm{wx,Ed}} = F_{\mathrm{w,x}}^{\mathrm{N_x}} + F_{\mathrm{w,x}}^{\mathrm{M_{yc}}} + F_{\mathrm{w,x}}^{\mathrm{M_{zc}}} = -17 - 26 - 200 = -243$ N/mm $F_{\mathrm{wy,Ed}} = F_{\mathrm{w,y}}^{\mathrm{N_y}} + F_{\mathrm{w,y}}^{\mathrm{M_{xc}}} = +25 + 722 = +747$ N/mm $F_{\mathrm{wz,Ed}} = F_{\mathrm{w,z}}^{\mathrm{N_z}} + F_{\mathrm{w,z}}^{\mathrm{M_{xc}}} = +250 + 716 = +966$ N/mm W rezultacie otrzymano obliczeniowe składowe siły na jednostkę długości połączenia spawanego o grubości spoiny 1 mm w całej jej długości.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 6
	Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał IR	Data 10/02	
		Sprawdził MEB	Data 04/06	
		Sprawdził UDE	Data 01/17	

Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe

Kątownik (100×100×10) poddany rozciąganiu jest połączony jednym ramieniem do blachy węzłowej o grubości 10 mm. Materiał, z jakiego wykonano kątownik i blachę, to stal nierdzewna austenityczna gatunku 1.4401. Do połączenia wykorzystano osiem śrub, również ze stali austenitycznej klasy 50, o średnicy 16 mm, umieszczonych w otworach o układzie przestawionym. Należy określić obliczeniową nośność połączenia.



Połączenie kategorii A: Połączenie dociskowe. — PN EN 1993-1-8 pkt 3.4.1

Obliczeniowa wartość obciążenia (siły skupionej) nie powinna przekraczać obliczeniowej nośności na ścinanie i docisk.

Właściwości materiału

Kątownik i blacha są wykonane ze stali austenitycznej gatunku 1.4401: — tabl. 2.2

f_y = 220 N/mm^2 i f_u = 530 N/mm^2 — pkt 2.3.1

Przyjęto śruby ze stali austenitycznej klasy 50:

f_{yb} = 210 N/mm^2 i f_{ub} = 500 N/mm^2. — tabl. 2.6

Współczynniki częściowe

Do obliczeń nośności przekroju brutto: $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1{,}1$ — tabl. 4.1

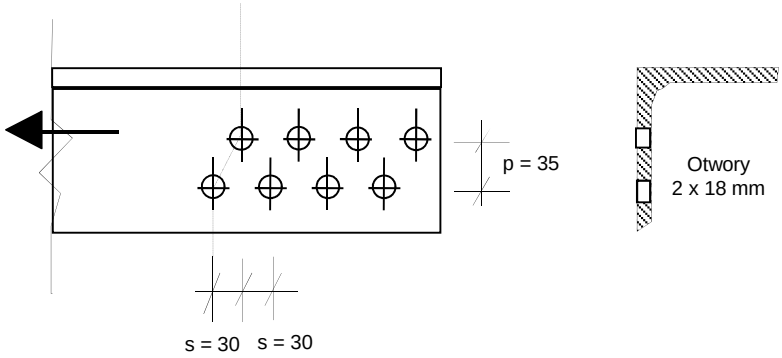
Do obliczeń nośności przekroju netto: $\gamma_{M2} = 1{,}25$

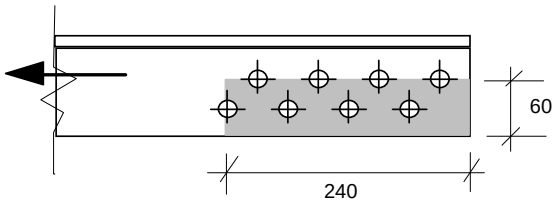
Do obliczeń nośności śrub na ścinanie i rozerwania blokowego: $\gamma_{M2} = 1{,}25$

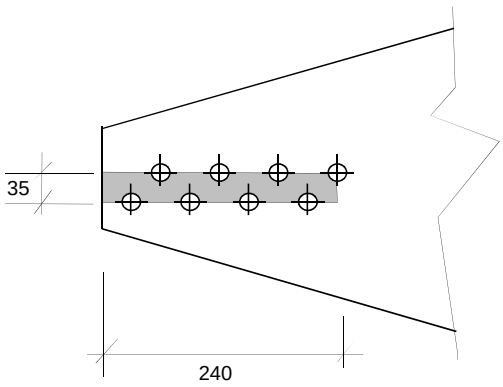
Rozmieszczenie i średnice otworów — pkt 7.2.3

Dla śrub M16 wymagana średnica otworu d_0 = 18 mm.

Odległość czołowa: e_1 = 30 mm, a odległość boczna e_2 = 25 mm.

Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe	Arkusz 2 z 6
e_1 i $e_2 < 4t + 40 = 4 \times 10 + 40 = 80$ mm oraz $> 1{,}2d_0 = 1{,}2 \times 18 = 21{,}6$ mm Dla przestawionego układu śrub: - rozstaw $p_1 = 60$ mm $> 2{,}2d_0 = 39{,}6$ mm - odległość między dwoma śrubami w układzie przestawionym: $\sqrt{30^2 + 35^2} = 46{,}1 \text{ mm} > 2{,}4\text{d}_0 = 43{,}2 \text{ mm}$ - a zatem rozstaw dla otworów przestawionych $p_2 = 35$ mm $> 1{,}2d_0 = 21{,}6$ mm UWAGA: W przypadku ściskania wartości e_2 i p_1 powinny być dobrane tak, aby zapewnić nośność na lokalną utratę stateczności odpowiednio części zewnętrznej i wewnętrznej. Sprawdzenia wymagają zarówno kątownik, jak i blacha.	
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju brutto kątownika	pkt 7.2.3
Pole przekroju brutto kątownika: $A_g = 1915$ mm^2 Obliczeniowa nośność plastyczna: $N_{\text{pl,Rd}} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1915 \times 220}{1{,}1 \times 10^3} = 383 \text{ kN}$	wzór (7.6)
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto kątownika	
W przypadku otworów o układzie przestawionym pole przekroju netto powinno być przyjęte jako wartość mniejsza z dwóch: pole przekroju brutto minus pole otworów jak dla układu nieprzestawionego, lub: $A_g - t\left(nd_0 - \sum\left[\frac{s^2}{4p}\right]\right)$ Pole przekroju netto jak dla otworów nieprzestawionych: $A_g - td_0 = 1915 - 10 \times 18 = 1735 \text{ mm}^2$ Pole przekroju netto między dwoma przestawionymi otworami: $n = 2$, $s = 30$ mm oraz $p = 35$ mm	pkt 5.6.4
	
$A_{\text{net}} = A_g - t\left(nd_0 - \sum\frac{s^2}{4p}\right) = 1915 - 10 \times \left((2 \times 18) - \frac{30^2}{4 \times 35}\right)$ $= 1915 - 10 \times (36 - 6{,}4) = 1619 \text{ mm}^2$ zatem $A_{\text{net}} = 1619$ mm².	

Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe	Arkusz 3 z 6
Konserwatywnie można użyć współczynnika redukcyjnego, jak dla kątowników połączonych jednym ramieniem. Dla połączeń na więcej niż 3 śruby w rzędzie z interpolacji otrzymano $\beta_3 = 0{,}57$.	tabl. 7.1
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto kątownika wynosi:	pkt 7.2.3
$N_{\mathrm{u,Rd}} = \dfrac{\beta_3 A_{\mathrm{net}} f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} = \dfrac{0{,}57 \times 1619 \times 530}{1{,}25 \times 10^3} = 391\ \mathrm{kN}$	wzór (7.10)
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe kątownika	
Formuły służące do obliczeń rozerwania blokowego zostały przyjęte z PN-EN 1993-1-8 (zamiast PN-EN 1993-1-1), gdyż ta pierwsza wyraźnie obejmuje kątowniki.	
	
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe z uwzględnieniem przestawionego układu otworów:	
$V_{\mathrm{eff,2,Rd}} = \dfrac{0{,}5 f_{\mathrm{u}} A_{\mathrm{nt}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} + \dfrac{f_{\mathrm{y}} A_{\mathrm{nv}}}{\sqrt{3}\gamma_{\mathrm{M0}}} = \dfrac{0{,}5 \times 530 \times (60-18) \times 10}{1{,}25 \times 10^3} + \dfrac{220 \times (240 - 4 \times 18) \times 10}{\sqrt{3} \times 1{,}1 \times 10^3}$ $= 89 + 194 = 283\ \mathrm{kN}$	PN EN 1993-1-8 pkt 3.10.2(3) wzór (3.10)
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe dla otworów nieprzestawionych:	
$V_{\mathrm{eff,2,Rd}} = \dfrac{0{,}5 f_{\mathrm{u}} A_{\mathrm{nt}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} + \dfrac{f_{\mathrm{y}} A_{\mathrm{nv}}}{\sqrt{3}\gamma_{\mathrm{M0}}} = \dfrac{0{,}5 \times 530 \times (60-18-9) \times 10}{1{,}25 \times 10^3} + \dfrac{220 \times (240 - 3 \times 18 - 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1{,}1 \times 10^3}$ $= 70 + 204 = 274\ \mathrm{kN}$	PN EN 1993-1-8 pkt 3.10.2(3) wzór (3.10)
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju brutto blachy węzłowej	
Pole przekroju brutto na wysokości ostatniej łączonej śruby:	pkt 5.7.2
$A_{\mathrm{g}} = 10 \times (100 + 70 + 70) = 2400\ \mathrm{mm}^2$	
Obliczeniowa nośność plastyczna:	
$N_{\mathrm{pl,Rd}} = \dfrac{A_{\mathrm{g}} f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}} = \dfrac{2400 \times 220}{1{,}1 \times 10^3} = 480\ \mathrm{kN}$	wzór (5.23)
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto blachy węzłowej	
Pole przekroju netto na wysokości ostatniej łączonej śruby (gdzie przyłożone obciążenie jest największe), umieszczonej niesymetrycznie w blasze na szerokości:	pkt 5.7.2
$b = 100 + 70 + 70 = 240\ \mathrm{mm}$ $A_{\mathrm{net}} = A_{\mathrm{g}} - d_0 t = 2400 - 18 \times 10 = 2220\ \mathrm{mm}^2$	
Pole przekroju netto między dwoma przestawionymi otworami, gdzie $s = 30$ mm oraz $p = 35$ mm:	

Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe	Arkusz 4 z 6
$A_{net} = A_g - 2d_0 t + \frac{s^2 t}{4p} = 2400 - 2\times 18\times 10 + \frac{30^2\times 10}{4\times 35}$	
$= 2400 - 360 + 64 = 2104$ mm²	
Zatem A_{net} = 2104 mm².	
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto blachy na wysokości ostatniej łączonej śruby:	
$N_{u,Rd} = \frac{kA_{net} f_u}{\gamma_{M2}}$	wzór (5.24)
Dla tego przykładu współczynnik k = 1,0 (k = 1,0 dla otworów z gładkimi krawędziami)	
$N_{u,Rd} = \frac{1{,}0\times 2104\times 530}{1{,}25\times 10^3} = 892$ kN	
Zaleca się, żeby sprawdzić również nośność przekroju netto pośrednich przekrojów blachy.	
Pole przekroju blachy przy pierwszej śrubie (najbliżej jej krawędzi)	
(gdzie b = 100 + 30 / 240 × 140 = 117,5 mm)	
$A_{net} = A_g - d_0 t$ = 117,5 × 10 – 18 × 10 = 995 mm²	
Ten przekrój musi być zdolny do przeniesienia obciążenia od jednej śruby.	
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto:	
$N_{u,Rd} = \frac{kA_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{1{,}0\times 995\times 530}{1{,}25\times 10^3} = 421$ kN	wzór (5.24)
Ponieważ, przyłożone obciążenie nie może przekroczyć nośności samego kątownika na rozciąganie (która jest mniejsza niż powyższa wartość), nie ma potrzeby sprawdzania pozostałych przekrojów blachy.	
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe blachy węzłowej	
	

Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe	Arkusz 5 z 6
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe z uwzględnieniem przestawionego układu otworów: $$V_{\mathrm{eff,1,Rd}} = \frac{f_{\mathrm{u}} A_{\mathrm{nt}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} + \frac{f_{\mathrm{y}} A_{\mathrm{nv}}}{\sqrt{3}\gamma_{\mathrm{M0}}} = \frac{530\times(35-9)\times10}{1,25\times10^3} + \frac{220\times(240-4\times18+240-3\times18-9)\times10}{\sqrt{3}\times1,1\times10^3} = 110,2+398,4 = 508\ \mathrm{kN}$$	PN EN 1993-1-8 pkt 3.10.2(2) wzór (3.9)
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe dla otworów nieprzestawionych: $$V_{\mathrm{eff,1,Rd}} = \frac{f_{\mathrm{u}} A_{\mathrm{nt}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}} + \frac{f_{\mathrm{y}} A_{\mathrm{nv}}}{\sqrt{3}\gamma_{\mathrm{M0}}} = \frac{530\times(35-2\times9)\times10}{1,25\times10^3} + \frac{220\times(2\times240-6\times18-2\times9)\times10}{\sqrt{3}\times1,1\times10^3} = 72,1+408,8 = 480\ \mathrm{kN}$$	PN EN 1993-1-8 pkt 3.10.2(2) wzór (3.9)
Obliczeniowa nośność śruby na ścinanie	
Obliczeniowa nośność śruby M16 klasy 50 o polu przekroju $A = A_{\mathrm{s}} = 157\ \mathrm{mm}^2$:	
$$F_{\mathrm{v,Rd}} = \frac{\alpha\, f_{\mathrm{ub}} A}{\gamma_{\mathrm{M2}}}$$	wzór (7.11)
Wartość współczynnika α może być podana w załączniku krajowym. Zaleca się przyjmować wartość α = 0,6, gdy płaszczyzna ścinania przechodzi przez część gwintowaną lub niegwintowaną śruby.	pkt 7.2.4
$$F_{\mathrm{v,Rd}} = \frac{\alpha\, f_{\mathrm{ub}} A}{\gamma_{\mathrm{M2}}} = \frac{0,6\times500\times157}{1,25\times10^3} = 37,7\ \mathrm{kN}$$	
Obliczeniowa nośność na ścinanie grupy śrub: $n_{\mathrm{b}} F_{\mathrm{v,Rd}} = 8 \times 37,7 = 302$ kN	
Obliczeniowa nośność śruby na docisk	
Nośność śrub na docisk jest określona wzorem:	pkt 7.2.3
$$F_{\mathrm{b,Rd}} = \frac{2,5\alpha_{\mathrm{b}}\, k_{\mathrm{t}}\, t\, d\, f_{\mathrm{u}}}{\gamma_{\mathrm{M2}}}$$	wzór (7.1)
Nośność na docisk śruby M16 do ścianki o grubości t = 10 mm. Odległość czołowa e_1 = 30 mm, odległość boczna e_2 = 25 mm (>1,2d_0 = 21,6 mm), rozstaw śrub p_1 = 60 mm oraz p_2 = 35 mm.	
Połączenia śrubowe dzielą się na dwie grupy pod względem grubości łączonych blach. Połączenia grubych blach to takie, gdzie grubości ścianek przekraczają 4 mm, a połączenia blach cienkich to te mające ścianki o grubości mniejszej lub równej 4 mm. Ten przykład dotyczy połączenia grubych blach o grubości $t_{\min}$ = 10 mm, a zatem ich deformacja nie odgrywa istotnej roli przy sprawdzaniu nośności. Dla najbardziej skrajnej śruby, gdzie e_1 = 30 mm i p_1 = 60 mm współczynnik docisku w kierunku działania obciążenia α_{b} jest określany ze wzoru:	pkt 7.2.3
$$\alpha_{\mathrm{b}} = \min\left\{\begin{matrix}1,0\\ \dfrac{e_1}{3d_0}\end{matrix}\right\} = \min\left\{\begin{matrix}1,0\\ \dfrac{30}{3\times18} = 0,556\end{matrix}\right\} = 0,556$$	

Przykład obliczeniowy 6. Połączenie śrubowe	Arkusz 6 z 6

Współczynnik docisku w kierunku prostopadłym do kierunku działania obciążenia k_t:

$$k_t = \begin{cases} 1{,}0 & \text{for } \left(\dfrac{e_2}{d_0}\right) > 1{,}5 \\ 0{,}8 & \text{for } \left(\dfrac{e_2}{d_0}\right) \le 1{,}5 \end{cases}$$

$$k_t = 0{,}8 \qquad \text{for } \frac{e_2}{d_0} = \frac{25}{18} = 1{,}39 \le 1{,}5$$

Obliczeniowa nośność skrajnej śruby na docisk:

$$F_{b,Rd} = \frac{2{,}5\alpha_b\, k_t\, t\, d\, f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{2{,}5 \times 0{,}556 \times 0{,}8 \times 10 \times 16 \times 530}{1{,}25 \times 10^3} = 75{,}44 \text{ kN}$$ wzór (7.1)

Obliczeniowa nośność grupy śrub na docisk:

$n_b F_{b,Rd} = 8 \times 75{,}44 = 604$ kN

Obliczeniowa nośność połączenia w stanie granicznym nośności

Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju brutto kątownika	$N_{pl,Rd}$	383 kN
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto kątownika	$N_{u,Rd}$	391 kN
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe kątownika (dla przestawionego układu otworów)	$V_{eff,2,Rd}$	283 kN
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe kątownika (dla nieprzestawionego układu otworów)	$V_{eff,2,Rd}$	**274 kN**
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju brutto blachy węzłowej	$N_{pl,Rd}$	480 kN
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto blachy węzłowej	$N_{u,Rd}$	892 kN
Obliczeniowa nośność na rozciąganie przekroju netto blachy węzłowej (przekrój na wysokości pierwszej śruby – najbliżej krawędzi blachy)	$N_{u,Rd}$	421 kN
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe blachy węzłowej (dla przestawionego układu otworów)	$V_{eff,1,Rd}$	508 kN
Obliczeniowa nośność na rozerwanie blokowe blachy węzłowej (dla nieprzestawionego układu otworów)	$V_{eff,1,Rd}$	480 kN
Obliczeniowa nośność śrub na ścinanie	$F_{v,Rd}$	302 kN
Obliczeniowa nośność śrub na docisk	$F_{b,Rd}$	604 kN

Decydującą formą zniszczenia jest rozerwanie blokowe kątownika (dla nieprzestawionego układu otworów):

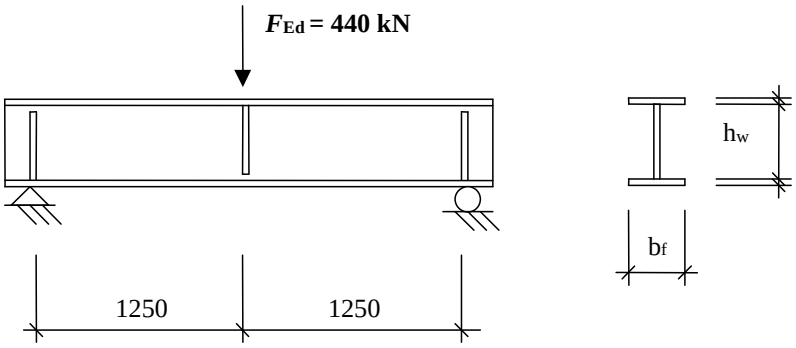
$V_{eff,2,Rd} = 274$ kN

UWAGA: Decydującą formą zniszczenia śrub jest ich ścięcie ($F_{v,Rd} = 302$ kN).

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 6
	Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał AO	Data 06/02	
		Sprawdził MEB	Data 04/06	
		Sprawdził ER/IA	Data 04/17	

Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego

Zaprojektuj dźwigar blachownicowy w odniesieniu do nośności na ścinanie. Dźwigar wykonany jako przekrój dwuteowy o rozpiętości zgodnej z zamieszczonym rysunkiem. Górna część pasa posiada stężenia boczne.



Zastosowano stal duplex 1.4162

f_y = 480 N/mm^2 dla części walcowanej na gorąco — tabl. 2.2

E = 200000 N/mm^2 — pkt 2.3.1

Przekrój poprzeczny przyjęto jako:
Pasy o polu: 12×200 mm^2
Środnik o polu: 4×500 mm^2
Żebra o polu: 12×98 mm^2
Grubość spoiny: 4 mm

Analiza konstrukcji

Maksymalna siła ścinająca i moment zginający:

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{440}{2} = 220 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed}L}{4} = \frac{440 \times 2,5}{4} = 275 \text{ kNm}$$

Współczynniki częściowe

γ_{M0} = 1,1 — tabl. 4.1

γ_{M1} = 1,1

Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego	Arkusz 2 z 6
Klasyfikacja przekroju	pkt 5.3
$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{480} \times \frac{200}{210}} = 0{,}683$	tabl. 5.2
Środnik zginany	tabl. 5.2
$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0{,}683} = 178{,}9 > 90,$ środnik klasy 4.	
Pas ściskany	tabl. 5.2
$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0{,}683} = 11{,}3 \le 14{,}0,$ pas ściskany klasy 3.	
Otrzymano zatem przekrój klasy 4.	
Nośność na ścinanie	pkt 6.4.3
Nośność na niestateczność przy ścinaniu należy sprawdzić, gdy	
$h_w / t_w \ge \frac{24{,}3}{\eta} \varepsilon \sqrt{k_\tau}$ dla środników użebrowanych.	
a/h_w = 1250/500 = 2,5 > 1, $k_{\tau st}$ = 0, stąd	
$k_\tau = 5{,}34 + 4\left(\frac{h_w}{a}\right)^2 = 5{,}34 + 4\left(\frac{500}{1250}\right)^2 = 5{,}98$	wzór (6.26)
W PN-EN 1993-1-4 zalecana wartość $\eta = 1{,}2$	pkt 6.4.3
$h_w / t_w = \frac{500}{4} = 125 \ge \frac{24{,}3}{1{,}2} \times 0{,}683 \times \sqrt{5{,}98} = 33{,}8$	
Należy sprawdzić nośność na niestateczność przy ścinaniu:	
$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \le \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3}\, \gamma_{M1}} = \frac{1{,}2 \times 480 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1{,}1} \times 10^{-3} = 604{,}6$ kN	wzór (6.22)
$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3}\, \gamma_{M1}}$	wzór (6.23)
Gdy występują żebra podporowe i usztywniające, względna smukłość płytowa to:	
$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{37{,}4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}}\right) = \left(\frac{500}{37{,}4 \times 4 \times 0{,}683 \times \sqrt{5{,}98}}\right) = 2{,}00 > 0{,}65$	wzór (6.25)
$\chi_w = \frac{1{,}19}{\left(0{,}54 + \bar{\lambda}_w\right)}$ dla $\bar{\lambda}_w \ge 0{,}65$	tabl. 6.3
W związku z tym współczynnik niestateczności wynosi:	
$\chi_w = \frac{1{,}19}{\left(0{,}54 + 2{,}00\right)} = 0{,}468$	tabl. 6.3
$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{0{,}468 \times 480 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1{,}1} \times 10^{-3}$ = 235,9 kN	wzór (6.23)

Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego	Arkusz 3 z 6
Udział pasów może być uwzględniony, jeśli pasy nie są w pełni wykorzystane do przeniesienia momentu zginającego. Obliczeniowa nośność przy zginaniu przekroju złożonego wyłącznie z części pasów to:	pkt 6.4.3
$M_{\mathrm{f,Rd}} = 12 \times 200 \times \frac{480}{1,1} \times (500+12) \times 10^{-6} = 536,2\ \mathrm{kNm}$	
$M_{\mathrm{f,Rd}} > M_{\mathrm{Ed}} = 275$ kNm, dlatego pasy zapewniają nośność na niestateczność przy ścinaniu.	
$V_{\mathrm{bf,Rd}} = \frac{b_{\mathrm{f}} t_{\mathrm{f}}^2 f_{\mathrm{yf}}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left[\frac{M_{\mathrm{Ed}}}{M_{\mathrm{f,Rd}}} \right]^2 \right]$	wzór (6.29)
$c = a \left[0,17 + \frac{3,5 b_{\mathrm{f}}\, t_{\mathrm{f}}^2\, f_{\mathrm{yf}}}{t_{\mathrm{w}}\, h_{\mathrm{w}}^2\, f_{\mathrm{yw}}} \right]$, ale $\frac{c}{a} \le 0,65$	wzór (6.30)
$c = 1250 \times \left[0,17 + \frac{3,5 \times 200 \times 12^2 \times 480}{4 \times 500^2 \times 480} \right] = 338,5\ \mathrm{mm}$	
338,5 mm < 0,65 x 1250 = 812,5 mm	
$V_{\mathrm{bf,Rd}} = \frac{200 \times 12^2 \times 480}{338 \times 1,1} \times \left[1 - \left[\frac{275}{536,2} \right]^2 \right] = 27,4\ \mathrm{kN}$	wzór (6.29)
$V_{\mathrm{b,Rd}} = V_{\mathrm{bw,Rd}} + V_{\mathrm{bf,Rd}} = 235,8 + 27,4 = 263,2\ \mathrm{kN} \le 604,6\ \mathrm{kN}$	wzór (6.22)
Żebra poprzeczne	pkt 6.4.5
Użebrowanie poprzeczne należy sprawdzić ze względu na docisk i wyboczenie giętne przy użyciu $\alpha = 0,49$ i $\bar{\lambda}_0 = 0,2$. Stosuje się przekrój współpracujący składający się z żeber i części środnika. Szerokość części środnika wynosi $11\varepsilon t_w$, w związku z czym przekrój poprzeczny żebra należy do klasy 3.	tabl. 6.1
$a/h_{\mathrm{w}} = 1250/500 = 2,5 \ge \sqrt{2}$, moment bezwładności żebra pośredniego wynosi:	wzór (6.51)
$I_{\mathrm{st}} \ge 0,75 h_{\mathrm{w}}\, t_{\mathrm{w}}^3 = 0,75 \times 500 \times 4^3 = 24000\ \mathrm{mm}^4$	wzór (6.51)
$I_{\mathrm{st}} = 2 \times \frac{(11 \times 0,683 \times 4) \times 4^3}{12} + \frac{12 \times 200^3}{12} = 8,00 \times 10^6\ \mathrm{mm}^4$ – warunek jest spełniony.	
Nośność na docisk wynosi:	
$N_{\mathrm{c,Rd}} = A_{\mathrm{g}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M0}}$	wzór (5.27)
$A_g = (12 \times 200 + 11 \times 0,683 \times 4 \times 2) = 2460,1\ \mathrm{mm}^2$	
$N_{\mathrm{c,Rd}} = 2460,1 \times 480 \times 10^{-3} / 1,1 = 1073,5\ \mathrm{kN}$	

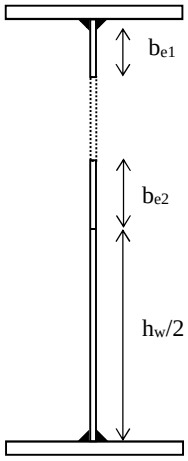
Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego	Arkusz 4 z 6
Nośność na wyboczenie giętne wynosi:	
$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$	wzór (6.2)
$\chi = \dfrac{1}{\varphi + \left[\varphi^2 - \bar{\lambda}^2\right]^{0,5}} \le 1$	wzór (6.4)
$\varphi = 0,5\left(1 + \alpha\left(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0\right) + \bar{\lambda}^2\right)$	wzór (6.5)
$\bar{\lambda} = \dfrac{L_{cr}}{i}\dfrac{1}{\pi}\sqrt{\dfrac{f_{yw}}{E}}$	wzór (6.6)
$L_{cr} = 0,75h_w = 0,75 \times 500 = 375$ mm	pkt 6.4.5
$\bar{\lambda} = \dfrac{375}{\sqrt{\dfrac{8\times10^6}{2460,1}}} \times \dfrac{1}{\pi} \times \sqrt{\dfrac{480}{200000}} = 0,103$	wzór (6.6)
$\varphi = 0,5\times\left(1 + 0,49\times\left(0,103 - 0,2\right) + 0,103^2\right) = 0,48$	wzór (6.5)
$\chi = \dfrac{1}{0,48 + \left[0,48^2 - 0,103^2\right]^{0,5}} = 1,05 > 1 \Rightarrow \chi = 1,0$	wzór (6.4)
Ponieważ $N_{b,Rd} = N_{c,Rd} = 1073,5$ kN > N_{Ed}, żebra poprzeczne mają wystarczającą nośność.	
Interakcja zginania i ścinania	
Jeżeli nośność na ścinanie wyrażona jako $\bar{\eta}_3$ przekracza 0,5, należy sprawdzić łączny efekt zginania i ścinania.	pkt 6.4.3
$\bar{\eta}_3 = \dfrac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \le 1,0$	wzór (6.36)
$\bar{\eta}_3 = \dfrac{220}{235,9} = 0,933 > 0,5,$ dlatego też należy rozważyć interakcję.	
Warunkiem jest:	
$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \dfrac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right)\left(2\bar{\eta}_3 - 1\right)^2 \le 1,0$ dla $\bar{\eta}_1 \ge \dfrac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}$	wzór (6.34)
gdzie:	
$\bar{\eta}_1 = \dfrac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}}$	wzór (6.35)
$M_{f,Rd} = 536,2$ kNm	
$M_{pl,Rd}$ jest nośnością plastyczną przekroju na zginanie.	
$M_{pl,Rd} = M_{f,Rd} + \dfrac{t_w h_w^2 f_y}{4\gamma_{M0}} = 536,2 + \dfrac{4\times500^2\times480}{4\times1,1\times10^6} = 645,3$ kNm	

Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego	Arkusz 5 z 6
Sprawdzenie warunków	
M_{Ed} = 275 kNm, stąd:	
$\bar{\eta}_1 = \frac{275}{645,3} = 0,426 \le 1,0$	wzór (6.35)
$\bar{\eta}_1$ spełnia warunek. Należy sprawdzić interakcję.	
$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right)\left(2\bar{\eta}_3 - 1\right)^2 = 0,426 + \left(1 - \frac{536,2}{645,3}\right) \times \left(2 \times 0,933 - 1\right)^2 = 0,553 < 1,0$	
Wynika z tego, że w podanych warunkach nośność dźwigara blachownicowego jest zapewniona w odniesieniu do ścinania, zginania oraz interakcji ścinania i zginania.	
Obliczanie właściwości przekroju współpracującego	
Pasy są klasy 3, a tym samym zapewniają nośność.	
Wysokość środnika należy zredukować za pomocą współczynnika redukcyjnego ρ, który dla spawanego środnika wynosi:	
$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^{\,2}} \le 1$	wzór (5.1)
$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$, gdzie $\bar{b} = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68$ mm	wzór (5.3)
Przy założeniu liniowo zmiennego, symetrycznego rozkładu naprężeń w obrębie środnika,	
$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$	
$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$	tabl. 5.3
$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,683 \times \sqrt{23,9}} = 1,29$	wzór (5.3)
$\rho = \frac{0,772}{1,29} - \frac{0,079}{1,29^2} = 0,55 \le 1$	wzór (5.1)
$b_{eff} = \rho\, b_c = \rho\, \bar{b} / (1 - \psi) = 0,55 \times 488,68/(1 - (-1)) = 134,76$ mm	tabl. 5.3
$b_{e1} = 0,4 b_{eff} = 0,4 \times 134,76 = 53,9$ mm	tabl. 5.3
$b_{e2} = 0,6 b_{eff} = 0,6 \times 134,76 = 80,9$ mm	

Przykład obliczeniowy 7. Nośność na ścinanie dźwigara blachownicowego	Arkusz 6 z 6

Obliczenie efektywnego wskaźnika wytrzymałości przy zginaniu

e_i przyjmuje się jako dodatnią odległość środka ciężkości od górnego i dolnego pasa.



$$A_{\text{eff}} = \sum_i A_i = b_{\text{f}} t_{\text{f}} \times 2 + \left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) t_{\text{w}} + b_{\text{e2}} t_{\text{w}} + \left(h_{\text{w}} / 2\right) t_{\text{w}} = 6361{,}7 \text{ mm}^2$$

$$e_{\text{eff}} = \frac{1}{A_{\text{eff}}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{\text{eff}}} \left[b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left(0\right) + b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}}\right) \right] +$$

$$+ \frac{1}{A_{\text{eff}}} \left[\left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) t_{\text{w}} \left(0{,}5\left(\left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) + t_{\text{f}}\right)\right) + \right.$$

$$\left. + b_{\text{e2}} t_{\text{w}} \left(0.5\left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}}\right) - b_{\text{e2}} / 2\right) + \left(h_{\text{w}} / 2\right) t_{\text{w}} \left(0{,}75 h_{\text{w}} + 0{,}5 t_{\text{f}}\right) \right] = 266{,}4 \text{ mm}$$

$$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_{\text{f}} t_{\text{f}}^3}{12} + \frac{t_{\text{w}} \left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right)^3}{12} + \frac{t_{\text{w}} b_{\text{e2}}^3}{12} + \frac{t_{\text{w}} \left(h_{\text{w}} / 2\right)^3}{12} +$$

$$+ b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left(e_{\text{eff}} - 0\right)^2 + b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left[e_{\text{eff}} - \left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}}\right)\right]^2 +$$

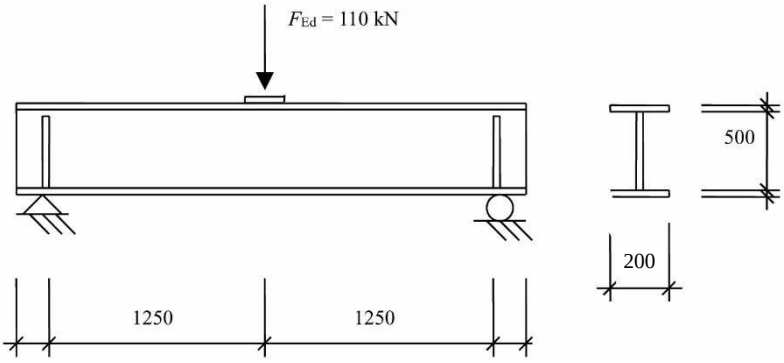
$$+ \left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) t_{\text{w}} \left[e_{\text{eff}} - 0{,}5\left(\left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) + t_{\text{f}}\right)\right]^2 + b_{\text{e2}} t_{\text{w}} \left[e_{\text{eff}} - 0{,}5\left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}} - b_{\text{e2}}\right)\right]^2 +$$

$$+ \left(h_{\text{w}} / 2\right) t_{\text{w}} \left[e_{\text{eff}} - \left(0{,}75 h_{\text{w}} + 0{,}5 t_{\text{f}}\right)\right]^2 = 3{,}472 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)					Arkusz 1 z 6
	Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione				
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	AO	Data	06/02
		Sprawdził	MEB	Data	04/06
		Sprawdził	ER/IA	Data	04/17

Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione

Istniejący dźwigar blachownicowy, uprzednio poddany równomiernemu obciążeniu, będzie ponownie poddawany skoncentrowanym obciążeniom. Sprawdzić, czy nośność dźwigara będzie zapewniona, po ponownym obciążeniu przyłożonym za pomocą płytki centrującej o grubości 12 mm. Dźwigar wykonany jako przekrój dwuteowy o rozpiętości zgodnej z zamieszczonym rysunkiem. Górna część pasa posiada stężenia boczne.



Zastosowano stal duplex 1.4462

f_y = 460 N/mm^2 dla części walcowanej na gorąco — tabl. 2.2

E = 200000 N/mm^2 — pkt 2.3.1

Przekrój poprzeczny przyjęto jako:

Pasy o polu: 12×200 mm^2

Środnik o polu: 4×500 mm^2

Żebra o polu: 12×98 mm^2

Grubość spoiny: 4 mm

Analiza konstrukcji

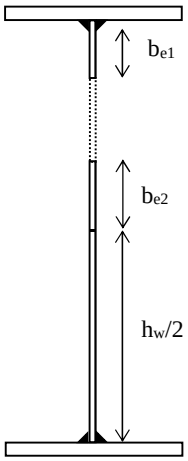
Maksymalna siła ścinająca i moment zginający:

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{110}{2} = 55 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed} L}{4} = \frac{110 \times 2,5}{4} = 68,75 \text{ kNm}$$

Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione	Arkusz 2 z 6
Współczynniki częściowe	
$\gamma_{M0} = 1{,}1$	tabl. 4.1
$\gamma_{M1} = 1{,}1$	
Klasyfikacja przekroju	pkt 5.3
$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{460} \times \frac{200}{210}} = 0{,}698$	tabl. 5.2
Środnik zginany	tabl. 5.2
$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0{,}698} = 175{,}1 > 90,$ środnik klasy 4.	
Pas ściskany	tabl. 5.2
$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0{,}698} = 11{,}0 \le 14{,}0,$ pas ściskany klasy 3.	
Otrzymano zatem przekrój klasy 4.	
Nośność na siłę skupioną	pkt 6.4.4
Obciążenie projektowe nie powinno przekraczać nośności:	
$F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1}$	wzór (6.37)
Efektywny wymiar środnika L_{eff} jest obliczany jako:	
$L_{eff} = \chi_F l_y$	wzór (6.45)
gdzie współczynnik redukcyjny	
$\chi_F = \frac{0{,}5}{\bar{\lambda}_F} \le 1{,}0$	wzór (6.46)
Smukłość jest obliczana jako:	
$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{cr}}}$	wzór (6.47)
Efektywna szerokość strefy obciążenia jest określana następująco:	
$l_y = s_s + 2t_f \left(1 + \sqrt{m_1 + m_2}\right)$	wzór (6.41)
gdzie s_s jest długością strefy docisku, a m_1 i m_2 są parametrami bezwymiarowymi:	
$m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w}$	wzór (6.38)
$m_2 = 0{,}02 \left(\frac{h_w}{t_f}\right)^2$ dla $\bar{\lambda}_F > 0{,}5$	wzór (6.39)
$m_2 = 0$ dla $\bar{\lambda}_F \le 0{,}5$	wzór (6.40)
s_s jest przyjmowany ostrożnie jako podwojona grubość płytki centrującej, czyli 24 mm.	rys. 6.5

Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione	Arkusz 3 z 6
$m_1 = \frac{460 \times 200}{460 \times 4} = 50$	wzór (6.38)
$m_2 = 0,02 \times \left[\frac{500}{12}\right]^2 = 34,7,$ podsumowując $\bar{\lambda}_F > 0,5$	wzór (6.39)
$l_y = 24 + 2 \times 12 \times \left(1 + \sqrt{50 + 34,7}\right) = 268,9$ mm	wzór (6.41)
Siła krytyczna obliczana jest jako:	
$F_{cr} = 0,9 k_F E \frac{t_w^3}{h_w}$	wzór (6.48)
Współczynnik wyboczeniowy zależy od rodzaju obciążenia, należy przyjąć *a*.	
$k_F = 6 + 2\left[\frac{h_w}{a}\right]^2 = 6 + 2 \times \left[\frac{500}{2500}\right]^2 = 6,08$	rys. 6.4
$F_{cr} = 0,9 \times 6,08 \times 200000 \times \frac{4^3}{500} \times 10^{-3} = 140,1$ kN	wzór (6.48)
$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{268,9 \times 4 \times 460}{140,1 \times 10^3}} = 1,88 > 0,5,$ zatem założenie jest poprawne	wzór (6.47)
$\chi_F = \frac{0,5}{1,88} = 0,27 \le 1,0$	wzór (6.46)
$L_{eff} = 0,27 \times 268,9 = 72,6$ mm	
$F_{Ed} = 110 \le 460 \times 72,6 \times 4 / (1,1 \times 10^3) = 121,4$ kN	wzór (6.37)
Nośność jest zatem zapewniona.	
Interakcja pomiędzy siłą poprzeczną, momentem zginającym i siłą osiową	
Interakcja jest sprawdzana zgodnie z PN-EN 1993-1-5: 2006.	
$0,8 \times \eta_1 + \eta_2 \le 1,4$	PN-EN 1993-1-5 wzór (7.2)
gdzie:	
$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{Ed} + N_{Ed} e_N}{f_y W_{eff} / \gamma_{M0}} \le 1,0$	PN-EN 1993-1-5 wzór (4.14)
$\eta_2 = \frac{F_{Ed}}{f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1}} \le 1,0$	PN-EN 1993-1-5 wzór (6.14)

Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione	Arkusz 4 z 6
Obliczanie właściwości przekroju współpracującego	
Pasy są klasy 3., a tym samym zapewniają nośność.	
Wysokość środnika należy zredukować za pomocą współczynnika redukcyjnego ρ, który dla spawanego środnika wynosi:	
$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^{\,2}} \le 1$	wzór (5.1)
$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$, gdzie $b = d = 500 - 2\times 4\times\sqrt{2} = 488,68$ mm	wzór (5.3)
Zakładając liniowo zmienny, symetryczny rozkład naprężeń w obrębie środnika,	
$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$	
$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$	tabl. 5.3
$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4\times 0,698\times\sqrt{23,9}} = 1,26$	
$\rho = \frac{0,772}{1,26} - \frac{0,079}{1,26^2} = 0,562 \le 1$	
$b_{eff} = \rho b_c = \rho b/(1-\psi) = 0,562\times 488,68/(1-(-1)) = 137,3$ mm	tabl. 5.3
$b_{e1} = 0,4\, b_{eff} = 0,4\times 137,3 = 54,9$ mm	
$b_{e2} = 0,6\, b_{eff} = 0,6\times 137,3 = 82,4$ mm	
Obliczenie efektywnego wskaźnika wytrzymałości przy zginaniu e_i przyjmuje się jako dodatnią odległość środka ciężkości od górnego i dolnego pasa.	
	

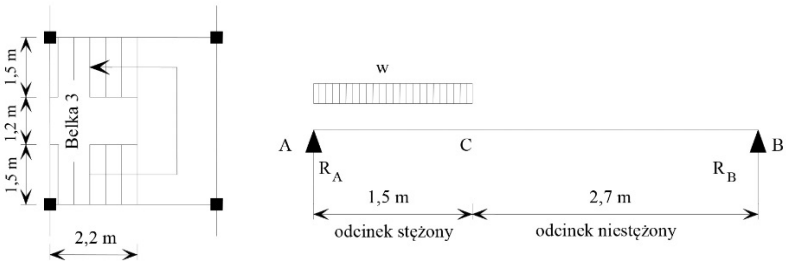
Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione	Arkusz 5 z 6
$A_{\text{eff}} = \sum_i A_i = b_{\text{f}} t_{\text{f}} \times 2 + \left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) t_{\text{w}} + b_{\text{e2}} t_{\text{w}} + \left(h_{\text{w}} / 2\right) t_{\text{w}} = 6372{,}2 \text{ mm}^2$	
$e_{\text{eff}} = \frac{1}{A_{\text{eff}}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{\text{eff}}} \left[b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left(0\right) + b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}}\right) \right] +$	
$+ \frac{1}{A_{\text{eff}}} \left[\left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) t_{\text{w}} \left(0{,}5\left(\left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) + t_{\text{f}}\right)\right) +$	
$+ b_{\text{e2}} t_{\text{w}} \left(0{,}5\left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}}\right) - b_{\text{e2}} / 2\right) + \left(h_{\text{w}} / 2\right) t_{\text{w}} \left(0{,}75 h_{\text{w}} + 0{,}5 t_{\text{f}}\right) \right] = 266{,}4 \text{ mm}$	
$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_{\text{f}} t_{\text{f}}^3}{12} + \frac{t_{\text{w}} \left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right)^3}{12} +$	
$+ \frac{t_{\text{w}} b_{\text{e2}}^3}{12} + \frac{t_{\text{w}} \left(h_{\text{w}} / 2\right)^3}{12} + b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left(e_{\text{eff}} - 0\right)^2 + b_{\text{f}} t_{\text{f}} \left[e_{\text{eff}} - \left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}}\right) \right]^2 +$	
$+ \left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) t_{\text{w}} \left[e_{\text{eff}} - 0{,}5\left(\left(b_{\text{e1}} + 4\sqrt{2}\right) + t_{\text{f}}\right) \right]^2 +$	
$+ b_{\text{e2}} t_{\text{w}} \left[e_{\text{eff}} - 0{,}5\left(h_{\text{w}} + t_{\text{f}} - b_{\text{e2}}\right) \right]^2 +$	
$+ \left(h_{\text{w}} / 2\right) t_{\text{w}} \left[e_{\text{eff}} - \left(0{,}75 h_{\text{w}} + 0{,}5 t_{\text{f}}\right) \right]^2 = 3{,}475 \times 10^8 \text{ mm}^4$	
$W_{\text{eff}} = \frac{I_{\text{eff}}}{e_{\text{eff}} + 0{,}5 t_{\text{f}}} = 1{,}293 \times 10^6 \text{ mm}^3$	
$\eta_1 = \frac{68{,}75 \times 10^6}{460 \times 1{,}293 \times 10^6 / 1{,}1} = 0{,}127$	PN-EN 1993-1-5 wzór (4.14)
$\eta_2 = \frac{110}{119{,}63} = 0{,}919$	PN-EN 1993-1-5 wzór (6.14)
$0{,}8\eta_1 + \eta_2 = 0{,}8 \times 0{,}1293 + 0{,}919 = 1{,}021 < 1{,}4$ W związku z tym, nośność dźwigara ze względu na interakcję jest wystarczająca.	
Nośność na ścinanie	pkt 6.4.3
Nośność na niestateczność przy ścinaniu nieużebrowanych środników wymaga sprawdzenia, gdy $h_{\text{w}} / t_{\text{w}} \geq \frac{56{,}2}{\eta} \varepsilon$ dla	wzór (6.20)
$h_{\text{w}} / t_{\text{w}} = 500 / 4 = 125 \geq \frac{56{,}2}{1{,}2} \times 0{,}698 = 32{,}7$	

Przykład obliczeniowy 8. Nośność na obciążenia skupione	Arkusz 6 z 6
Dlatego też należy sprawdzić nośność na niestateczność przy ścinaniu. Wynosi ona:	
$V_{\mathrm{b,Rd}} = V_{\mathrm{bw,Rd}} + V_{\mathrm{bf,Rd}} \le \dfrac{\eta\, f_{\mathrm{yw}} h_{\mathrm{w}} t_{w}}{\sqrt{3}\,\gamma_{\mathrm{M1}}}$	wzór (6.22)
$V_{\mathrm{bw,Rd}} = \dfrac{\chi_{\mathrm{w}}\, f_{\mathrm{yw}}\, h_{\mathrm{w}}\, t_{\mathrm{w}}}{\gamma_{\mathrm{M1}}\sqrt{3}}$	wzór (6.23)
Gdy występują żebra podporowe i usztywniające, według tabl. 6.3, względna smukłość płytowa to:	
$\bar{\lambda}_{\mathrm{w}} = \left(\dfrac{h_{\mathrm{w}}}{86,4 t_{\mathrm{w}}\,\varepsilon}\right) = \left(\dfrac{500}{86,4 \times 4 \times 0,698}\right) = 2,07 > 0,65$	wzór (6.24)
$\chi_{\mathrm{w}} = \dfrac{1,19}{0,54 + \bar{\lambda}_{\mathrm{w}}}$ dla $\bar{\lambda}_{\mathrm{w}} \ge 0,65$	tabl. 6.3
$\chi_{w} = \dfrac{1,19}{0,54 + 2,07} = 0,455$	tabl. 6.3
Udział pasów może być uwzględniony, jeśli nie są one w pełni wykorzystane do przeniesienia momentu zginającego. Ich udział jest jednak niewielki i w obliczeniach nie jest uwzględniany, tzn. $V_{\mathrm{bf,Rd}} = 0$.	
Nośność na niestateczność przy ścinaniu może być obliczana jako:	
$V_{\mathrm{b,Rd}} = V_{\mathrm{bw,Rd}} = \dfrac{0,455 \times 460 \times 500 \times 4}{1,1 \times \sqrt{3}} \times 10^{-3} = 219,8\ \mathrm{kN} <$	wzór (6.23)
$< \dfrac{\eta\, f_{\mathrm{yw}} h_{\mathrm{w}} t_{\mathrm{w}}}{\sqrt{3}\gamma_{M1}} = 579,45\ \mathrm{kN}$	
$V_{\mathrm{b,Rd}} = V_{\mathrm{bw,Rd}} > V_{\mathrm{Ed}} = 55$ kN	
Nośność na ścinanie dźwigara jest zatem wystarczająca.	
Interakcja pomiędzy ścinaniem a zginaniem	
Jeśli $\bar{\eta}_3$ nie przekracza 0,5, nośność na moment zginający i siłę osiową nie musi być zredukowana.	
$\bar{\eta}_3 = \dfrac{V_{\mathrm{Ed}}}{V_{\mathrm{bw,Rd}}} \le 1,0 = \dfrac{55}{219,8} = 0,25 \le 0,5,$ dlatego interakcja nie musi być brana pod uwagę	wzór (6.36)
Uwagi końcowe	
Nośność dźwigara przekracza dopuszczalne obciążenia. Należy zauważyć, że pionowe użebrowania nad podporami nie zostały sprawdzone. Powinno być to wykonane zgodnie z procedurą stosowaną w przykładzie 7.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 8
	Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał IR	Data 10/02	
		Sprawdził MEB	Data 04/06	
		Sprawdził UDE	Data 01/17	

Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem

Zaprojektować belkę klatki schodowej, którą tworzy ceownik o schemacie belki swobodnie podpartej na słupach. Pomiędzy punktami A i C bieg schodów zabezpiecza pas górny ceownika przed bocznym skręcaniem. Pomiędzy punktami B i C element nie jest bocznie stężony. Całkowita rozpiętość belki wynosi 4,2 m.



Oddziaływania

Zakładając, że belka przenosi oddziaływania tylko z jednego biegu schodów:

Oddziaływania stałe (G): Ciężar schodów 1,0 kN/m^2 = 1,0 × 2,2 = 2,2 kN/m

Ciężar własny belki 0,13 kN/m

Oddziaływania zmienne (Q): Obciążenie użytkowe

4 kN/m^2 = 4,0 × 2,2 = 8,8 kN/m

Kombinacja obciążeń w stanie granicznym nośności:

$$\sum_{j\geq 1}\gamma_{G,j}G_{k,j}+\gamma_{Q,1}Q_{k,1}+\sum_{i>1}\gamma_{Q,i}\psi_{0,i}Q_{k,i}$$

Ponieważ w tej sytuacji projektowej występuje tylko jeden rodzaj oddziaływań zmiennych ($Q_{k,1}$), ostatni człon w kombinacji nie będzie rozpatrywany.

$\gamma_{G,j}$ = 1,35 (efekty niekorzystne)

$\gamma_{Q,1}$ = 1,5

Obliczeniowe wartości oddziaływań

Oddziaływania stałe: Ciężar schodów = 1,35 × 2,2 = 2,97 kN/m

Ciężar własny belki = 1,35 × 0,13 = 0,18 kN/m

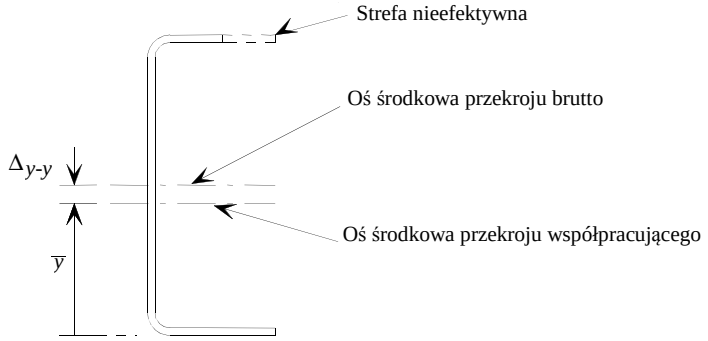
Oddziaływania zmienne: Obciążenie użytkowe = 1,5 × 8,8 = 13,2 kN/m

Obliczenia statyczne

Reakcje na podporach:

$R_A + R_B$ = (2,97 + 13,2) × 1,5 + 0,18 × 4,2 = 25,01 kN

Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 2 z 8
Z sumy momentów względem punktu A otrzymano: $R_B = \dfrac{1,5\times(2,97+13,2)\times 0,75+0,18\times 4,2\times(4,2/2)}{4,2} = 4,71\ \text{kN}$ $\Rightarrow R_A = 25,01 - 4,71 = 20,30$ kN	
Maksymalny moment zginający występuje w odległości: $1,5\times\left(1-\dfrac{1,5}{2\times 4,2}\right) = 1,23\ \text{m}$ od punktu A. $M_{Ed,max} = 20,30\times 1,23-(2,97+13,2)\times\dfrac{1,23^2}{2}-0,18\times\dfrac{1,23^2}{2} = 12,60\ \text{kNm}$ Maksymalna siła ścinająca występuje w punkcie A: $F_{Ed,max} = 20,30$ kN **Właściwości materiału** Belka jest wykonana ze stali austenitycznej gatunku 1.4401 Umowna granica plastyczności przy odkształceniu 0,2% = 240 N/mm^2 (dla taśm walcowanych na zimno) $f_y = 240$ N/mm^2 $E = 200000$ N/mm^2 i $G = 76900$ N/mm^2. $\Rightarrow$ Przyjęto ceownik 200 × 75 o grubości ścianki $t = 5$ mm. **Charakterystyki geometryczne przekroju** $I_y = 9,456\times 10^6$ mm^4 $\quad W_{el,y} = 94,56\times 10^3$ mm^3 $I_z = 0,850\times 10^6$ mm^4 $\quad W_{pl,y} = 112,9\times 10^3$ mm^3 $I_w = 5085\times 10^6$ mm^4 $\quad A_g = 1650$ mm^2 $I_t = 1,372\times 10^4$ mm^4	tabl. 2.2 pkt 2.3.1
Klasa przekroju $\varepsilon = \sqrt{\dfrac{235}{f_y}\dfrac{E}{210\,000}} = \sqrt{\dfrac{235}{240}\times\dfrac{200\,000}{210\,000}} = 0,97$ Założono konserwatywnie, że dla środnika $c = h - 2t = 200 - 2\times 5 = 190$ mm Środnik poddany zginaniu: $\dfrac{c}{t} = \dfrac{190}{5} = 38$ Dla klasy 1.: $\dfrac{c}{t} \le 72\varepsilon = 69,8$. Środnik jest zatem klasy 1. Półka poddana ściskaniu: $\dfrac{c}{t} = \dfrac{75}{5} = 15$ Dla klasy 3., $\dfrac{c}{t} \le 14\varepsilon = 13,6$. Półka spełnia zatem warunki klasy 4. $\Rightarrow$ Ostatecznie cały przekrój spełnia warunki klasy 4.	pkt 5.3.2 tabl. 5.2 tabl. 5.2 tabl. 5.2

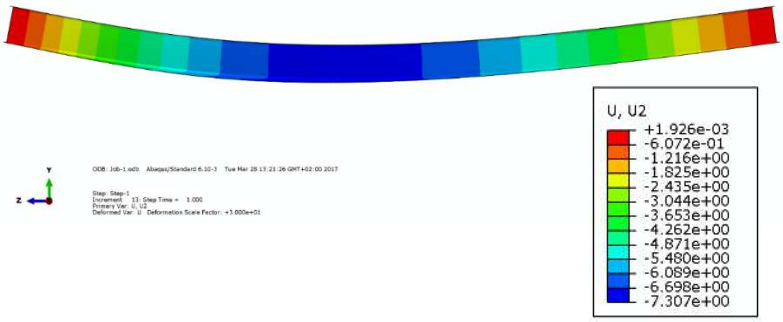
Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 3 z 8
Efektywne cechy przekroju klasy 4.	pkt 5.4.1
Obliczenia współczynnika redukcyjnego ρ dla profilowanych na zimno ściskanych części wspornikowych:	
$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0{,}188}{\bar{\lambda}_p^2}$, ale ≤ 1	wzór (5.2)
$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$, gdzie $\bar{b} = c = 75$ mm	wzór (5.3)
Zakładając równomierny rozkład naprężeń w ściskanym pasie:	
$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1 \Rightarrow k_\sigma = 0{,}43$	tabl. 5.4
$\bar{\lambda}_p = \frac{75/5}{28{,}4 \times 0{,}97 \times \sqrt{0{,}43}} = 0{,}830$	
$\rho = \frac{1}{0{,}830} - \frac{0{,}188}{0{,}830^2} = 0{,}932$	
$c_{eff} = \rho \times c = 0{,}932 \times 75 = 69{,}9$	tabl. 5.4
$A_{eff} = A_g - (1-\rho)ct = 1650 - (1-0{,}932) \times 75 \times 5 = 1625$ mm^2	
Obliczenie wartości przesunięcia osi obojętnej przekroju poddanego zginaniu:	
	
$\bar{y} = \frac{A_g \times \frac{h}{2} - (1-\rho) \times c \times t \times \left(h - \frac{t}{2}\right)}{A_{eff}} = \frac{1650 \times \frac{200}{2} - (1-0{,}932) \times 75 \times 5 \times \left(200 - \frac{5}{2}\right)}{1625}$	
$\bar{y} = 98{,}44$	
Wartość przesunięcia osi bezwładności, $\Delta_{y-y} = \frac{h}{2} - \bar{y} = \frac{200}{2} - 98{,}44 = 1{,}56$ mm	
$I_{eff,y} = \left(I_y - \frac{(1-\rho)ct^3}{12} - (1-\rho)ct\left(\frac{h}{2} - \frac{t}{2}\right)^2 - A_{eff}\,\Delta_{y\text{-}y}^2\right)$	

Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 4 z 8
$I_{\text{eff,y}} = 9,456\times10^6 - \frac{(1-0,932)\times75\times5^3}{12} - (1-0,932)\times75\times5\times(100-2,5)^2 -$ $-1625\times1,56^2$ $I_{\text{eff,y}} = 9,21\times10^6$ mm^4 $W_{\text{eff,y}} = \frac{I_{\text{eff,y}}}{\frac{h}{2}+\Delta_{\text{y-y}}} = \frac{9,21\times10^6}{\frac{200}{2}+1,56} = 90,69\times10^3$ mm^3	
Efekt szerokiego pasa Efekt szerokiego pasa może zostać pominięty, jeśli $b_0 \le L_e/50$ dla części wspornikowych. L_e = 4200 mm (odległość między punktami zerowych momentów zginających) $L_e/50$ = 84 mm, b_0 = 75 mm, zatem efekt szerokiego pasa może zostać pominięty.	pkt 5.4.2
Deformacje pasów $u = \frac{2\,\sigma_a^2\,b_s^4}{E^2\,t^2\,z}$ σ_a = 240 N/mm^2 (maksymalna możliwa wartość) b_s = 75 – 5 = 70 mm z = 100 – 2,5 = 97,5 mm $u = \frac{2\times240^2\times70^4}{200000^2\times5^2\times97,5} = 0,028$ mm Deformacje pasów mogą zostać pominięte, jeśli $u < 0,05\times200 = 10$ mm W obliczeniach można pominąć deformacje pasów.	pkt 5.4.2 PN EN 1993-1-3 pkt 5.4 wzór (5.3a)
Współczynniki częściowe Do obliczeń wykorzystano następujące współczynniki częściowe: γ_{M0} = 1,1 oraz γ_{M1} = 1,1	tabl. 4.1
Nośność na zginanie przekroju Dla przekrojów klasy 4.: $M_{\text{c,Rd}} = W_{\text{eff,min}}\,f_y/\gamma_{M0} = \frac{90,69\times10^3\times240}{1,1\times10^6} = 19,79$ kNm $M_{\text{Ed,max}}$ = 12,60 kNm < $M_{\text{c,Rd}}$ = 19,79 kNm $\Rightarrow$ nośność przekroju na zginanie jest zapewniona.	wzór (5.31)
Nośność przekroju na ścinanie $V_{\text{pl,Rd}} = A_v\left(f_y/\sqrt{3}\right)/\gamma_{M0}$ A_v = h × t = 200 × 5 = 1000 mm^2	wzór (5.32)

Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 5 z 8
$V_{\mathrm{pl,Rd}} = \dfrac{1000 \times 240}{\sqrt{3} \times 1{,}1 \times 1000} = 125{,}97$ kN	
$F_{\mathrm{Ed,max}}$ = 20,30 kNm < $V_{\mathrm{pl,Rd}}$ = 125,97 kNm	
⇒ nośność przekroju na ścinanie jest zapewniona.	
Sprawdzenie możliwości utraty stateczności miejscowej przekroju belki spowodowanej oddziaływaniem siły poprzecznej	pkt 6.4.3
Zakładając, że: $h_{\mathrm{w}} = h - 2t = 200 - 2 \times 5 = 190$ mm	
$\dfrac{h_w}{t} = \dfrac{190}{5} = 38$	wzór (6.20)
Utrata stateczności miejscowej powinna być uwzględniona, jeśli $\dfrac{h_w}{t} \geq \dfrac{56{,}2\varepsilon}{\eta}$	
$\eta = 1{,}20$	
$\dfrac{h_w}{t} = 38 < \dfrac{56{,}2\varepsilon}{\eta} = \dfrac{56{,}2 \times 0{,}97}{1{,}20} = 45{,}4$	
⇒ nie ma konieczności redukcji nośności na ścianie ze względu na utratę stateczności miejscowej.	
Nośność ze względu na zwichrzenie	pkt 6.4.2
Pomiędzy punktami B i C ściskany pas belki nie jest bocznie stężony. Należy zatem sprawdzić zwichrzenie na tym odcinku.	
$M_{\mathrm{b,Rd}} = \chi_{\mathrm{LT}}\, W_{\mathrm{eff,y}}\, f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}$ dla przekrojów klasy 4.	wzór (6.13)
$W_{\mathrm{eff,y}} = 90{,}69 \times 10^3$ mm^3	
$\chi_{\mathrm{LT}} = \dfrac{1}{\phi_{\mathrm{LT}} + \left[\phi_{\mathrm{LT}}^{\ 2} - \bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}^{\ 2}\right]^{0,5}} \leq 1$	wzór (6.14)
$\phi_{\mathrm{LT}} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{\mathrm{LT}}\left(\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} - 0{,}4\right) + \bar{\lambda}_{\mathrm{LT}}^{\ 2}\right)$	wzór (6.15)
$\bar{\lambda}_{\mathrm{LT}} = \sqrt{\dfrac{W_{\mathrm{y}}\, f_{\mathrm{y}}}{M_{\mathrm{cr}}}}$	wzór (6.16)
Określenie momentu krytycznego przy zwichrzeniu sprężystym (M_{cr}):	załącznik E
$M_{\mathrm{cr}} = C_1 \dfrac{\pi^2 E I_{\mathrm{z}}}{(k\,L)^2}\left(\left[\left(\dfrac{k}{k_{\mathrm{w}}}\right)^2 \dfrac{I_{\mathrm{w}}}{I_{\mathrm{z}}} + \dfrac{(k\,L)^2\, G I_{\mathrm{t}}}{\pi^2 E I_{\mathrm{z}}} + (C_2 z_{\mathrm{g}})^2\right]^{1/2} - C_2 z_{\mathrm{g}}\right)$	wzór (E.1)
Belka w punkcie C może się swobodnie obracać, natomiast w punkcie B jest podparta widełkowo. Zakładając najbardziej konserwatywny przypadek, przyjęto:	
$k = k_{\mathrm{w}} = 1{,}00$	
C_1 i C_2 są określone na podstawie wykresu momentów zginających i sposobu podparcia belki na końcach rozważanego odcinka.	

Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 6 z 8
Z wykresu momentów: $\psi = 0 \Rightarrow C_1 = 1{,}77$ $C_2 = 0$ (brak obciążeń poprzecznych) $M_{cr} = 1{,}77 \times \frac{\pi^2 \times 200000 \times 0{,}850 \times 10^6}{(1{,}00 \times 2700)^2} \times$ $\times \left(\left[\left(\frac{1{,}00}{1{,}00} \right)^2 \times \frac{5085 \times 10^6}{0{,}850 \times 10^6} + \frac{(1{,}00 \times 2700)^2 \times 76900 \times 1{,}372 \times 10^4}{\pi^2 \times 200000 \times 0{,}850 \times 10^6} \right]^{0{,}5} \right)$ $M_{cr} = 41{,}9$ kNm $\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{90{,}69 \times 10^3 \times 240}{41{,}9 \times 10^6}} = 0{,}721$	tabl. E.1
Parametr imperfekcji dla kształtowników profilowanych na zimno: $\alpha_{LT} = 0{,}34$ $\varphi_{LT} = 0{,}5 \times (1 + 0{,}34 \times (0{,}721 - 0{,}4) + 0{,}721^2) = 0{,}814$ $\chi_{LT} = \frac{1}{0{,}814 + \left[0{,}814^2 - 0{,}721^2\right]^{0{,}5}} = 0{,}839$ $M_{b,Rd} = 0{,}839 \times 90{,}69 \times 10^3 \times 240 \times 10^{-6} / 1{,}1$ $M_{b,Rd} = 16{,}60$ kNm < $M_{Ed} = 12{,}0$ kNm (max moment krytyczny dla niestężonego odcinka belki) $\Rightarrow$ element ma wystarczającą nośność ze względu na zwichrzenie.	pkt 6.4.2
Ugięcie Kombinacja obciążeń (stan graniczny użytkowalności): $\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i \geq 1} \psi_{0,i} Q_{k,i}$ Ponieważ w tej sytuacji projektowej występuje tylko jeden rodzaj oddziaływań zmiennych ($Q_{k,1}$), ostatni człon w kombinacji nie będzie rozpatrywany. Do obliczeń ugięcia użyto siecznego modułu sprężystości – należy zatem określić maksymalną wartość naprężeń dla charakterystycznej wartości obciążeń stałych i zmiennych.	pkt 6.4.6
Sieczny moduł sprężystości: $E_S = \left(\frac{E_{S1} + E_{S2}}{2} \right)$	wzór (6.52)
gdzie $E_{S,i} = \frac{E}{1 + 0{,}002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left(\frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n}$ dla $i = 1{,}2$	wzór (6.53)
Z obliczeń statycznych otrzymano: Maksymalny moment od obciążeń stałych = 1,90 kNm Maksymalny moment od obciążeń zmiennych = 6,68 kNm Całkowity moment od obciążęń stałych i zmiennych = 8,58 kNm	

Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 7 z 8
Ponieważ przekrój jest klasy 4., do obliczeń maksymalnych naprężeń w belce wykorzystano efektywny wskaźnik wytrzymałości W_{eff}. Zakładając konserwatywnie, że naprężenia w pasie ściskanym i rozciąganym są sobie równe: $E_{S1} = E_{S2}$ Dla stali austenitycznej gatunku 1.4401: $n = 7$ Naprężenia w SGU: $\sigma_{\text{i,Ed,ser}} = \frac{M_{\max}}{W_{\text{eff,y}}} = \frac{8,58\times10^6}{90,69\times10^3} = 94,6\ \text{N/mm}^2$ $E_{\text{S,i}} = \frac{200\,000}{1+0,002\times\frac{200\,000}{94,6}\times\left(\frac{94,6}{240}\right)^7} = 198\,757,6\ \text{N/mm}^2$	tabl. 6.4
Maksymalne ugięcie występuje w odległości około 1,9 m od podpory A. Ugięcie w odległości x od podpory A wywołane obciążeniem rozłożonym na odcinku a od podpory A jest obliczane ze wzoru: gdy $x \geq a$: $\delta = \frac{waL^4}{24aE_{\text{S}}I} n^2 \left[2m^3 - 6m^2 + m(4+n^2) - n^2\right]$ Gdzie $m = x/L$ oraz $n = a/L$ Dla x = 1,9 m oraz a = 1,5 m: m = 1,9/4,2 = 0,452; n = 1,5/4,2 = 0,357	Steel Designer's Manual (5th Ed)
Obciążenie równomiernie rozłożone między punktami A i C (charakterystyczne ob. stałe + zmienne): w = 11,0 kN/m Obciążenie równomiernie rozłożone na całej długości belki (ciężar własny): w = 0,128 kN/m Ugięcie od obciążenia rozłożonego na części belki, w odległości 1,9 m od podpory A, δ_1: $\delta_1 = \frac{11000\times1,5\times4200^4}{24\times1500\times198\,757,6\times9,06\times10^6}\times$ $\times0,357^2\times\left[2\times0,452^3 - 6\times0,452^2 + 0,452\left(4+0,357^2\right) - 0,357^2\right]$ δ_1 = 7,04 mm Ugięcie w środku rozpiętości belki od ciężaru własnego: $\delta_2 = \frac{5}{384}\times\frac{(w\times L)L^3}{E_{\text{S}}I} = \frac{5}{384}\times\frac{(0,128\times10^3\times4,2)\times4200^3}{198\,757,6\times9,06\times10^6} = 0,29\ \text{mm}$ Całkowite ugięcie ≈ $\delta_1 + \delta_2$ = 7,04 + 0,29 = 7,33 mm $\delta_{\text{limiting}} = \frac{L}{250} = \frac{4200}{250} = 16,8$ mm > 7,33 mm ⇒ ugięcie jest mniejsze od dopuszczalnego.	

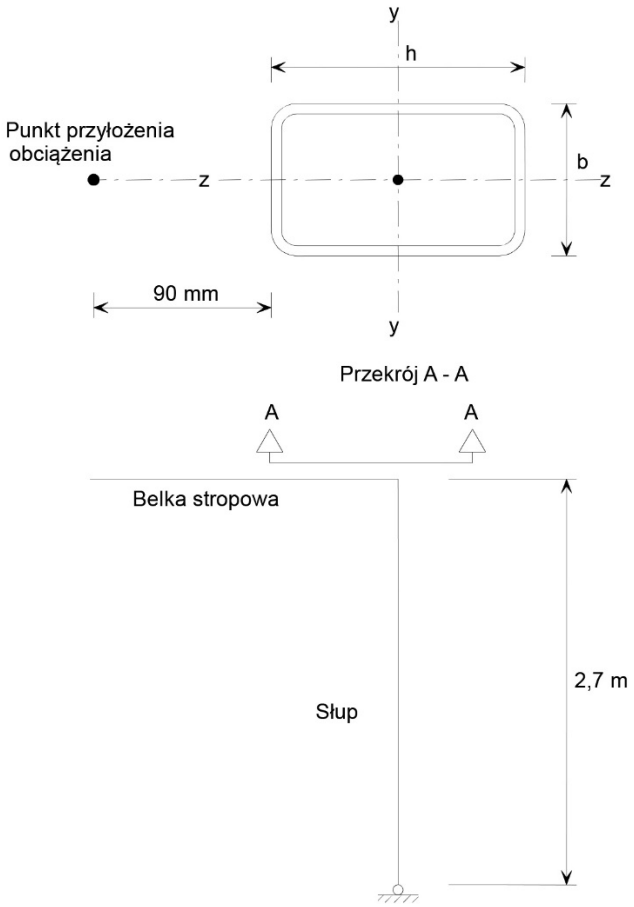
Przykład obliczeniowy 9. Belka zginana niezabezpieczona przed zwichrzeniem	Arkusz 8 z 8
(Dla tej samej belki wykonano również obliczenia komputerowe z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Całkowite ugięcie w środku rozpiętości wyniosło 7,307 mm. Poniżej przedstawiono zdeformowany kształt belki). 	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)					Arkusz 1 z 8
	Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia				
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	SMH	Data	08/01
		Sprawdził	MEB	Data	04/06
		Sprawdził	SA	Data	05/17

Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną poddany oddziaływaniu ognia

Zaprojektować stalowy słup wykonany z rury prostokątnej giętej na zimno, niezabezpieczony izolacją ognioochronną, poddany obciążeniu siłą podłużną oraz momentem zginającym, na odporność ogniową wynoszącą 30 minut.

Wysokość słupa wynosi 2,7 m. Słup jest obciążony reakcją z belki stropowej na mimośrodzie wzdłuż osi *z-z*, wynoszącym 90 mm.



Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 2 z 8
Obciążenia Przyjęto mimośród wynoszący 90 mm + h/2, przy czym h to wysokość przekroju słupa. Zginanie zachodzi zatem względem głównej osi przekroju y-y. Obciążenia charakterystyczne: stałe 6 kN zmienne 7 kN Słup należy wstępnie sprawdzić w sytuacji obliczeniowej trwałej, a następnie w sytuacji obliczeniowej wyjątkowej przy 30-minutowej ekspozycji na ogień. Kombinacje obliczeniowe obciążeń są następujące: Sytuacja obliczeniowa trwała $\sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$ $\gamma_{G,j}$ = 1,35 (gdy działa niekorzystnie) $\gamma_{Q,1}$ = 1,5 Sytuacja obliczeniowa wyjątkowa $\sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + (\gamma_{\psi 1,1} \text{ lub } \gamma_{\psi 2,1}) Q_{k,1}$ $\gamma_{GA} = 1{,}0$ Wartości $\psi_{1,1}$, $\psi_{2,1}$ są podane w PN-EN 1990 i załączniku krajowym do PN-EN 1990, który zaleca przyjąć $\psi_{2,1}$. W tym przypadku można przyjąć $\psi_{2,1}$ = 1,0.	
Sytuacja obliczeniowa trwała Obciążenie słupa od siły ścinającej belkę stropową: siła podłużna N_{Ed} = 1,35 × 6 + 1,5 × 7 = 18,6 kN Przyjęto rurę o przekroju prostokątnym 100×50×6. Zginanie względem osi y-y (w związku z mimośrodowym przyłożeniem obciążenia): $M_{y,Ed}$ = 18,6 × (0,09 + 0,10/2) = 2,60 kNm	
Współczynniki częściowe Przyjęto następujące współczynniki częściowe dla sytuacji obliczeniowej trwałej: γ_{M0} = 1,10 i γ_{M1} = 1,10	tabl. 4.1
Parametry materiału Austenityczna stal nierdzewna 1.4401. f_y = 220 N/mm^2 oraz f_u = 530 N/mm^2 (dla walcowanych na gorąco). E = 200000 N/mm^2 oraz G = 76900 N/mm^2	tabl. 2.2 pkt 2.3.1
Parametry przekroju – 100x50x6 mm RHS $W_{el,y}$ = 32,58 × 10^3 mm^3 i_y = 32,9 mm $W_{pl,y}$ = 43,75 × 10^3 mm^3 i_z = 19,1 mm A = 1500 mm^2 t = 6,0 mm	
Klasyfikacja przekroju	pkt 5.3.2
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210000}\right]^{0,5} = \left[\frac{235}{220}\times\frac{200000}{210000}\right]^{0,5} = 1{,}01$	tabl. 5.2

Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 3 z 8
Dla rur prostokątnych część ściskaną przekroju c można przyjąć jako $h - 3t$. Dla środników c = 100 – 3×6 = 82 mm	tabl. 5.2
Środniki poddane ściskaniu: $c/t = 82/6$ = 13,7	tabl. 5.2
Wartość graniczna dla klasy 1.: = 33ε = 33,33 33,33 > 13,7 – środnik jest klasy 1. Jeśli środnik rury jest klasy 1., to pas jest również klasy 1. Przekrój jest klasy 1. (przy czystym ściskaniu).	tabl. 5.2
Nośność przekroju na ściskanie	pkt 5.7.3
$N_{\mathrm{c,Rd}} = \dfrac{Af_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}}$ dla klas 1., 2. lub 3. przekroju	wzór (5.27)
$N_{\mathrm{c,Rd}} = \dfrac{1500 \times 220}{1{,}1} = 300\ \mathrm{kN}$	
300 kN > 18,6 kN – warunek jest spełniony	
Nośność przekroju na zginanie	pkt 5.7.4
$M_{\mathrm{c,y,Rd}} = \dfrac{W_{\mathrm{pl,y}} f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}}$ dla klas 1., 2. lub 3. przekroju	wzór (5.29)
$M_{\mathrm{c,y,Rd}} = \dfrac{43750 \times 220}{1{,}1} = 8{,}75\ \mathrm{kNm}$	
8,75 kNm > 2,60 kNm – warunek jest spełniony	
Nośność przekroju na zginanie ze ściskaniem	pkt 5.7.6
$M_{\mathrm{y,Ed}} \leq M_{\mathrm{N,Rd}}$	wzór (5.33)
Można przyjąć następujące uproszczenie dla przekrojów rurowych prostokątnych $M_{\mathrm{N,y,Rd}}$:	PN-EN 1993-1-1 pkt 6.2.9.1(5)
$M_{\mathrm{N,y,Rd}} = M_{\mathrm{pl,y,Rd}}\,(1-n)/(1-0{,}5a_{\mathrm{w}})$, lecz $M_{\mathrm{N,y,Rd}} \leq M_{\mathrm{pl,y,Rd}}$	
gdzie	
$a_{\mathrm{w}} = \dfrac{A - 2bt}{A}$, lecz $a_{\mathrm{w}} \leq 0{,}5$	
$a_{\mathrm{w}} = \dfrac{1500 - 2 \times 50 \times 6}{1500} = 0{,}6$, lecz $a_{\mathrm{w}} \leq 0{,}5$, zatem $a_{\mathrm{w}} = 0{,}5$	
$n = \dfrac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{pl,Rd}}} = \dfrac{18{,}6}{300} = 0{,}062$	
$M_{\mathrm{N,y,Rd}} = 8{,}75\left(\dfrac{1-0.062}{1-0{,}5 \times 0{,}5}\right) = 10{,}94 \leq M_{\mathrm{pl,y,Rd}} = 8{,}75$	
zatem $M_{\mathrm{N,y,Rd}} = 8{,}75$ kNm i $M_{\mathrm{y,Ed}} \leq M_{\mathrm{N,Rd}}$	
Nośność elementu na wyboczenie	pkt 6.3.3
$N_{\mathrm{b,Rd}} = \dfrac{\chi A f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{M1}}$ dla klas 1., 2. lub 3. przekroju	wzór (6.2)

Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 4 z 8
$\chi = \dfrac{1}{\phi + \left[\phi^2 - \bar{\lambda}^2\right]^{0,5}} \le 1$	wzór (6.4)
gdzie	
$\phi = 0,5\left(1 + \alpha\left(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0\right) + \bar{\lambda}^2\right)$	wzór (6.5)
$\bar{\lambda} = \dfrac{L_{cr}}{i}\dfrac{1}{\pi}\sqrt{\dfrac{f_y}{E}}$ dla klas 1., 2. lub 3. przekroju	wzór (6.6)
L_{cr} = długość wyboczeniowa słupa; przyjęto jako 1,0 × długość słupa = 2,7 m	
$\bar{\lambda}_y = \dfrac{2700}{32,9} \times \dfrac{1}{\pi} \times \sqrt{\dfrac{220}{200000}} = 0,866$	
$\bar{\lambda}_z = \dfrac{2700}{19,1} \times \dfrac{1}{\pi} \times \sqrt{\dfrac{220}{200000}} = 1,492$	
Wyboczenie względem osi *y-y*	
Dla rur prostokątnych giętych na zimno wykonanych ze stali austenitycznej poddanych ściskaniu z uwzględnieniem wyboczenia α = 0,49 i $\bar{\lambda}_0$ = 0,30.	tabl. 6.1
$\phi = 0,5 \times \left(1 + 0,49 \times \left(0,866 - 0,3\right) + 0,866^2\right) = 1,014$	
$\chi_y = \dfrac{1}{1,014 + \left[1,014^2 - 0,866^2\right]^{0,5}} = 0,649$	
$N_{b,y,Rd} = \dfrac{0,649 \times 1500 \times 220}{1,10} = 194,70$ kN	
194,70 kN > 18,6 kN – warunek jest spełniony	
Wyboczenie względem osi *z-z*	
$\phi = 0,5 \times \left(1 + 0,49 \times \left(1,492 - 0,3\right) + 1,492^2\right) = 1,905$	
$\chi_z = \dfrac{1}{1,905 + \left[1,905^2 - 1,492^2\right]^{0,5}} = 0,324$	
$N_{b,z,Rd} = \dfrac{0,324 \times 1500 \times 220}{1,10} = 97,20$ kN	
97,20 kN > 18,6 kN – warunek jest spełniony	
Nośność na wyboczenie skrętne nie jest decydująca w przypadku rur prostokątnych o współczynniku *h*/*b* mniejszym niż 2.	pkt 6.3.1
Nośność elementu na zginanie ze ściskaniem	pkt 6.5.2
Warunek nośności:	
$\dfrac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_y\left(\dfrac{M_{y,Ed} + N_{Ed}e_{Ny}}{\beta_{W,y}W_{pl,y}f_y/\gamma_{M1}}\right) \le 1$	wzór (6.56)
$\beta_{W,y}$ = 1,0 dla 1. klasy przekroju	

Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 5 z 8
$k_y = 1{,}0 + D_1\left(\bar{\lambda}_y - D_2\right)\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \le 1 + D_1\left(D_3 - D_2\right)\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}}$	wzór (6.63)
Z tablicy 6.6 D_1 = 2,0, D_2 = 0,3, D_3 = 1,3	tabl. 6.6
$k_y = 1{,}0 + 2\times\left(0{,}866 - 0{,}3\right)\times\frac{18{,}6}{194{,}7} = 1{,}108 < 1 + 2\times\left(1{,}3 - 0{,}3\right)\times\frac{18{,}6}{194{,}7} = 1{,}191$	
k_y = 1,108	
$\frac{18{,}6}{97{,}20} + 1{,}108\times\left(\frac{2{,}60\times10^6 + 0}{1{,}0\times43{,}75\times10^3\times220/1{,}10}\right) = 0{,}521 < 1$ – warunek jest spełniony	
Sytuacja obliczeniowa wyjątkowa	
W sytuacji obliczeniowej wyjątkowej słup jest obciążony następująco:	
Siła podłużna $N_{fi,Ed}$ = 1,0 × 6 + 1,0 × 7 = 13,0 kN	
Maksymalny moment zginający $M_{y,fi,Ed}$ = 13,0 × (0,09 + 0,05) = 1,82 kNm	
Określenie temperatury stali po 30-minutowej ekspozycji na ogień	pkt 8.4.4
Założono, że przekrój jest nieosłonięty oraz przyjęto równomierny rozkład temperatury w przekroju. Przyrosty temperatury w czasie Δt obliczono następująco:	
$\Delta\theta_t = \frac{A_m/V}{c\rho}\dot{h}_{net,d}\Delta t$	wzór (8.41)
$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r}$	wzór (8.42)
$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c\left(\theta_g - \theta\right)$	wzór (8.43)
$\dot{h}_{net,r} = \phi\varepsilon_{res}5{,}67\times10^{-8}\left[\left(\theta_g + 273\right)^4 - \left(\theta + 273\right)^4\right]$	wzór (8.44)
gdzie: θ_g – temperatura otaczających gazów w czasie trwania pożaru, przyjęta z nominalnego wykresu przyrostu temperatury:	
θ_g – $20 + 345\log_{10}(8t + 1)$	wzór (8.45)
θ – temperatura stali w czasie trwania pożaru	
Wstępnie przyjęte dane w celu określenia ostatecznej temperatury stali:	
A_m/V = 200 m^{-1}	
α_c = 25 W/m^{2}K	pkt 8.4.4
Temperatura początkowa: θ = 20°C	
Emisyjność wypadkowa: ε_{res} = 0,4	pkt 8.4.4
Gęstość stali nierdzewnej: ρ = 8000 kg/m^3 dla stali austenitycznej 1.4401	tabl. 2.7
Współczynnik konfiguracji: φ = 1,0	PN-EN 1991-1-2 pkt 3.1(7)

Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 6 z 8
Zależność ciepła właściwego od temperatury przedstawia następujące wyrażenie:	
$c = 450 + 0{,}28\theta - 2{,}91 \times 10^{-4}\theta^2 + 1{,}34 \times 10^{-7}\theta^3$ J/kgK	wzór (8.37)
$\Delta t = 2$ s	
Powyższe wyrażenie wraz ze wstępnie przyjętymi danymi zostało wprowadzone do arkusza kalkulacyjnego Excel w celu uzyskania temperatury stali po 30-minutowej ekspozycji na ogień. Otrzymano:	
$\theta = 829$°C	
Redukcja właściwości mechanicznych w podwyższonej temperaturze	
Następujące współczynniki redukcyjne są stosowane przy wyznaczaniu wytrzymałości w podwyższonej temperaturze.	pkt 8.2
Współczynnik redukcyjny modułu Younga: $k_{E,\theta} = E_\theta/E$	wzór (8.4)
Współczynnik redukcyjny granicy plastyczności przy odkształceniu trwałym 0,2%: $k_{p0,2,\theta} = f_{p0,2,\theta}/f_y$	wzór (8.1)
Współczynnik redukcyjny wytrzymałości stali przy odkształceniu trwałym 2%: $k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y$ lecz $f_{2,\theta} \le f_{u,\theta}$	wzór (8.2)
Współczynniki redukcyjne w temperaturze 829°C otrzymano przez interpolację liniową:	
$k_{E,\theta} = 0{,}578$	tabl. 8.1
$k_{p0,2,\theta} = 0{,}355$	tabl. 8.1
$k_{2,\theta} = 0{,}430$	
$k_{u,\theta} = 0{,}297$	
$f_{2,\theta} = 0{,}430 \times 220 = 94{,}6$ i $f_{u,\theta} = 0{,}297 \times 530 = 157$, zatem $f_{2,\theta} \le f_{u,\theta}$	
Współczynnik częściowy	pkt 8.1
$\gamma_{M,fi} = 1{,}0$	
Klasyfikacja przekroju	pkt 8.3.2
Przy ściskaniu współczynnik redukcyjny $k_{y,\theta}$ określa się na podstawie $f_{p0,2,\theta}$, tj. $k_{y,\theta} = k_{p0,2,\theta}$	pkt 8.2
$\varepsilon_\theta = \varepsilon\left[\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}\right]^{0,5} = 1{,}01 \times \left[\frac{0{,}578}{0{,}355}\right]^{0,5} = 1{,}29$	wzór (8.6)
Środniki poddane ściskaniu: $c/t = 82/6 = 13{,}7$	
Wartość graniczna dla klasy 1. = $33\varepsilon_\theta = 42{,}57$ 42,57 > 13,7 – środnik jest klasy 1. Przekrój jest klasy 1. (przy czystym ściskaniu).	
Nośność elementu na wyboczenie	
$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}}$ dla klas 1., 2. i 3. przekroju	wzór (8.10)

Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 7 z 8
$\chi_{\text{fi}} = \dfrac{1}{\phi_\theta + \left[\phi_\theta^{\,2} - \bar{\lambda}_\theta^{\,2}\right]^{0,5}} \le 1$	wzór (8.12)
gdzie	
$\phi_\theta = 0,5\left(1 + \alpha\left(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0\right) + \bar{\lambda}_\theta^{\,2}\right)$	wzór (8.13)
$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}\left[\dfrac{k_{\text{p0,2,}\theta}}{k_{E,\theta}}\right]^{0,5}$ dla wszystkich klas przekroju	wzór (8.14)
$\bar{\lambda}_{\text{y,}\theta} = 0,866\left[\dfrac{0,355}{0,578}\right]^{0,5} = 0,679$	
$\bar{\lambda}_{\text{z,}\theta} = 1,492\left[\dfrac{0,355}{0,578}\right]^{0,5} = 1,169$	
Wyboczenie względem osi *y-y*	
Dla rur prostokątnych giętych na zimno wykonanych ze stali austenitycznej poddanych ściskaniu z uwzględnieniem wyboczenia α = 0,49 i $\bar{\lambda}_0$ = 0,30.	tabl. 6.1
$\phi_{\theta,\text{y}} = 0,5\times\left(1 + 0,49\times\left(0,679 - 0,3\right) + 0,679^2\right) = 0,823$	
$\chi_{\text{fi,y}} = \dfrac{1}{0,823 + \left[0,823^2 - 0,679^2\right]^{0,5}} = 0,776$	
$N_{\text{b,y,fi,t,Rd}} = \dfrac{0,776\times 0,355\times 1500\times 220}{1,0} = 90,91\ \text{kN}$	
90,91 kN > 13,0 kN – warunek jest spełniony	
Wyboczenie względem osi *z-z*	
$\phi_{\theta,\text{z}} = 0,5\times\left(1 + 0,49\times\left(1,169 - 0,3\right) + 1,169^2\right) = 1,396$	
$\chi_{\text{fi,z}} = \dfrac{1}{1,396 + \left[1,396^2 - 1,169^2\right]^{0,5}} = 0,463$	
$N_{\text{b,z,fi,t,Rd}} = \dfrac{0,463\times 0,355\times 1500\times 220}{1,0} = 54,24\ \text{kN}$	
54,24 kN > 18,6 kN – warunek jest spełniony	
Nośność elementu na zginanie ze ściskaniem	
$\dfrac{N_{\text{fi,Ed}}}{\chi_{\text{min,fi}}\, A\, k_{\text{p0,2,}\theta}\dfrac{f_{\text{y}}}{\gamma_{\text{M,fi}}}} + \dfrac{k_y M_{\text{y,fi,Ed}}}{M_{\text{y,fi,}\theta\text{,Rd}}} + \dfrac{k_z M_{\text{z,fi,Ed}}}{M_{\text{z,fi,}\theta\text{,Rd}}} \le 1$	wzór (8.26)

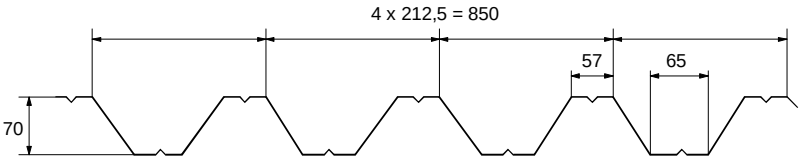
Przykład obliczeniowy 10. Słup obciążony siłą podłużną i poddany oddziaływaniu ognia	Arkusz 8 z 8
gdzie $k_y = 1 - \dfrac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi}\, A\, k_{p0,2,\theta} \dfrac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \le 3$	wzór (8.30)
$\mu_y = (1{,}2\beta_{M,y} - 3)\bar{\lambda}_{y,\theta} + 0{,}44\beta_{M,y} - 0{,}29 \le 0{,}8$	wzór (8.31)
Przy założeniu przegubowego oparcia słupa w fundamencie wykres momentów zginających przyjmuje rozkład trójkątny oraz $\beta_M = 1{,}8$: $\mu_y = (1{,}2 \times 1{,}8 - 3) \times 0{,}679 + 0{,}44 \times 1{,}8 - 0{,}29 = -0{,}068$	tabl. 8.3
$k_y = 1 - \dfrac{(-0{,}068) \times 13{,}0 \times 10^3}{0{,}776 \times 1500 \times 0{,}355 \times \dfrac{220}{1{,}0}} = 1{,}010 < 3{,}0$	
$M_{y,fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} \left(\dfrac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right)$ dla klas 1., 2. lub 3. przekroju	wzór (8.15)
$M_{y,fi,\theta,Rd} = 0{,}430 \times 8{,}75 \times \left(\dfrac{1{,}10}{1{,}0} \right) = 4{,}14\ \text{kNm}$	
$\dfrac{13{,}0}{0{,}463 \times 1500 \times 0{,}355 \times \dfrac{220}{1{,}0}} + \dfrac{1{,}010 \times 1{,}82}{4{,}14} = 0{,}444 \le 1$	wzór (8.26)
Przekrój posiada zatem wystarczającą wytrzymałość przy 30-minutowej ekspozycji na ogień.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 9
	Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał JG/AO	Data 02/06	
		Sprawdził GZ	Data 03/06	
		Sprawdził SJ	Data 04/17	

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno

Niniejszy przykład zawiera analizę dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej o grubości 0,6 mm wykonanej z austenitycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4401 CP500, to znaczy w stanie umocnienia na zimno o granicy plastyczności f_y = 460 N/mm^2. Obliczenia porównano z projektem identycznego przekrycia wykonanego z ferrytycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4003 poddanej wyżarzaniu, a zatem o granicy plastyczności f_y = 280 N/mm^2 (patrz Przykład obliczeniowy 3.).
UWAGA: Nie ma różnic w procedurze projektowej pomiędzy ferrytycznym i austenitycznym przekryciem.

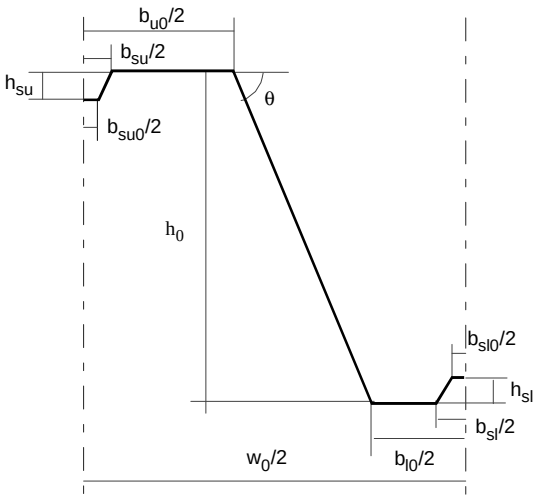
Wymiary przekrycia dachowego przedstawiono poniżej:

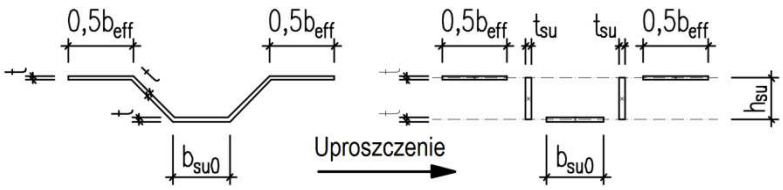


Przykład obejmuje następujące zadania projektowe:
- wyznaczanie efektywnych charakterystyk przekroju w stanie granicznym nośności,
- wyznaczanie nośności przekroju na zginanie,
- wyznaczanie nośności nad podporą pośrednią,
- obliczanie ugięć w stanie granicznym użytkowalności.

Dane projektowe

Rozpiętość przęseł	L	=	3500 mm	
Szerokość podpór	s_s	=	100 mm	
Obciążenie zmienne	Q	=	1,4 kN/m^2	
Ciężar własny	G	=	0,07 kN/m^2	
Obliczeniowa grubość	t	=	0,6 mm	
Granica plastyczności	f_y	=	460 N/mm^2	tabl. 2.3
Moduł sprężystości	E	=	200 000 N/mm^2	pkt 2.3.1
Współczynnik częściowy	γ_{M0}	=	1,1	tabl. 4.1
Współczynnik częściowy	γ_{M1}	=	1,1	tabl. 4.1
Współczynnik częściowy	γ_G	=	1,35	pkt 4.3
Współczynnik częściowy	γ_Q	=	1,5	pkt 4.3

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 2 z 9
Na zamieszczonym rysunku przedstawiono szczegółowe wymiary przekroju poprzecznego przekrycia dachowego. UWAGA: Blacha trapezowa na rysunku jest odwrócona o 180º w stosunku do usytuowania założonego w przykładzie, co oznacza, że w przekroju nad podporą pośrednią jest ściskana górna część przekroju przedstawionego na rysunku.	
 Wymiary w osi przekroju: $h_0 = 70$ mm $w_0 = 212{,}5$ mm $b_{u0} = 65$ mm $b_{l0} = 57$ mm $b_{su} = 20$ mm $b_{su0} = 8$ mm $h_{su} = 6$ mm $b_{sl} = 20$ mm $b_{s10} = 8$ mm $h_{sl} = 6$ mm $r = 2$ mm (wewnętrzny promień naroży) Kąt nachylenia środnika: $\theta = \text{atan}\left\lvert\frac{h_0}{0{,}5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})}\right\rvert = \text{atan}\left\lvert\frac{70}{0{,}5 \times (212{,}5 - 65 - 57)}\right\rvert = 57{,}1°$	
Efektywne charakterystyki przekroju w stanie granicznym nośności (SGN)	pkt 5.2
Sprawdzenie stosunku maksymalnej szerokości do grubości: $h_0/t = 70/0{,}6 = 117 \leq 400\sin\theta = 336$	tabl. 5.1
Kąt nachylenia środnika oraz promień naroży: $\max(b_{l0}/t\,;\, b_{u0}/t) = b_{u0}/t = 65/0{,}6 = 108 \leq 400$ $45° \leq \theta = 57{,}1° \leq 90°$ $b_p = \frac{b_{u0} - b_{su}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22{,}5$ mm	tabl. 5.1
Wpływ zaokrąglonych naroży na nośność przekroju można pominąć, jeżeli wewnętrzny promień $r \leq 5t$ oraz $r \leq 0{,}10 b_p$ $r = 2\text{mm} \leq \min(5t\,;\, 0{,}1 b_p) = \min(5 \times 0{,}6\,;\, 0{,}1 \times 22{,}5) = 2{,}25$ mm Można pominąć wpływ zaokrąglonych naroży na nośność przekroju.	pkt 5.6.2

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 3 z 9
Położenie środka ciężkości przy w pełni efektywnym środniku	
Obliczenie współczynnika redukcyjnego ρ dla efektywnej szerokości ściskanego pasa	
$\rho = \frac{0{,}772}{\bar{\lambda}_\mathrm{p}} - \frac{0{,}079}{\bar{\lambda}_\mathrm{p}^2}$, ale ≤ 1	pkt 5.4.1 wzór (5.1)
gdzie	
$\bar{\lambda}_\mathrm{p} = \frac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$	wzór (5.3)
$\psi = 1 \Rightarrow k_\sigma = 4$	tabl. 5.3
$\bar{b} = b_\mathrm{p} = \frac{b_\mathrm{u0} - b_\mathrm{su}}{2} = \frac{65-20}{2} = 22{,}5$ mm	
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_\mathrm{y}}\frac{E}{210\,000}\right]^{0,5} = \left[\frac{235}{460}\times\frac{200\,000}{210\,000}\right]^{0,5} = 0{,}698$	tabl. 5.2
$\rho = \frac{0{,}772}{\bar{\lambda}_\mathrm{p}} - \frac{0{,}079}{\bar{\lambda}_\mathrm{p}^2} = \frac{0{,}772}{0{,}946} - \frac{0{,}079}{0{,}946^2} = 0{,}728 \leq 1$	
$b_\mathrm{eff,u} = \rho\bar{b} = 0{,}728 \times 22{,}5 = 16{,}38$ mm	tabl. 5.3
Efektywne charakterystyki usztywnienia	
	
$t_\mathrm{su} = \frac{\sqrt{h_\mathrm{su}^{\ 2} + \left(\frac{b_\mathrm{su} - b_\mathrm{su0}}{2}\right)^2}}{h_\mathrm{su}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20-8}{2}\right)^2}}{6} \times 0{,}6 = 0{,}849$ mm	
$A_\mathrm{s} = \left(b_\mathrm{eff,u} + b_\mathrm{su0}\right)t + 2h_\mathrm{su}t_\mathrm{su} = (16{,}38 + 8) \times 0{,}6 + 2 \times 6 \times 0{,}849 =$ $= 24{,}82\ \mathrm{mm}^2$	rys. 5.3
$e_\mathrm{s} = \frac{b_\mathrm{su0}h_\mathrm{su}t + 2h_\mathrm{su}\frac{h_\mathrm{su}}{2}t_\mathrm{su}}{A_\mathrm{s}} = \frac{8 \times 6 \times 0{,}6 + 2 \times 6 \times \frac{6}{2} \times 0{,}849}{24{,}82} = 2{,}39$ mm	
$I_\mathrm{s} = 2(15t^2 e_\mathrm{s}^{\ 2}) + b_\mathrm{su0}t\,(h_\mathrm{su} - e_\mathrm{s})^2 + 2h_\mathrm{su}t_\mathrm{su}\left(\frac{h_\mathrm{su}}{2} - e_\mathrm{s}\right)^2 + 2\left(\frac{15t^4}{12}\right) +$ $+ \frac{b_\mathrm{su0}t^3}{12} + 2\frac{t_\mathrm{su}h_\mathrm{su}^{\ 3}}{12}$	

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 4 z 9
$I_s = 2 \times (15 \times 0,6^2 \times 2,39^2) + 8 \times 0,6 \times (6 - 2.39)^2 + 2 \times 6 \times 0,849 \times$ $\times \left(\frac{6}{2} - 2,39\right)^2 + 2 \times \left(\frac{15 \times 0,6^4}{12}\right) + \frac{8 \times 0,6^3}{12} +$ $+ 2 \times \frac{0,849 \times 6^3}{12} = 159,07\ \mathrm{mm}^4$	rys. 5.3
$b_s = 2\sqrt{h_{su}^2 + \left(\frac{b_{su} - b_{su0}}{2}\right)^2} + b_{su0} = 2 \times \sqrt{6^2 + \left(\frac{20-8}{2}\right)^2} + 8 = 25,0\ \mathrm{mm}$	
$l_b = 3,07\left[I_s b_p{}^2 \left(\frac{2b_p + 3b_s}{t^3}\right)\right]^{1/4} =$ $= 3,07 \times \left[159,07 \times 22,5^2 \times \left(\frac{2 \times 22,5 + 3 \times 25}{0,6^3}\right)\right]^{1/4} = 251\ \mathrm{mm}$	wzór (5.10)
$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{u0} - b_{l0}}{2}\right)^2 + h_0{}^2} = \sqrt{\left(\frac{212,5 - 65 - 57}{2}\right)^2 + 70^2} = 83,4\ \mathrm{mm}$	rys. 5.5
$b_d = 2b_p + b_s = 2 \times 22,5 + 25 = 70\ \mathrm{mm}$	
$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = \sqrt{\frac{83,4 + 2 \times 70}{83,4 + 0,5 \times 70}} = 1,37$	wzór (5.11)
$\frac{l_b}{s_w} = \frac{251}{83,4} = 3,01 \geq 2 \quad \Rightarrow \quad k_w = k_{w0} = 1,37$	wzór (5.8)
$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2 k_w E}{A_s}\sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p{}^2(2b_p + 3b_s)}}$	wzór (5.4)
$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2 \times 1,37 \times 200 \times 10^3}{24,82} \times \sqrt{\frac{159,07 \times 0,6^3}{4 \times 22,5^2 \times (2 \times 22,5 + 3 \times 25)}} =$ $= 551,3\ \mathrm{N/mm}^2$	
$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{460}{551,3}} = 0,913$	
$0,65 < \bar{\lambda}_d = 0,913 < 1,38 \Rightarrow$ $\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \times 0,913 = 0,81$ $t_{red,u} = \chi_d t = 0,81 \times 0,6 = 0,486\ \mathrm{mm}$	wzór (5.17)

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 5 z 9

Odległość osi obojętnej od pasa ściskanego:

$$t_{\mathrm{sl}} = \frac{\sqrt{{h_{\mathrm{sl}}}^2 + \left(\frac{b_{\mathrm{sl}} - b_{sl0}}{2}\right)^2}}{h_{\mathrm{sl}}} \quad t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20-8}{2}\right)^2}}{6} \times 0{,}6 = 0{,}849 \text{ mm}$$

$$t_{\mathrm{w}} = t/\sin\theta = 0{,}6/\sin(57{,}1°) = 0{,}714 \text{ mm}$$

e_i [mm]	A_i [mm^2]
0	$0{,}5b_{\mathrm{eff,u}}\, t = 4{,}9$
0	$0{,}5b_{\mathrm{eff,u}}\, \chi_d\, t = 3{,}98$
$0{,}5h_{\mathrm{su}} = 3$	$h_{\mathrm{su}}\, \chi_d t_{\mathrm{su}} = 4{,}13$
$h_{\mathrm{su}} = 6$	$0{,}5b_{\mathrm{su0}}\, \chi_d\, t = 1{,}94$
$0{,}5h_0 = 35$	$h_0 t_{\mathrm{w}} = 49{,}98$
$h_0 = 70$	$0{,}5(b_{l0} - b_{sl})\, t = 11{,}1$
$h_0 - 0{,}5h_{sl} = 67$	$h_{sl} t_{sl} = 5{,}09$
$h_0 - h_{sl} = 64$	$0{,}5b_{sl0} t = 2{,}4$

$$A_{\mathrm{tot}} = \sum A_i = 83{,}52 \text{ mm}^2$$

$$e_{\mathrm{c}} = \frac{\sum A_i e_i}{A_{\mathrm{tot}}} = 36{,}46 \text{ mm}$$

Efektywny przekrój ściskanej strefy środnika

$$s_{\mathrm{eff,1}} = s_{\mathrm{eff,0}} = 0{,}76t\sqrt{\frac{E}{\gamma_{\mathrm{M0}}\sigma_{\mathrm{com,Ed}}}} = 0{,}76 \times 0{,}6 \times \sqrt{\frac{200}{1{,}1 \times 460 \times 10^{-3}}} =$$

$$= 9{,}07 \text{ mm}$$

$$s_{\mathrm{eff,n}} = 1{,}5 s_{\mathrm{eff,0}} = 1{,}5 \times 9{,}07 = 13{,}61 \text{ mm}$$

PN-EN 1993-1-3 5.5.3.4.3(4-5)

Charakterystyki efektywnego przekroju połowy fałdy

$$h_{\mathrm{eff,1}} = s_{\mathrm{eff,1}}\sin\theta = 9{,}07 \times \sin(57{,}1°) = 7{,}62 \text{ mm}$$

$$h_{\mathrm{eff},n} = s_{\mathrm{eff},n}\sin\theta = 13{,}61 \times \sin(57{,}1°) = 11{,}43 \text{ mm}$$

$e_{\mathrm{eff},i}$ [mm]	$A_{\mathrm{eff},i}$[mm^2]	$I_{\mathrm{eff},i}$[mm^4]
0	$0{,}5b_{\mathrm{eff,u}} t = 4{,}9$	≈ 0
0	$0{,}5b_{\mathrm{eff,u}}\, \chi_d\, t = 4{,}0$	≈ 0
$0{,}5h_{\mathrm{su}} = 3$	$h_{\mathrm{su}}\, \chi_d\, t_{\mathrm{su}} = 4{,}1$	$\chi_d t_{\mathrm{su}} {h_{\mathrm{su}}}^3/12 = 12{,}4$
$h_{\mathrm{su}} = 6$	$0{,}5b_{\mathrm{su0}}\, \chi_d\, t = 1{,}9$	≈ 0
$0{,}5h_{\mathrm{eff,1}} = 3{,}8$	$h_{\mathrm{eff,1}} t_{\mathrm{w}} = 5{,}4$	$t_{\mathrm{w}} {h_{\mathrm{eff,1}}}^3/12 = 26{,}3$
$h_0 - 0{,}5(h_0 - e_{\mathrm{c}} + h_{\mathrm{eff},n}) = 47{,}5$	$(h_0 - e_{\mathrm{c}} + h_{\mathrm{eff},n})\, t_w = 32{,}1$	$t_{\mathrm{w}} \frac{(h_0 - e_{\mathrm{c}} + h_{\mathrm{eff},n})^3}{12} = 5411{,}1$
$h_0 = 70$	$0{,}5(b_{l0} - b_{sl})\, t = 11{,}1$	≈ 0
$h_0 - 0{,}5h_{\mathrm{sl}} = 67$	$h_{\mathrm{sl}} t_{\mathrm{sl}} = 5{,}1$	$t_{\mathrm{sl}} {h_{\mathrm{sl}}}^3/12 = 15{,}3$
$h_0 - h_{\mathrm{sl}} = 64$	$0{,}5b_{\mathrm{sl0}} t = 2{,}4$	≈ 0

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 6 z 9
$A_{\text{tot}} = \sum A_{\text{eff,i}} = 71{,}0\ \text{mm}^2$	
$e_{\text{c}} = \dfrac{\sum A_{\text{eff,i}}\, e_{\text{eff,i}}}{A_{\text{tot}}} = 40{,}0\ \text{mm}$	
$I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff,i}} + \sum A_{\text{eff,i}} (e_{\text{c}} - \text{e}_{\text{eff,i}})^2 = 5\,465{,}1 + 46\,021{,}6 = 51\,486{,}7\ \text{mm}^2$	
Opcjonalnie efektywne charakterystyki przekroju mogą być ustalane drogą iteracyjną, na podstawie położenia efektywnego środka ciężkości.	PN-EN 1993-1-3
Nośność na zginanie na jednostkę szerokości (1 m)	
$I = \dfrac{1000}{0{,}5\text{w}_0} I_{\text{tot}} = \dfrac{1000}{0{,}5 \times 212{,}5} \times 51\,486{,}7 = 484\,580{,}7\ \text{mm}^4$	
$W_{\text{u}} = \dfrac{I}{e_{\text{c}}} = \dfrac{484\,580{,}7}{40} = 12\,114{,}5\ \text{mm}^3$	
$W_{\text{l}} = \dfrac{I}{h_0 - e_{\text{c}}} = \dfrac{484\,580{,}7}{70 - 40} = 16\,152{,}7\ \text{mm}^3$	
Ponieważ $W_{\text{u}} < W_{\text{l}} \Rightarrow W_{\text{eff,min}} = W_u = 12\,114{,}5\ \text{mm}^3$	
$M_{\text{c,Rd}} = \dfrac{W_{\text{eff,min}} f_{\text{y}}}{\gamma_{\text{M0}}} = 12114{,}5 \times 460 \times \dfrac{10^{-6}}{1{,}1} = 5{,}07\ \text{kNm}$	wzór (5.31)
Określenie nośności nad podporą pośrednią	pkt 6.4.4
Nośność środnika przy obciążeniu skupionym	
$c \geq 40\ \text{mm}$	PN-EN 1993-1-3
$r/t = 2/0{,}6 = 3{,}33 \leq 10$	pkt 6.1.7
$h_{\text{w}}/t = 70/0{,}6 = 117 \leq 200\sin\theta = 200\sin(57{,}1°) = 168$	
$45° \leq \theta = 57{,}1° \leq 90°$	
$\beta_{\text{V}} = 0 \leq 0{,}2 \Rightarrow l_{\text{a}} = s_{\text{s}} = 100\ \text{mm}$	
$\alpha = 0{,}15$ (kategoria 2.)	
$R_{\text{w,Rd}} = \alpha\, t^2 \sqrt{f_{\text{y}} E} \left(1 - 0{,}1\sqrt{\dfrac{r}{t}}\right)\left(0{,}5 + \sqrt{0{,}02\dfrac{l_{\text{a}}}{t}}\right)\left[2{,}4 + \left(\dfrac{\varphi}{90}\right)^2\right]\dfrac{1}{\gamma_{\text{M1}}}\ \dfrac{1000}{0{,}5w_0}$	PN-EN 1993-1-3 wzór (6.18)
$R_{\text{w,Rd}} = 0{,}15 \times 0{,}6^2\sqrt{460 \times 200\,000} \times \left(1 - 0{,}1\sqrt{\dfrac{2}{0{,}6}}\right)\left(0{,}5 + \sqrt{0{,}02 \times \dfrac{100}{0{,}6}}\right)$	
$\times \left[2{,}4 + \left(\dfrac{57{,}1}{90}\right)^2\right] \times \dfrac{1}{1{,}1} \times \dfrac{1000}{0{,}5 \times 212{,}5} \times 10^{-3} = 23{,}6\ \text{kN}$	

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 7 z 9
Interakcja momentu zginającego i reakcji podporowej Obliczeniowe obciążenie na jednostkę szerokości (1 m): $q = \gamma_G G + \gamma_Q Q = 1{,}35 \times 0{,}07 + 1{,}5 \times 1{,}4 = 2{,}19\ \mathrm{kN/m}$ $M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = \frac{2{,}19 \times 3{,}5^2}{8} = 3{,}35\ \mathrm{kNm}$ $F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = \frac{5}{4} \times 2{,}19 \times 3{,}5 = 9{,}58\ \mathrm{kN}$ $\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{3{,}35}{5{,}07} = 0{,}661 \leq 1{,}0$ $\quad \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = \frac{9{,}58}{23{,}6} = 0{,}406 \leq 1{,}0$ $\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0{,}661 + 0{,}406 = 1{,}067 \leq 1{,}25$ Warunki nośności przekroju są spełnione.	PN-EN 1993-1-3 wzór (6.28a-c)
Wyznaczenie ugięć w stanie granicznym użytkowalności (SGU) **Charakterystyki efektywne przekroju** Przy sprawdzaniu warunków użytkowalności efektywna szerokość części ściskanych powinna być wyznaczona dla naprężeń ściskających wynikających z charakterystycznych wartości obciążeń. W niniejszym przykładzie przyjęto konserwatywnie, że obliczanie maksymalnych naprężeń ściskających w efektywnym przekroju dla SGU opiera się na W_u obliczonym wcześniej dla SGN. $M_{y,Ed,ser} = \frac{(G+Q)L^2}{8} = \frac{(0{,}07 + 1{,}4) \times 3{,}5^2}{8} = 2{,}25\ \mathrm{kNm}$ $\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = \frac{2{,}25 \times 10^6}{12114{,}5} = 185{,}7\ \mathrm{N/mm^2}$ Charakterystyki przekroju efektywnego zostały wyznaczone tak jak dla SGN, z wyjątkiem f_y, które zastąpiono $\sigma_{com,Ed,ser}$. Pominięto również redukcję grubości usztywnienia pasa. Wyniki obliczeń są następujące: Efektywna szerokość ściskanego pasa: pas jest w pełni efektywny. Położenie środka ciężkości, gdy środnik jest w pełni efektywny: $e_c = 34{,}48$ mm Efektywny przekrój ściskanej strefy środnika: środnik jest w pełni efektywny. Efektywna część środnika: $s_{eff,1} = 14{,}268$ mm, $s_{eff,n} = 21{,}4$ mm Charakterystyki efektywnego przekroju połowy fałdy: $A_{tot} = 82{,}44\ \mathrm{mm^2}$, $e_c = 36{,}25$ mm, $I_{tot} = 59726{,}1\ \mathrm{mm^4}$	PN-EN 1993-1-3 pkt 5.5.1

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 8 z 9
Charakterystyki efektywnego przekroju na jednostkę szerokości (1 m): I = 562128,0 mm^4 W_u = 15507,0 mm^4 W_l = 16655,6 mm^4	
Obliczenie ugięcia Sieczny moduł sprężystości odpowiadający maksymalnej wartości momentu zginającego: $\sigma_{1,\mathrm{Ed,ser}} = \frac{M_{\mathrm{y,Ed,ser}}}{W_\mathrm{u}} = \frac{2{,}25 \times 10^6}{15\,507} = 145{,}096\ \mathrm{N/mm^2}$ $\sigma_{2,\mathrm{Ed,ser}} = \frac{M_{\mathrm{y,Ed,ser}}}{W_\mathrm{l}} = \frac{2{,}25 \times 10^6}{16\,655{,}6} = 135{,}090\ \mathrm{N/mm^2}$	
$n = 7$ (dla austenitycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4401)	tabl. 6.4
$E_{\mathrm{S},1} = \frac{E}{1 + 0{,}002\frac{E}{\sigma_{1,\mathrm{Ed,ser}}}\left(\frac{\sigma_{1,\mathrm{Ed,ser}}}{f_\mathrm{y}}\right)^n} = \frac{200}{1 + 0{,}002 \times \frac{200}{0{,}145}\left(\frac{0{,}145}{0{,}460}\right)^7} =$ $= 199{,}83\ \mathrm{kN/mm^2}$	wzór (6.53)
$E_{\mathrm{S},2} = \frac{E}{1 + 0{,}002\frac{E}{\sigma_{2,\mathrm{Ed,ser}}}\left(\frac{\sigma_{2,\mathrm{Ed,ser}}}{f_\mathrm{y}}\right)^n} = \frac{200}{1 + 0{,}002 \times \frac{200}{0{,}135}\left(\frac{0{,}135}{0{,}460}\right)^7} =$ $= 199{,}89\ \mathrm{kN/mm^2}$	wzór (6.53)
$E_\mathrm{S} = \frac{E_{\mathrm{S},1} + E_{\mathrm{S},2}}{2} = \frac{199{,}83 + 199{,}89}{2} = 199{,}86\ \mathrm{kN/mm^2}$	wzór (6.52)
Sprawdzenie ugięcia Przyjęto założenie upraszczające, polegające na pominięciu zmiany wartości $E_{\mathrm{s,ser}}$ na długości elementu. Należy uwzględnić wpływ zaokrąglonych naroży na sztywność przekroju. W tym celu przyjęto następujące przybliżenie:	
$\delta = 0{,}43\ \frac{\sum_{j=1}^{n} r_\mathrm{j}\frac{\varphi_\mathrm{j}}{90^\mathrm{o}}}{\sum_{i=1}^{m} b_\mathrm{p,i}} = 0{,}43\ \frac{2 \times \frac{294{,}2^\mathrm{o}}{90^\mathrm{o}}}{149{,}3} = 0{,}019$	wzór (5.22)
$I_\mathrm{y,r} = I\,(1 - 2\delta) = 562128{,}0\,(1 - 2 \times 0{,}019) = 540767{,}1\ \mathrm{mm^4}$	wzór (5.20)
Dla miejsca, w którym występuje maksymalne ugięcie: $x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times L = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times 3{,}5 = 1{,}48\ \mathrm{m}$ $\delta = \frac{(G + Q)L^4}{48 E_\mathrm{S} I_\mathrm{y,r}}\left(\frac{x}{L} - 3\frac{x^3}{L^3} + 2\frac{x^4}{L^4}\right)$	

Przykład obliczeniowy 11. Projektowanie dwuprzęsłowego przekrycia dachowego z blachy trapezowej w stanie umocnienia na zimno	Arkusz 9 z 9
$\delta = \dfrac{(0{,}07 + 1{,}4) \times 10^3 \times 3{,}5^4}{48 \times 199{,}86 \times 10^6 \times 540767{,}1 \times 10^{-12}} \times$ $\times \left(\dfrac{1{,}48}{3{,}5} - 3 \times \dfrac{1{,}48^3}{3{,}5^3} + 2 \times \dfrac{1{,}48^4}{3{,}5^4}\right)$ $\delta = 11{,}1\,\mathrm{mm}$ Dopuszczalne ugięcie $L/200$ = 3500/200 = 17,5 mm > 11,1 mm, obliczone ugięcie jest zatem akceptowalne. **Porównanie poszycia z arkuszy wyżarzanych oraz umocnionych na zimno** Dalej porównano nośność na zginanie na jednostkę szerokości oraz nośność na lokalne siły poprzeczne identycznych arkuszy wytworzonych w warunkach wyżarzania (f_y = 280 N/mm^2) oraz w stanie umocnienia na zimno (f_y = 460 N/mm^2): f_y = 280 N/mm^2 (Przykład oblicz. 3.) $M_{c,Rd}$ = 3,84 kNm oraz $R_{w,Rd}$ = 18,4 kN f_y = 460 N/mm^2 (Przykład oblicz. 11.) $M_{c,Rd}$ = 5,07 kNm oraz $R_{w,Rd}$ = 23,6 kN Dla arkuszy wytworzonych w warunkach wyżarzania maksymalna rozpiętość przęsła wynosi do 2,9 m, w porównaniu z 3,5 m, które może być zastosowane dla materiału w stanie umocnienia na zimno. Oznacza to, że arkusze wykonane z materiału umocnionego na zimno pozwalają na zwiększenie rozpiętości przęseł, a co za tym idzie – redukcję liczby belek drugorzędnych lub płatwi, co prowadzi do zmniejszenia kosztów.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 9
	Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	ER/EM	Data 02/06
		Sprawdził	HB	Data 03/06
		Sprawdził	ER/IA	Data 04/17

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu

Niniejszy przykład przedstawia projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu z niezabezpieczonym pasem ściskanym ze stali austenicznej gatunku 1.4401 wykonanego w obróbce plastycznej na zimno CP500. Schematem statycznym jest belka swobodnie podparta o rozpiętości l = 4,0 m. Odległość między sąsiednimi belkami wynosi 1,0 m.

Obciążenie nie jest przykładane przez środek ścinania ceownika, dlatego należy sprawdzić interakcję między nośnością skrętną przekroju poprzecznego a nośnością giętno-skrętną elementu. W tym przykładzie sprawdzono jednak tylko nośność giętno-skrętną elementu.

Współczynniki

Współczynnik częściowy γ_{M0} = 1,1 i γ_{M1} = 1,1 — tabl. 4.1

Współczynnik obciążeń γ_G = 1,35 (obciążenia stałe) i γ_Q = 1,5 (obciążenia zmienne) — EN 1991

Oddziaływania

Oddziaływania stałe (G): 2 kN/m^2

Oddziaływania zmienne (Q): 3 kN/m^2

Ponieważ odległości między sąsiednimi belkami wynoszą 1 m,

G_k = 2 kN/m

Q_k = 3 kN/m

Obciążenia należy rozważyć w stanie granicznym nośności:

$$q^* = \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} = 7,2 \text{ kN/m}$$ — EN 1991

Analiza statyczna

Reakcje w punktach podparcia (obliczeniowa siła ścinająca)

$$V_{Ed} = \frac{q^* \times 4}{2} = 14,4 \text{ kN}$$

Obliczeniowy moment zginający

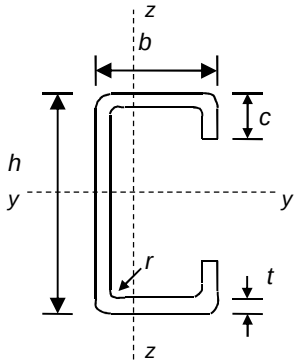
$$M_{Ed} = \frac{q^* \times 4^2}{8} = 14,4 \text{ kNm}$$

Właściwości materiałowe

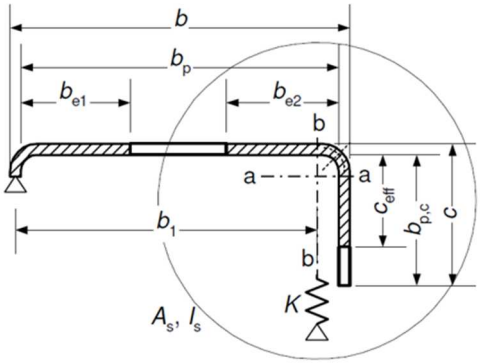
f_y = 460 N/mm^2 — tabl. 2.3

Moduł sprężystości podłużnej E = 200000 N/mm^2 — pkt 2.3.1

Moduł sprężystości poprzecznej G = 76900 N/mm^2

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 2 z 9
Właściwości przekroju poprzecznego	
Wpływ zaokrąglonych naroży na nośność przekroju poprzecznego można pominąć, jeśli promień wewnętrzny $r \le 5t$ i $r \le 0{,}10b$ i traktować, że przekrój poprzeczny składa się z elementów płaskich o ostrych narożach. Wpływ zaokrąglonych naroży należy uwzględniać w charakterystykach sztywności przekroju poprzecznego.	pkt 5.6.2
 h = 160 mm b = 125 mm c = 30 mm t = 5 mm r = 5 mm	
$r_{\mathrm{m}} = r + t/2 = 7{,}5\ \mathrm{mm}$ $g_{\mathrm{r}} = r_{\mathrm{m}}\left[\tan(\varphi/2) - \sin(\varphi/2)\right] = 2{,}2\ \mathrm{mm}$ $b_{\mathrm{p}} = b - t - 2g_{\mathrm{r}} = 115{,}6\ \mathrm{mm}$ $r = 5\ \mathrm{mm} \le 5t = 25\ \mathrm{mm}$ $r = 5\ \mathrm{mm} \le 0{,}10b_{\mathrm{p}} = 11{,}56\ \mathrm{mm}$	rys. 5.5
Wpływ zaokrąglonych naroży na właściwości przekroju można przyjmować z wystarczającą dokładnością, zmniejszając właściwości obliczone dla podobnego przekroju poprzecznego o ostrych narożach, stosując następujące przybliżenia:	
Nominalna szerokość pasa $b_{\mathrm{p,f}} = b - t - 2g_{\mathrm{r}} = 115{,}6\ \mathrm{mm}$	
Nominalna szerokość środnika $b_{\mathrm{p,w}} = h - t - 2g_{\mathrm{r}} = 150{,}6\ \mathrm{mm}$	
Nominalna szerokość zagięcia $b_{\mathrm{p,l}} = c - t/2 - g_{\mathrm{r}} = 25{,}3\ \mathrm{mm}$	
$A_{\mathrm{g,sh}} = t\left[2b_{\mathrm{p,f}} + b_{\mathrm{p,w}} + 2b_{\mathrm{p,l}}\right] = 2162\ \mathrm{mm}^2$ $I_{\mathrm{yg,sh}} = 2\times\left[\frac{1}{12}b_{\mathrm{p,f}}t^3 + b_{\mathrm{p,f}}t(0{,}5h - 0{,}5t)^2\right] +$ $+ 2\times\left[\frac{1}{12}b_{\mathrm{p,l}}^3 t + b_{\mathrm{p,l}}t\left(0{,}5h - (c - b_{\mathrm{p,l}}) - 0{,}5b_{\mathrm{p,l}}\right)^2\right] + \frac{1}{12}b_{p,w}^3 t = 9{,}376\times10^6\ \mathrm{mm}^4$	
$\delta = 0{,}43\sum_{j=1}^{n} r_{\mathrm{j}}\frac{\varphi_{\mathrm{j}}}{90^o} / \sum_{i=1}^{m} b_{\mathrm{p,i}} = 0{,}02$	wzór (5.22)
$A_{\mathrm{g}} = A_{\mathrm{g,sh}}\,(1 - \delta) = 2119\ \mathrm{mm}^2$	wzór (5.19)
$I_{\mathrm{g}} = I_{\mathrm{g,sh}}\,(1 - 2\delta) = 9{,}0\times10^6\ \mathrm{mm}^4$	wzór (5.20)

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 3 z 9
Klasyfikacja przekroju poprzecznego $\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y}\frac{E}{210000}\right]^{0,5} = 0,698$ Pas: Wewnętrzne części ściskane. Część ściskana. $c = b_{p,f} = 115,6\ \text{mm}$ oraz $c/t = 23,12$ Dla klasy 2., $c/t \le 35\varepsilon = 24,43$, dlatego pasy są klasy 2. Środnik: Wewnętrzne części ściskane. Część zginana. $c = b_{p,w} = 150,6$ mm oraz $c/t = 30,12$ Dla klasy 1., $c/t \le 72\varepsilon = 50,26$, dlatego środnik jest klasy 1. Zagięcie: Części wspornikowe pasów. Część podlegająca ściskaniu, odgięcie ściskane. $c = b_{p,l} = 25,30\ \text{mm}$ i $c/t = 5,06$ Dla klasy 1., $c/t \le 9\varepsilon = 6,28$, dlatego zagięcie jest klasy 1.	pkt 5.3 tabl. 5.2
Efekt szerokiego pasa Efekt szerokiego pasa może być pomijany, jeśli $b_0 < L_e/50$, gdzie b_0 przyjmuje się jako szerokość wspornikowej części pasa lub połowę szerokości wewnętrznego elementu, a L_e jest długością między punktami zerowego momentu zginającego. Dla wewnętrznych elementów: $b_0 = (b - t)/2 = 60$ mm Długość pomiędzy punktami zerowego momentu zginającego: $L_e = 4000$ mm, $L_e/50 = 80$ mm Efekt szerokiego pasa jest zatem pomijany.	pkt 5.4.2
Zakrzywienie pasa Zakrzywienie pasa można pominąć, jeśli strzałka ugięcia pasa w stronę osi obojętnej u jest mniejsza niż 5% wysokości profilu przekroju poprzecznego: $u = 2\frac{\sigma_a^2}{E^2}\frac{b_s^4}{t^2 z}$ σ_a jest średnim naprężeniem w pasach wyliczonym z powierzchni brutto (przyjmuje się $f_y = 460\ \text{N/mm}^2$) b_s = jest odległością pomiędzy środnikami = $b_{p,f} + b_{p,l} = 140,9$ mm $t = 5$ mm z = jest odległością rozważanego pasa do osi obojętnej = 77,5 mm $u = 2,15\ \text{mm} < 0,05\ h = 8$ mm, dlatego zakrzywienie pasa jest pomijane.	pkt 5.4.3 EN 1993-1-3 klauzula 5.4 wzór (5.3a)

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 4 z 9
Elementy usztywniające. Usztywnienie brzegowe. **Niestateczność dystorsyjna. Płaskie elementy z usztywnieniem brzegowym.**	
 $b/t \leq 60$ **a) pojedyncza krawędź zagięcia**	pkt 5.5.1 EN 1993-1-3 klauzula 5.5.3
Krok 1.: Początkowy efektywny przekrój poprzeczny usztywnienia Dla pasów (jak obliczono wcześniej) b = 125 mm oraz $b_p = b_{p,f}$ = 115,6 mm	EN 1993-1-3 klauzula 5.5.3.2
Dla zagięcia, efektywna szerokość c_{eff} powinna być obliczana przy użyciu odpowiednich współczynników wyboczeniowych k_σ, $\bar{\lambda}_p$ oraz ρ wyrażonych następująco: $b_{p,c} = b_{p,l}$ = 25,30 mm $b_{p,c}/b_p$ = 0,22 < 0,35, wtedy k_σ = 0,5	EN 1993-1-3 wzór (5.13b)
$\bar{\lambda}_p = \dfrac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = 0,36 \qquad (\bar{b} = 25,3\,\text{mm})$	wzór (5.3)
Formowane na zimno elementy wspornikowe: $\rho = \dfrac{1}{\bar{\lambda}_p} - \dfrac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = 1,33 > 1,$ wtedy ρ = 1,0	wzór (5.2)
$c_{eff} = \rho b_{p,c}$ = 25,30 mm	EN 1993-1-3 wzór (5.13a)
Krok 2.: Współczynnik redukcji dla wyboczenia dystorsyjnego Obliczanie własności geometrycznych efektywnej części usztywnienia brzegowego $b_{e2} = b_{p,f}$ = 115,6 mm W tym przykładzie ściskany pas jest klasy 2., odcinek b_{e2} jest rozpatrywany na całym pasie, dlatego przyjęto b_{e1} = 0. $c_{eff} = b_{p,l}$ = 25,30 mm $A_s = (b_{e2} + c_{eff})t = (b_{b,f} + b_{b,l}) \times t$ = 704,5 mm^2	

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 5 z 9
Obliczanie liniowej sztywności sprężyny	
$K_1 = \frac{Et^3}{4\left(1-\upsilon^2\right)}\left(\frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0,5 b_1 b_2 h_w k_f}\right) = 6,4\ \text{N/mm}^2$	EN 1993-1-3 wzór (5.10b)
$b_1 = b - y_b - t/2 - r = 71,1$ mm (odległość od połączenia pasa i środnika do środka ciężkości efektywnego przekroju usztywnienia brzegowego, z uwzględnieniem efektywnej części pasa b_{e2})	
$k_f = 0$ (pas 2. jest rozciągany)	
$h_w = h - 2t - 2r = 160 - 2 \times 5 - 2 \times 5 = 140$ mm	
Naprężenie krytyczne przy wyboczeniu sprężystym usztywnienia brzegowego, przy założeniu $K = K_1$	
$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = 565,8\ \text{N/mm}^2$	EN 1993-1-3 wzór (5.15)
Współczynnik redukcji χ_d dla wyboczenia dystorsyjnego	
$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb}/\sigma_{cr,s}} = 0,90$	EN 1993-1-3 wzór (5.12d)
$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38$ wtedy $\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 0,82$	EN 1993-1-3 wzór (5.12b)
Zredukowane pole powierzchni i grubość efektywnego przekroju usztywnienia, z uwzględnieniem że $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$	
$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 576,4\ \text{mm}^2$	EN 1993-1-3 wzór (5.17)
$t_{red} = tA_{s,red}/A_s = 4,1$ mm	
Obliczanie efektywnych właściwości przekroju z uwzględnieniem wyboczenia dystorsyjnego	
$A_{g,sh} = t\left[b_{p,f} + b_{p,w} + b_{p,l}\right] + t_{red}\left[b_{p,f} + b_{p,l}\right] = 2034,0\ \text{mm}^2$	
$\delta = 0,43\sum_{j=1}^{n} r_j \frac{\varphi_j}{90^o} / \sum_{i=1}^{m} b_{p,i} = 0,02$	wzór (5.22)
$A_g = A_{g,sh}(1 - \delta) = 1993,3\ \text{mm}^2$	wzór (5.19)
Nowa wartość e_{eff}, przyjmowana jako dodatnia w dół, odległość od środka środnika:	
$e_{eff} = \frac{-b_{p,f} t_{red}\left(0,5h - 0,5t_{red}\right) + b_{p,f} t\left(0,5h - 0,5t\right) - b_{p,l} t_{red}\left(0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l}\right)}{A_{g,sh}} + \frac{b_{p,l} t\left(0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l}\right) + b_{p,l} 0}{A_{g,sh}} = 4,7\ \text{mm}$	

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 6 z 9
$I_{y,g,sh} = \frac{1}{12} b_{p,f} t_{tred}^3 + b_{p,f} t_{red} (0,5h - 0,5t_{red} + e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t_{red} +$	
$+ b_{p,l} t_{red} \left(0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l} + e_{eff}\right)^2 + \frac{1}{12} b_{p,f} t^3 +$	
$+ b_{p,f} t (0,5h - 0,5t - e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t +$	
$+ b_{p,l} t \left(0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l} - e_{eff}\right)^2 + \frac{1}{12} b_{p,w}^3 t +$	
$+ b_{p,w} t (e_{eff})^2 = 8,64 \times 10^6 \text{ mm}^4$	
$I_{y,g} = I_{y,g,sh} (1 - 2\delta) = 8,297 \times 10^6$ mm^4	wzór (5.20)
$z_{max} = h/2 + e_{eff} = 160/2 + 4,7 = 84,7$ mm (odległość górnych włókien do osi obojętnej)	
$W_{y,g} = I_{y,g}/z_{max} = 97,95 \times 10^3$ mm^3	
Nośność przekroju	pkt 5.7
Sprawdzenie nośności na zginanie	pkt 5.7.4
$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0} = 41,0$ kNm	wzór (5.29)
Obliczeniowy moment zginający M_{Ed} = 14,4 kNm, zatem nośność przekroju na zginanie jest zachowana.	
Sprawdzenie nośności na ścinanie	pkt 5.7.5
$A_v = 800$ mm^2	
$V_{pl,Rd} = A_v \left(f_y / \sqrt{3} \right) / \gamma_{M0} = 193,15$ kN	wzór (5.32)
Obliczeniowa siła poprzeczna V_{Ed} = 14,4 kN, dlatego nośność przekroju na ścinanie jest zachowana.	
Sprawdzenie nośności przekroju na jednoczesne zginanie i ścinanie	pkt 5.7.6
$V_{Ed} = 14,4$ kN $>$ $0,5V_{pl,Rd} = 96,57$ kN	
dlatego nie ma potrzeby uwzględniania interakcji między momentem zginającym a siłą poprzeczną.	
Elementy zginane	pkt 6.4
Zwichrzenie	pkt 6.4.2
$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1}$	wzór (6.13)
$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \left[\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2\right]^{0,5}} \leq 1$	wzór (6.14)
$\phi_{LT} = 0,5 \left(1 + \alpha_{LT} \left(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4\right) + \bar{\lambda}_{LT}^2\right)$	wzór (6.15)
$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}}$	wzór (6.16)
$\alpha_{LT} = 0,34$ dla przekrojów zimnogiętych.	

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 7 z 9
Określenie sprężystego momentu krytycznego zwichrzenia $M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2}\left(\sqrt{\left(\frac{k}{k_w}\right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k\,L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g\right)$	wzór (E.1)
Dla swobodnie podpartych belek obciążonych równomiernie: $C_1 = 1{,}13$ i $C_2 = 0{,}454$	tabl. E.2
Przy założeniu normalnych warunków podparcia na końcach: $k = k_w = 1$ z_a jest współrzędną przyłożenia obciążenia z_s jest współrzędną środka ścinania $z_g = z_a - z_s = h/2 = 80$ mm y_G = odległość osi ciężkości środnika do środka ciężkości przekroju $y_G = \frac{2b_{p,f}t(g_r + 0{,}5b_{p,f}) + 2b_{p,l}t(b - 0{,}5t)}{A_s} = 46{,}4$ mm $I_{z,sh} = 4{,}590 \times 10^6$ mm^4 $I_{t,sh} = 18{,}02 \times 10^3$ mm^4 $I_{w,sh} = 23{,}19 \times 10^9$ mm^6 $I_z = I_{z,sh}(1 - 2\delta) = 4{,}406 \times 10^6$ mm^4 $I_t = I_{t,sh}(1 - 2\delta) = 17{,}30 \times 10^3$ mm^4 $I_w = I_{w,sh}(1 - 4\delta) = 21{,}33 \times 10^9$ mm^6	
wtedy $M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2}\left(\sqrt{\left(\frac{k}{k_w}\right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k\,L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - (C_2 z_g)\right) = 34{,}76$ kNm	wzór (E.1)
$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{y,g} f_y}{M_{cr}}} = 1{,}14$ ($W_{y,g} = 97{,}95 \times 10^3$ mm^3, pas ściskany)	wzór (6.16)
$\phi_{LT} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{LT}\left(\bar{\lambda}_{LT} - 0{,}4\right) + \bar{\lambda}_{LT}^{\,2}\right) = 1{,}27$	wzór (6.15)
$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \left[\phi_{LT}^{\,2} - \bar{\lambda}_{LT}^{\,2}\right]^{0,5}} = 0{,}54$	wzór (6.14)
$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} = 22{,}21$ kNm	wzór (6.13)
Obliczeniowy moment M_{Ed} = 14,4 kNm, dlatego nośność przekroju na zwichrzenie jest zachowana. UWAGA: Ponieważ obciążenie nie jest przykładane przez środek ścinania ceownika, konieczne jest również sprawdzenie interakcji między nośnością skrętną przekroju poprzecznego a nośnością giętnoskrętną elementu.	
Nośność wyboczeniowa na ścinanie	pkt 6.4.3
Sprawdzenie nośności wyboczeniowej na ścinanie dla nieusztywnionych środników jest wymagane tylko wtedy, gdy $h_w / t \geq 56{,}2\varepsilon/\eta$.	wzór (6.20)
Zalecana wartość $\eta = 1{,}20$. $h_w / t = (h - 2t - 2r)/t = 140/5 = 28{,}0$, $56{,}2\varepsilon/\eta = 32{,}67$, dlatego nie jest wymagane dalsze sprawdzanie.	

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 8 z 9
Ugięcia	pkt 6.4.6
Ugięcia powinny być określone dla kombinacji obciążeń w stanie granicznym użytkowalności, przy założeniu że:	
Współczynnik obciążeń γ_G = 1,00 (obciążenia stałe) i γ_Q = 1,00 (obciążenia zmienne)	EN 1991
Oddziaływania stałe (G): 2 kN/m^2, oddziaływania zmienne (Q): 3 kN/m^2	
Obciążenie należy rozważyć w SGU, zakładając odległość między sąsiednimi belkami równą 1,0 m:	
$q = \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} = 5{,}0$ kN/m	EN 1991
Ugięcie sprężyste belek można oszacować za pomocą standardowej teorii konstrukcji, z wyjątkiem tego, że moduł sprężystości powinien być zastąpiony przez moduł sieczny:	
$E_S = \dfrac{(E_{S1} + E_{S2})}{2}$	wzór (6.52)
gdzie: E_{S1} – sieczny moduł odpowiadający naprężeniu w pasie rozciąganym, E_{S2} – sieczny moduł odpowiadający naprężeniu w pasie ściskanym.	
E_{S1} i E_{S2} odpowiadające miarodajnym naprężeniom w stanie granicznym użytkowalności można oszacować w następujący sposób:	
$E_{S,i} = \dfrac{E}{1 + 0{,}002 \dfrac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left(\dfrac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n}, \quad i = 1, 2$	wzór (6.53)
gdzie: $\sigma_{i,Ed,ser}$ – miarodajne naprężenie w stanie użytkowalności w pasie rozciąganym lub ściskanym	
n – parametr Ramberga–Osgooda; dla austenicznej stali nierdzewnej 1.4401 n = 7.	tabl. 6.4
Nieliniowa zależność naprężenie–odkształcenie dla stali nierdzewnej oznacza, że moduł sprężystości przekroju poprzecznego zmienia się wzdłuż długości elementu. Jako uproszczenie można pominąć odchylenie E_S wzdłuż długości elementu, a na całej jego długości można zastosować minimalną wartość E_S dla tego elementu (odpowiadającą maksymalnej wartości naprężeń σ_1 i σ_2 w elemencie).	
Naprężenia w pasie rozciąganym i ściskanym są następujące:	
Pas ściskany:	
$\sigma_{Ed,ser,1} = \dfrac{M_{Ed,max}}{W_{y,sup}} = 102{,}1$ MPa, $\quad E_{S1}$ = 199979,2 MPa	wzór (6.53)
z $M_{Ed,max}$ = 10 kNm i W_y = 97,95 × 10^3 mm^3	

Przykład obliczeniowy 12. Projektowanie ceownika cienkościennego poddanego zginaniu	Arkusz 9 z 9
Pas rozciągany: $\sigma_{\mathrm{Ed,ser,2}} = \dfrac{M_{\mathrm{Ed,max}}}{W_{\mathrm{y,inf}}} = 100{,}8\ \mathrm{MPa}$, E_{S2} = 199980,8 MPa z $M_{\mathrm{Ed,max}}$ = 10 kNm i W_y = 99,24 × 10^3 mm^3 dlatego E_S = 199980,0 MPa Maksymalne ugięcie można oszacować za pomocą standardowej teorii konstrukcji, przyjmując sieczny moduł sprężystości: $d_{\max} = \dfrac{5ql^4}{384E_S I_y}$ Ponieważ I_y = 8,297 × 10^6 mm^4, q = 5,0 kN/m i l = 4,0 m $d_{\max} = 10{,}0\ \mathrm{mm}$	wzór (6.52)

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 9
	Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	PTY/AAT	Data 01/06
		Sprawdził	MAP	Data 02/06
		Sprawdził	MIG	Data 06/17

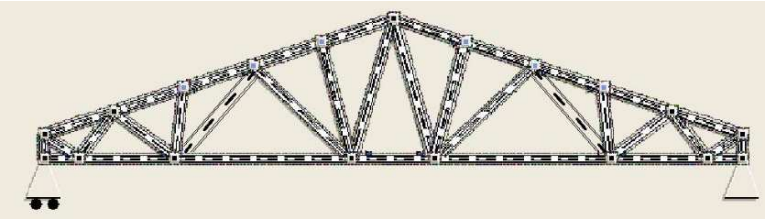
Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur

Dźwigar kratowy jest konstrukcją wsporczą szklanej obudowy dachu. Jest wykonany z kwadratowych i prostokątnych rur z nierdzewnej stali gatunku 1.4301. Dokonano porównania pomiędzy dwoma poziomami wytrzymałości materiału – dla stali hartowanej (f_y = 210 N/mm^2) oraz stali utwardzonej przez zgniot (poziom wytrzymałości CP500, f_y = 460 N/mm^2). Obliczenia przeprowadzono w sytuacji trwałej oraz w sytuacji wyjątkowej przy 30-minutowej ekspozycji na pożar. Współczynniki redukcyjne właściwości mechanicznych stali CP500 w podwyższonej temperaturze wyznaczono zgodnie z pkt 8.2.

Analiza konstrukcji została przeprowadzona z zastosowaniem programu WINRAMI firmy FE oferowanego przez Fińskie Stowarzyszenie Konstrukcji Stalowych (FCSA) (www.terasrakenneyhdistys.fi). Środowisko projektowe WINRAMI obejmuje analizę konstrukcji ze stali nierdzewnej wykonanych z przekrojów kwadratowych, prostokątnych i okrągłych. WINRAMI wyznacza siły w prętach, ugięcie oraz nośność elementów w temperaturze pokojowej oraz w podwyższonych temperaturach, a także nośność węzłów w temperaturze pokojowej (sprawdza również wszystkie geometryczne warunki połączeń w kratownicach). W przykładzie pasy kratownicy są modelowane jako elementy belkowe, a krzyżulce jako pręty dołączone przegubowo do pasów. Zgodnie z PN-EN 1993-1-1 długości wyboczeniowe pasów i krzyżulców mogą być przyjęte jako 0,9 i 0,75 długości teoretycznej pręta, lecz w tym przykładzie konserwatywnie przyjęto długość wyboczeniową jako odległość między punktami węzłowymi. Siły wewnętrzne w prętach zostały wyznaczone w programie WINRAMI z zastosowaniem stali hartowanej. Siły te zostały użyte dla dźwigarów kratowych z obu rodzajów materiałów.

W przykładzie obliczeniowym sprawdzeniu podlegają 3 pręty: rozciągany pas dolny (pręt nr 0), ściskany osiowo krzyżulec (pręt nr 31) oraz zginany i ściskany pas górny (pręt nr 5). W obliczeniach uwzględniono ciężar własny dźwigara kratowego.

Połączenia spawane nie zostały przedstawione w przykładzie, należy je projektować zgodnie z założeniami w pkt 7.4.



Stal hartowana: pas dolny 100x60x4, pas górny 80x80x5, słupek narożny 60x60x5, krzyżulce od lewej do środka: 50x50x3, 50x50x3, 40x40x3, 40x40x3, 40x40x3, 40x40x3, 40x40x3.

CP500: pas dolny 60x40x4, pas górny 70x70x4, słupek narożny 60x60x5, krzyżulce 40x40x3.

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 2 z 9
Rozpiętość dźwigara wynosi 15 m, wysokość w środku rozpiętości 3,13 m, wysokość w narożu 0,5 m. Ciężar własny dźwigara kratowego: ze stali hartowanej 407 kg, CP500 307 kg. Ciężar własny nie został w pełni zoptymalizowany.	
Obciążenia	
Przyjęto obciążenie równomiernie rozłożone od śniegu, konstrukcji obudowy szklanej oraz ciężaru własnego konstrukcji: Obciążenia stałe (G): Konstrukcja obudowy szklanej 1 kN/m^2 Ciężar własny (wyznaczony w programie WINRAMI) Obciążenia zmienne (Q): Obciążenie śniegiem 2 kN/m^2	
Przypadek obciążenia nr 1 (sytuacja obliczeniowa trwała): $\sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$	PN-EN 1990
Przypadek obciążenia nr 2 (sytuacja obliczeniowa wyjątkowa): $\sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + (\gamma_{\psi 1,1} \text{ lub } \gamma_{y2,1}) Q_{k,1}$	
Sytuacja obliczeniowa trwała (projektowanie w temperaturze pokojowej) $\gamma_{G,j}$ = 1,35 (jeśli działa niekorzystnie) $\gamma_{Q,1}$ = 1,5 Sytuacja obliczeniowa wyjątkowa $\gamma_{GA,j}$ = 1,0 $\gamma_{\psi 2,1}$ = 0,2	PN-EN 1990 PN-EN 1991-1-2
(Zastosowano współczynniki częściowe zalecane w załączniku krajowym dla poszczególnych obciążeń). Współczynniki obciążeń w sytuacji obliczeniowej trwałej: Obciążenia stałe: Obciążenie skupione w węźle 1,35x4,1 kN Ciężar własny (uwzględniony przez WINRAMI) Obciążenia zmienne: Obciążenie śniegiem 1,5x8,1 kN	
Siły wewnętrzne w prętach	
Siły wewnętrzne w prętach wyznaczono przy zastosowaniu w modelu elementów ze stali hartowanej.	
Pas dolny, pręt nr 0 Stal hartowana: 100x60x4 mm, CP500: 60x40x4 mm $N_{t,Ed}$ =142,2 kN, $N_{t,fi,Ed}$ = 46,9 kN $M_{max,Ed}$ = 0,672 kNm, $M_{max,fire,Ed}$ = 0,245 kNm	
Pas górny, pręt nr 5 Stal hartowana: 80x80x5 mm, CP500: 70x70x4 mm $N_{c,Ed}$ = –149,1 kN, $N_{c,fire,Ed}$ = –49,2 kN $M_{max,Ed}$ = 2,149 kNm, $M_{max,fire,Ed}$ = 0,731 kNm	
Krzyżulec, pręt nr 31 Stal hartowana: 50x50x3 mm, CP500: 40x40x3 mm $N_{c,Ed}$ = –65,9 kN, $N_{c,fire,Ed}$ = –21,7 kN	

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 3 z 9
Właściwości materiału	
Zastosowano stal nierdzewną gatunku 1.4301.	
Stal hartowana: f_y = 210 N/mm^2 f_u = 520 N/mm^2 E = 200000 N/mm^2	tabl. 2.2
CP500: f_y = 460 N/mm^2 f_u = 650 N/mm^2 E = 200000 N/mm^2	tabl. 2.3
Współczynniki częściowe	tabl. 4.1 pkt 8.1
Przyjęto następujące współczynniki częściowe:	
γ_{M0} = 1,1, γ_{M1} = 1,1, $\gamma_{M,fi}$ = 1,0	
Parametry geometryczne przekrojów: Stal hartowana	
Pręt 0: A = 1175 mm^2 $W_{pl,y}$ = 37,93×10^3 mm^3	
Pręt 5: A = 1436 mm^2 I_y = 131,44×10^4 mm^4 i_y = 30,3 mm $W_{pl,y}$ = 39,74×10^3 mm^3	
Pręt 31: A = 541 mm^2 I_y = 19,47×10^4 mm^4 i_y = 19 mm $W_{pl,y}$ = 9,39×10^3 mm^3	
Parametry geometryczne przekrojów: CP500	
Pręt 0: A = 695 mm $W_{pl,y}$ = 13,16×10^3 mm^3	
Pręt 5: A = 1015 mm^2 I_y = 72,12×10^4 mm^4 i_y = 26,7 mm $W_{pl,y}$ = 24,76×10^3 mm^3	
Pręt 31: A = 421 mm^2 I_y = 9,32×10^4 mm^4 i_y = 14,9 mm $W_{pl,y}$ = 5,72×10^3 mm^3	
Klasyfikacja przekroju prętów nr 5 i 31	
Stal hartowana: ε = 1,03, CP500: ε = 0,698	tabl. 5.2
Stal hartowana 80x80x5: c = 80 – 15 = 65 mm	
Stal hartowana 50x50x3: c = 50 – 9 = 41 mm	
Ścianki rury poddane ściskaniu:	tabl. 5.2
Stal hartowana 80x80x5: c/t = 13	
Stal hartowana 50x50x3: c/t = 13,7	
Dla klasy 1. przekroju $\frac{c}{t} \le 33{,}0\varepsilon$, zatem oba przekroje są klasy 1.	
PAS DOLNY, SYTUACJA OBLICZENIOWA TRWAŁA I WYJĄTKOWA	(pręt 0)
A) Sytuacja obliczeniowa trwała	
Nośność przekroju na rozciąganie	pkt 5.7.2
$N_{pl,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$	wzór (5.23)
Stal hartowana: $N_{pl,Rd}$ = 1175 × 210 / 1,1 = 224,3 kN > 142,2 kN	
CP500: $N_{pl,Rd}$ = 695 × 460 / 1,1 = 290,6 kN > 142,2 kN	
Nośność przekroju na zginanie	pkt 5.7.4
$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$	wzór (5.29)
Stal hartowana: $M_{c,Rd} = \frac{37{,}93\times10^3\times210}{1{,}1\times10^6} = 7{,}24\ \text{kNm} > 0{,}672\ \text{kNm}$	
CP500: $M_{c,Rd} = \frac{13{,}16\times10^3\times460}{1{,}1\times10^6} = 5{,}50\ \text{kNm} > 0{,}672\ \text{kNm}$	

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 4 z 9
Nośność przekroju przy zginaniu z rozciąganiem	
$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \le 1$	wzór (6.55)
Stal hartowana: $\frac{142,2}{224,3} + \frac{0,672}{7,24} = 0,73 \le 1$	
CP500: $\frac{142,2}{290,6} + \frac{0,672}{5,50} = 0,61 \le 1$	
Warunki nośności są spełnione.	
B) Sytuacja obliczeniowa wyjątkowa	
$\varepsilon_{res} = 0,4$ Temperatura stali dla przekroju 100x60x4 po 30 min ekspozycji na ogień przy wskaźniku ekspozycji $A_m/V = 275$ m^{-1}: $\theta = 833$°C Temperatura stali dla przekroju 60x40x4 po 30 min ekspozycji na ogień przy wskaźniku ekspozycji $A_m/V = 290$ m^{-1}: $\theta = 834$°C Konserwatywnie przyjęto $\theta = 834$°C.	pkt 8.4.4
Stal hartowana Współczynniki redukcyjne w temperaturze 834°C wyznaczono przez liniową interpolację: $k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y = 0,292$, lecz $f_{2,\theta} \le f_{u,\theta}$ $k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u = 0,209$ $f_{2,\theta} = 0,292 \times 210 = 61,3$ i $f_{u,\theta} = 0,209 \times 520 = 108,7$, zatem $f_{2,\theta} \le f_{u,\theta}$	pkt 8.2 tabl. 8.1
CP500 Dla stali utwardzonej przez zgniot przy temperaturze $\theta \ge 800$°C: $k_{2,\theta,CF} = f_{2,\theta,CF}/f_y = 0,9k_{2,\theta} = 0,9f_{2,\theta}/f_y = 0,9 \times 0,292 = 0,263$, lecz $f_{2,\theta,CF} \le f_{u,\theta,CF}$ $k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} = f_{u,\theta,CF}/f_u = 0,209$ $f_{2,\theta,CF} = 0,263 \times 460 = 121,0$ i $f_{u,\theta,CF} = 0,209 \times 650 = 135,9$, zatem $f_{2,\theta,CF} \le f_{u,\theta,CF}$	pkt 8.2 tabl. 8.1
Nośność przekroju na rozciąganie	
$N_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta}N_{Rd}[\gamma_{M0}/\gamma_{M,fi}]$	wzór (8.8)
Stal hartowana: $N_{fi,\theta,Rd} = 0,292 \times 224,3 \times 1,1/1,0 = 72,0$ kN > 46,9 kN	
CP500: $N_{fi,\theta,Rd} = 0,263 \times 290,6 \times 1,1/1,0 = 84,1$ kN > 46,9 kN	
Nośność przekroju na zginanie	
$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta}M_{Rd}[\gamma_{M0}/\gamma_{M,fi}]$	wzór (8.15)
Stal hartowana: $M_{fi,\theta,Rd} = 0,292 \times 7,24 \times 1,1/1,0 = 2,33$ kNm > 0,245 kNm	
CP500: $M_{fi,\theta,Rd} = 0,263 \times 5,50 \times 1,1/1,0 = 1,59$ kNm > 0,245 kNm	

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 5 z 9
Nośność przekroju przy zginaniu z rozciąganiem	
$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{N_{\mathrm{Rd}}}+\frac{M_{\mathrm{y,Ed}}}{M_{\mathrm{y,Rd}}}\le 1$	
Stal hartowana: $\frac{46{,}9}{72{,}0}+\frac{0{,}245}{2{,}33}=0{,}75\le 1$	wzór (6.55)
CP500: $\frac{46{,}9}{84{,}1}+\frac{0{,}245}{1{,}59}=0{,}71\le 1$	
Warunki nośności są spełnione	
KRZYŻULEC, SYTUACJA OBLICZENIOWA TRWAŁA I WYJĄTKOWA	(pręt 31)
Długość wyboczeniowa = 1253 mm	
A) Sytuacja obliczeniowa trwała	
$N_{\mathrm{b,Rd}}=\chi\, A\, f_{\mathrm{y}}/\gamma_{\mathrm{M1}}$	wzór (6.2)
Stal hartowana:	
$\bar{\lambda}=\frac{L_{cr}}{i}\frac{1}{\pi}\sqrt{(f_y/E)}=\frac{1253}{19}\frac{1}{\pi}\sqrt{(210/200000)}=0{,}680$	wzór (6.6)
$\phi=0{,}5(1+\alpha(\bar{\lambda}-\bar{\lambda}_0)+\overline{\lambda^2})=0{,}5\times(1+0{,}49\times(0{,}680-0{,}3)+0{,}680^2)=0{,}824$	wzór (6.5) tabl. 6.1
$\chi=\frac{1}{\phi+\sqrt{(\phi^2-\overline{\lambda^2})}}=\frac{1}{0{,}824+\sqrt{(0{,}824^2-0{,}680^2)}}=0{,}776$	wzór (6.4)
$N_{\mathrm{b,Rd}}$ = 0,776 × 541 × 210/1,1 = 80,1 kN > 65,9 kN – warunek jest spełniony	
CP500:	
$\bar{\lambda}=\frac{L_{cr}}{i}\frac{1}{\pi}\sqrt{(f_y/E)}=\frac{1253}{14{,}9}\times\frac{1}{\pi}\times\sqrt{(460/200000)}=1{,}284$	wzór (6.6)
$\phi=0{,}5(1+\alpha(\bar{\lambda}-\bar{\lambda}_0)+\overline{\lambda^2})=0{,}5\times(1+0{,}49\times(1{,}284-0{,}3)+1{,}284^2)=1{,}565$	wzór (6.5) tabl. 6.1
$\chi=\frac{1}{\phi+\sqrt{(\phi^2-\overline{\lambda^2})}}=\frac{1}{1{,}565+\sqrt{(1{,}565^2-1{,}284^2)}}=0{,}407$	wzór (6.4)
$N_{\mathrm{b,Rd}}$ = 0,407 × 421 × 460/1,1 = 71,7 kN > 65,9 kN – warunek jest spełniony	
B) Sytuacja obliczeniowa wyjątkowa	
$\varepsilon_{\mathrm{res}}$ = 0,4 Temperatura stali dla przekroju 80x80x5 po 30 min ekspozycji na ogień przy wskaźniku ekspozycji A_{m}/V = 220 m^{-1}: θ = 830°C Temperatura stali dla przekroju 70x70x5 po 30 min ekspozycji na ogień przy wskaźniku ekspozycji A_{m}/V = 225 m^{-1}: θ = 831°C Konserwatywnie przyjęto θ = 831°C	pkt 8.4.4

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 6 z 9
Stal hartowana: Współczynniki redukcyjne w temperaturze 831°C wyznaczono przez liniową interpolację: $k_{p0,2,\theta} = 0{,}219$ i $k_{E,\theta} = 0{,}574$	pkt 8.2 tabl. 8.1
Klasyfikacja przekroju	pkt 8.3.2
$\varepsilon_\theta = \varepsilon\left[\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}\right]^{0,5} = 1{,}03\times\left[\frac{0{,}574}{0{,}219}\right]^{0,5} = 1{,}67$	wzór (8.6)
Klasa przekroju 1.: $c/t \le 33{,}0\varepsilon_\theta = 33{,}0 \times 1{,}67 = 55{,}1$ Klasa 1., $c/t = 13$, zatem przekrój jest klasy 1.	
CP500: Dla stali utwardzonej przez zgniot przy temperaturze $\theta \ge 800$°C: $k_{p0,2,\theta,CF} = 0{,}8k_{p0,2,\theta} = 0{,}8 \times 0{,}219 = 0{,}175$ $k_{E,\theta,CF} = k_{E,\theta} = 0{,}574$	pkt 8.2 tabl. 8.1
Klasyfikacja przekroju	pkt 8.3.2
$\varepsilon_\theta = \varepsilon\left[\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}\right]^{0,5} = 0{,}698\times\left[\frac{0{,}574}{0{,}175}\right]^{0,5} = 1{,}26$	wzór (8.6)
Klasa przekroju 1.: $c/t \le 33{,}0\varepsilon_\theta = 33{,}0 \times 1{,}26 = 41{,}6$ Klasa 1., $c/t = 14{,}5$, zatem przekrój jest klasy 1.	
$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{p0,2,\theta}\, f_y / \gamma_{M,fi}$, ponieważ oba przekroje są klasy 1.	wzór (8.10)
Stal hartowana:	
$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}\sqrt{(k_{p0,2,\theta} / k_{E,\theta})} = 0{,}680\times\sqrt{(0{,}219/0{,}574)} = 0{,}420$	wzór (8.14)
$\phi_\theta = 0{,}5(1+\alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^{\,2}) = 0{,}5\times(1+0{,}49\times(0{,}420-0{,}3)+0{,}420^2) = 0{,}618$	wzór (8.13)
$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{(\phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2)}} = \frac{1}{0{,}618+\sqrt{(0{,}618^2 - 0{,}420^2)}} = 0{,}933$	wzór (8.12)
$N_{b,fi,t,Rd} = 0{,}933 \times 541 \times 0{,}219 \times 210/1{,}0 = 23{,}2$ kN > 21,7 kN – warunek jest spełniony	
CP500:	
$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}\sqrt{(k_{p0,2,\theta,CF} / k_{E,\theta,CF})} = 1{,}284\times\sqrt{(0{,}175/0{,}574)} = 0{,}709$	wzór (8.14)
$\phi_\theta = 0{,}5(1+\alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^{\,2}) = 0{,}5\times(1+0{,}49\times(0{,}709-0{,}3)+0{,}709^2) = 0{,}852$	wzór (8.13)
$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_\theta + \sqrt{(\phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2)}} = \frac{1}{0{,}852+\sqrt{(0{,}852^2 - 0{,}709^2)}} = 0{,}755$	wzór (8.12)
$N_{b,fi,t,Rd} = 0{,}755 \times 421 \times 0{,}175 \times 460/1{,}0 = 25{,}6$ kN > 21,7 kN – warunek jest spełniony	

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 7 z 9
PAS GÓRNY, SYTUACJA OBLICZENIOWA TRWAŁA I WYJĄTKOWA	(pręt 5)
Długość wyboczeniowa = 1536 mm	
A) Sytuacja obliczeniowa trwała	
$\frac{N_{\mathrm{Ed}}}{(N_{\mathrm{b,Rd}})_{\min}} + k_y \left(\frac{M_{\mathrm{y,Ed}} + N_{\mathrm{Ed}} e_{\mathrm{Ny}}}{\beta_{\mathrm{W,y}} W_{\mathrm{pl,y}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M1}}} \right) \le 1{,}0$	wzór (6.56)
Stal hartowana:	
$\beta_{\mathrm{W,y}} = 1{,}0$ klasa przekroju 1.	pkt 6.5.2
$k_{\mathrm{y}} = 1 + D_1(\bar{\lambda}_y - D_2)N_{\mathrm{Ed}}/N_{\mathrm{b,Rd,y}}$, lecz $k_{\mathrm{y}} \le 1 + D_1(D_3 - D_2)N_{\mathrm{Ed}}/N_{\mathrm{b,Rd,y}}$	wzór (6.63)
gdzie $D_1 = 2{,}0$, $D_2 = 0{,}3$, $D_3 = 1{,}3$	tabl. 6.6
$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i}\frac{1}{\pi}\sqrt{(f_y/E)} = \frac{1536}{30{,}3} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(210/200000)} = 0{,}523$	wzór (6.6)
$\phi = 0{,}5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \overline{\lambda^2}) = 0{,}5 \times (1 + 0{,}49 \times (0{,}523 - 0{,}3) + 0{,}523^2) = 0{,}691$	wzór (6.5)
$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \overline{\lambda^2})}} = \frac{1}{0{,}691 + \sqrt{(0{,}691^2 - 0{,}523^2)}} = 0{,}875$	wzór (6.4)
$N_{\mathrm{b,Rd,y}} = 0{,}875 \times 1436 \times 210/1{,}1 = 239{,}9$ kN > 149,1 kN	wzór (6.2)
$k_{\mathrm{y}} = 1{,}0 + 2{,}0 \times (0{,}523 - 0{,}30) \times 149{,}1/239{,}9 = 1{,}277$	tabl. 6.6
$k_{\mathrm{y}} \le 1{,}0 + 2{,}0 \times (1{,}3 - 0{,}30) \times 149{,}1/239{,}9 = 2{,}243$, zatem $k_{\mathrm{y}} = 1{,}277$	
$\frac{149{,}1}{239{,}9} + 1{,}277 \times \left(\frac{2{,}149 \times 1000^2}{1{,}0 \times 39{,}74 \times 10^3 \times 210/1{,}1} \right) = 0{,}98 < 1{,}0$ – warunek jest spełniony	wzór (6.56)
CP500:	
$\beta_{\mathrm{W,y}} = 1{,}0$ klasa przekroju 1.	pkt 6.5.2
$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i}\frac{1}{\pi}\sqrt{(f_y/E)} = \frac{1536}{26{,}7} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(460/200000)} = 0{,}878$	wzór (6.6)
$\phi = 0{,}5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \overline{\lambda^2})0{,}5 \times (1 + 0{,}49 \times (0{,}878 - 0{,}3) + 0{,}878^2) = 1{,}027$	wzór (6.5)
$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \overline{\lambda^2})}} = \frac{1}{1{,}027 + \sqrt{(1{,}027^2 - 0{,}878^2)}} = 0{,}641$	wzór (6.4)
$N_{\mathrm{b,Rd,y}} = 0{,}641 \times 1015 \times 460/1{,}1 = 272{,}1$ kN > 149,1 kN	wzór (6.2)
$k_{\mathrm{y}} = 1{,}0 + 2 \times (0{,}878 - 0{,}30) \times 149{,}1/272{,}1 = 1{,}633$	tabl. 6.6
$k_{\mathrm{y}} \le 1{,}0 + 2{,}0 \times (1{,}3 - 0{,}30) \times 149{,}1/272{,}1 = 2{,}096$, zatem $k_{\mathrm{y}} = 1{,}633$	
$\frac{149{,}1}{272{,}1} + 1{,}633 \times \left(\frac{2{,}149 \times 1000^2}{1{,}0 \times 24{,}76 \times 10^3 \times 460/1{,}1} \right) = 0{,}89 < 1{,}0$ – warunek jest spełniony	wzór (6.56)

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 8 z 9
B) Sytuacja obliczeniowa wyjątkowa	
$\varepsilon_{res} = 0{,}4$	pkt 8.4.4
Temperatura stali dla przekroju 50x50x3 po 30 min ekspozycji na ogień przy wskaźniku ekspozycji $A_m/V = 370\ m^{-1}$: $\theta = 836°C$	
Temperatura stali dla przekroju 40x40x3 po 30 min ekspozycji na ogień przy wskaźniku ekspozycji $A_m/V = 380\ m^{-1}$: $\theta = 836°C$	
Stal hartowana:	
Współczynniki redukcyjne w temperaturze 836°C wyznaczono przez liniową interpolację:	pkt 8.2 tabl. 8.1
$k_{p0,2,\theta} = 0{,}214$	
$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y = 0{,}289$, lecz $f_{2,\theta} \le f_{u,\theta}$	
$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u = 0{,}207$	
$f_{2,\theta} = 0{,}289 \times 210 = 60{,}7$ i $f_{u,\theta} = 0{,}207 \times 520 = 107{,}6$, zatem $f_{2,\theta} \le f_{u,\theta}$	
$k_{E,\theta} = 0{,}565$	
Klasyfikacja przekroju	pkt 8.3.2
$\varepsilon_\theta = \varepsilon\left[\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}\right]^{0,5} = 1{,}03 \times \left[\frac{0{,}565}{0{,}214}\right]^{0,5} = 1{,}67$	wzór (8.6)
Klasa 1. przekroju: $c/t \le 33{,}0\varepsilon_\theta = 33{,}0 \times 1{,}67 = 55{,}1$	
Klasa 1., $c/t = 13{,}7$, zatem przekrój jest klasy 1.	
CP500:	
Dla stali utwardzonej przez zgniot przy temperaturze $\theta \ge 800°C$:	pkt 8.2 tabl. 8.1
$k_{p0,2,\theta,CF} = 0{,}8k_{p0,2,\theta} = 0{,}8 \times 0{,}214 = 0{,}171$	
$k_{2,\theta,CF} = f_{2,\theta,CF}/f_y = 0{,}9k_{2,\theta} = 0{,}9f_{2,\theta}/f_y = 0{,}9 \times 0{,}289 = 0{,}260$, lecz $f_{2,\theta,CF} \le f_{u,\theta,CF}$	
$k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} = f_{u,\theta,CF}/f_u = 0{,}207$	
$f_{2,\theta,CF} = 0{,}260 \times 460 = 94{,}8$ i $f_{u,\theta,CF} = 0{,}207 \times 650 = 134{,}6$, zatem $f_{2,\theta,CF} \le f_{u,\theta,CF}$	
$k_{E,\theta,CF} = k_{E,\theta} = 0{,}565$	
Klasyfikacja przekroju	pkt 8.3.2
$\varepsilon_\theta = \varepsilon\left[\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}\right]^{0,5} = 0{,}698 \times \left[\frac{0{,}565}{0{,}171}\right]^{0,5} = 1{,}27$	wzór (8.6)
Klasa 1. przekroju: $c/t \le 33{,}0\varepsilon_\theta = 33{,}0 \times 1{,}27 = 41{,}9$	
Klasa 1., $c/t = 10{,}3 < 41{,}9$, zatem przekrój jest klasy 1.	
$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A_g k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,\theta,Rd}} \le 1{,}0$, ponieważ oba przekroje są klasy 1.	wzór (8.26)
Stal hartowana:	
$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda}\sqrt{(k_{p0,2,\theta}/k_{E,\theta})} = 0{,}523 \times \sqrt{(0{,}214/0{,}565)} = 0{,}322$	wzór (8.14)
$\phi_\theta = 0{,}5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0{,}5 \times (1 + 0{,}49 \times (0{,}322 - 0{,}3) + 0{,}322^2) = 0{,}557$	wzór (8.13)

Przykład obliczeniowy 13. Dźwigar kratowy z rur	Arkusz 9 z 9
$\chi_{\mathrm{fi}} = \dfrac{1}{\phi_\theta + \sqrt{(\phi_\theta^2 - \overline{\lambda}_\theta^2)}} = \dfrac{1}{0,557 + \sqrt{(0,557^2 - 0,322^2)}} = 0,989$	wzór (8.12)
$k_{\mathrm{y}} = 1 - \dfrac{\mu_{\mathrm{y}} N_{\mathrm{fi,Ed}}}{\chi_{\mathrm{y,fi}} A_{\mathrm{g}} k_{\mathrm{p0,2,\theta}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M,fi}}} \le 3$	wzór (8.30)
$\mu_y = (1,2\beta_{\mathrm{M,y}} - 3)\overline{\lambda}_{\mathrm{y,\theta}} + 0,44\beta_{\mathrm{M,y}} - 0,29 \le 0,8$	wzór (8.31)
$\chi_{\mathrm{min,fi}} A_{\mathrm{g}} k_{\mathrm{p0,2,\theta}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M,fi}}$ = 0,989 × 1436 × 0,214 × 210/1,0 = 63,8 kN > 49,2 kN	wzór (8.26)
$M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}} = k_{2,\theta}[\gamma_{\mathrm{M0}}/\gamma_{\mathrm{M,fi}}]M_{\mathrm{Rd}}$ = 0,289 × 1,1/1,0 × 39,74 × 10^3 × 210/1000^2 = = 2,65 kNm	wzór (8.15)
> 0,731 kNm	
ψ = –0,487/0,731 = –0,666	tabl. 8.3
$\beta_{\mathrm{M,y}}$ = 1,8 – 0,7ψ = 2,266	
μ_{y} = (1,2 × 2,266 – 3) × 0,322 + 0,44 × 2,266 – 0,29 = 0,617 < 0,8	
k_{y} = 1 – 0,617 × 49,2 kN/63,8 kN = 0,524 < 3	
$\dfrac{49,2}{63,8} + 0,524 \times \dfrac{0,731}{2,65}$ = 0,92 < 1,0	
– warunki nośności są spełnione	
CP500:	
$\overline{\lambda}_\theta = \overline{\lambda}\sqrt{(k_{\mathrm{p0,2,\theta}} / k_{\mathrm{E,\theta}})} = 0,878 \times \sqrt{(0,171/0,565)} = 0,483$	wzór (8.14)
$\phi_\theta = 0,5(1 + \alpha(\overline{\lambda}_\theta - \overline{\lambda}_0) + \overline{\lambda}_\theta^{\,2}) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,483 - 0,3) + 0,483^2) = 0,661$	wzór (8.13)
$\chi_{\mathrm{fi}} = \dfrac{1}{\phi_\theta + \sqrt{(\phi_\theta^2 - \overline{\lambda}_\theta^2)}} = \dfrac{1}{0,661 + \sqrt{(0,661^2 - 0,483^2)}} = 0,899$	wzór (8.12)
$\chi_{\mathrm{min,fi}} A_{\mathrm{g}} k_{\mathrm{p0,2,\theta}} f_{\mathrm{y}} / \gamma_{\mathrm{M,fi}}$ = 0,899 × 1015 × 0,171 × 460/1,0 = 71,8 kN > 49,2 kN	wzór (8.26)
$M_{\mathrm{y,fi,\theta,Rd}} = k_{2,\theta}[\gamma_{\mathrm{M0}}/\gamma_{\mathrm{M,fi}}]M_{\mathrm{Rd}}$ = 0,260 × 1,1/1,0 × 24,76 × 10^3 × 460/1000^2 = = 3,26 kNm	wzór (8.15)
> 0,731 kNm	
ψ = –0,487/0,731 = –0,666	tabl. 8.3
$\beta_{\mathrm{M,y}}$ = 1,8 – 0,7ψ = 2,266	
μ_{y} = (1,2 × 2,266 – 3) × 0,483 + 0,44 × 2,266 – 0,29 = 0,571 ≤ 0,8	
k_{y} =1 – 0,571 × 49,2/71,8 = 0,609	
$\dfrac{49,2}{71,8} + 0,609 \times \dfrac{0,731}{3,26} = 0,82 < 1,0$	
– warunki nośności są spełnione	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 3
	Przykład obliczeniowy 14. Określenie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności przekroju formowanego na zimno			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał	SA	Data 05/17
		Sprawdził	FW	Data 05/17
		Sprawdził	LG	Data 05/17

Przykład obliczeniowy 14. Określenie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności przekroju walcowanego (formowanego) na zimno

Niniejszy przykład ilustruje określenie zwiększonej średniej granicy plastyczności f_{ya} w wyniku obróbki plastycznej (walcowania) na zimno kształtownika o kwadratowym przekroju zamkniętym (SHS), zgodnie z metodą opisaną w załączniku B podręcznika. Obliczenia zostały wykonane dla SHS 80×80×4 ze stali nierdzewnej austenitycznej gatunku 1.4301. W przykładzie porównano nośności przekroju na zginanie obliczone na podstawie minimalnej (nominalnej) granicy plastyczności f_y oraz zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności f_{ya}.

Zwiększona średnia wartość granicy plastyczności

W przypadku kształtowników zamkniętych (skrzynkowych RHS i SHS) walcowanych na zimno, ze stali nierdzewnej zwiększoną średnią wartość granicy plastyczności f_{ya} oblicza się ze wzoru:

$$f_{ya} = \frac{f_{yc}\,A_{c,rolled} + f_{yf}\,(A - A_{c,rolled})}{A}$$ wzór (B.2)

Charakterystyki przekroju

Charakterystyki geometryczne SHS 80×80×4 (charakterystyki zostały zmierzone na próbce testowej):

h = 79,9 mm b = 79,6 mm

t = 3,75 mm A = 1099 mm^2

W_{el} = 25967 mm^3 W_{pl} = 30860 mm^3

r_i = 4,40 mm (jeżeli nie jest znana wartość r_i, to może być przyjęta równa 2t) załącznik B

$$A_{c,rolled} = \left(n_c\,\pi\frac{t}{4}\right)(2r_i + t) + 4n_c t^2$$ wzór (B.14)

$$A_{c,rolled} = \left(4\times\pi\times\frac{3{,}75}{4}\right)\times(2\times4{,}40 + 3{,}75) + 4\times4\times3{,}75^2 = 373\ \text{mm}^2$$

Właściwości materiału

f_y = 230 N/mm^2 i f_u = 540 N/mm^2 (taśma zimnowalcowana przy grubości $t \le 8$ mm) tabl. 2.2

$E = 200000\ \text{N/mm}^2$ pkt 2.3.1

$\varepsilon_{p0,2} = 0{,}002 + f_y/E = 0{,}00315$ wzór (B.10)

$\varepsilon_u = 1 - f_y/f_u = 0{,}57$ wzór (C.6)

Przykład obliczeniowy 14. Określenie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności przekroju formowanego na zimno	Arkusz 2 z 3
Zwiększenie wartości granicy plastyczności naroży i ścianek w przekroju Prognozowane zwiększenie wartości granicy plastyczności w narożach f_{yc}: $f_{\mathrm{yc}} = 0{,}85K\left(\varepsilon_{\mathrm{c}} + \varepsilon_{\mathrm{p0,2}}\right)^{n_{\mathrm{p}}}$ i $f_{\mathrm{y}} \leq f_{\mathrm{yc}} \leq f_{\mathrm{u}}$	wzór (B.4)
Prognozowane zwiększenie wartości granicy plastyczności w ściankach f_{yf}: $f_{\mathrm{yf}} = 0{,}85K\left(\varepsilon_{\mathrm{f}} + \varepsilon_{\mathrm{p0,2}}\right)^{n_{\mathrm{p}}}$ i $f_{\mathrm{y}} \leq f_{\mathrm{yf}} \leq f_{\mathrm{u}}$	wzór (B.5)
Odkształcenia plastyczne w narożach i ściankach na skutek obróbki plastycznej na zimno Odkształcenia w narożach ε_{c}: $\varepsilon_{\mathrm{c}} = \frac{t}{2(2r_{\mathrm{i}} + t)}$ $\varepsilon_{\mathrm{c}} = \frac{3{,}75}{2 \times (2 \times 4{,}40 + 3{,}75)} = 0{,}149$	wzór (B.7)
Odkształcenia w ściankach ε_{f}: $\varepsilon_f = \left[\frac{t}{900}\right] + \left[\frac{\pi t}{2(b + h - 2t)}\right]$ $\varepsilon_f = \left[\frac{3{,}75}{900}\right] + \left[\frac{\pi \times 3{,}75}{2 \times (79{,}6 + 79{,}9 - 2 \times 3{,}75)}\right] = 0{,}043$	wzór (B.8)
Parametry modelu materiału $n_p = \frac{ln(f_y/f_u)}{ln(\varepsilon_{p0,2}/\varepsilon_u)}$ $n_p = \frac{ln(230/540)}{ln(0{,}00315/0{,}57)} = 0{,}164$	wzór (B.12)
$K = \frac{f_y}{\varepsilon_{p0,2}^{n_p}}$ $K = \frac{230}{(0{,}00315)^{0{,}164}} = 591{,}6\ N/mm^2$	wzór (B.11)
Zwiększenie wartości granicy plastyczności w narożach i ściankach Prognozowane zwiększenie wartości granicy plastyczności w narożach f_{yc}: $f_{\mathrm{yc}} = 0{,}85 \times 591{,}6 \times (0{,}149 + 0{,}00315)^{0{,}164} = 369\ \mathrm{N/mm^2}$ i $230 \leq 369 \leq 540$	wzór (B.4)
Prognozowane zwiększenie wartości granicy plastyczności w ściankach f_{yf}: $f_{\mathrm{yf}} = 0{,}85 \times 591{,}6 \times (0{,}043 + 0{,}00315)^{0{,}164} = 304\ \mathrm{N/mm^2}$ i $30 \leq 304 \leq 540$	wzór (B.5)

Przykład obliczeniowy 14. Określenie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności przekroju formowanego na zimno	Arkusz 3 z 3
Średnia wartość zwiększonej granicy plastyczności przekroju	
$f_{\mathrm{ya}} = \dfrac{f_{\mathrm{yc}} A_{\mathrm{c,rolled}} + f_{\mathrm{yf}}(A - A_{\mathrm{c,rolled}})}{A}$	wzór (B.2)
$= \dfrac{369 \times 373 + 304 \times (1099 - 373)}{1099} = 326\ N/mm^2$	
Klasyfikacja przekroju	
Klasyfikacja przekroju na podstawie minimalnej (nominalnej) wartości granicy plastyczności f_{y}:	
$\varepsilon = \left[\dfrac{235}{f_{\mathrm{y}}} \dfrac{E}{210\ 000}\right]^{0,5} = \left[\dfrac{235}{230} \times \dfrac{200000}{210000}\right]^{0,5} = 0{,}986$	tabl. 5.2
$\dfrac{c}{t} = \dfrac{(79{,}9 - 3 \times 3{,}75)}{3{,}75} = 18{,}3 < 32{,}5 = 33\varepsilon$	
Przekrój został zatem zaklasyfikowany do klasy 1.	
Klasyfikacja przekroju na podstawie średniej wartości zwiększonej granicy plastyczności f_{ya}:	
$\varepsilon = \left[\dfrac{235}{f_{\mathrm{y}}} \dfrac{E}{210\ 000}\right]^{0,5} = \left[\dfrac{235}{326} \times \dfrac{200000}{210000}\right]^{0,5} = 0{,}829$	tabl. 5.2
$\dfrac{c}{t} = \dfrac{(79{,}9 - 3 \times 3{,}75)}{3{,}75} = 18{,}3 < 27{,}4 = 33\varepsilon$	
dlatego przekrój zaliczono także do klasy 1.	
Nośność przekroju na zginanie	
W przypadku 1. lub 2. klasy przekroju:	
$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$	wzór (5.29)
Nośność na zginanie na podstawie minimalnej granicy plastyczności f_{y}:	
$M_{c,Rd} = \dfrac{30860 \times 230}{1{,}1} = 6{,}45$ kNm	
Nośność na zginanie na podstawie zwiększonej średniej wartości granicy plastyczności f_{ya}:	
$M_{c,Rd} = \dfrac{30860 \times 326}{1{,}1} = 9{,}15$ kNm	
Biorąc pod uwagę zwiększoną wytrzymałość wynikającą z umocnienia w wyniku zgniotu (obróbki plastycznej na zimno) podczas formowania przekroju, uzyskuje się 42-procentowy wzrost nośności przekroju na zginanie.	
UWAGA: Przykład obliczeniowy nr 15 ilustruje dodatkową zwiększoną nośność przekroju na zginanie z uwagi na korzystny wpływ obróbki termicznej podczas formowania kształtownika przy użyciu metody *Continuous Strength Method* (CSM), opisanej w Załączniku D podręcznika.	

Promocja najnowszych wytycznych Eurokodów dotyczących konstrukcyjnych stali nierdzewnych (PUREST)				Arkusz 1 z 2
	Przykład obliczeniowy 15. Projektowanie przekroju z wykorzystaniem metody CSM			
	Fundusz Badawczy Węgla i Stali	Wykonał SA	Data	05/17
		Sprawdził FW	Data	05/17
		Sprawdził LG	Data	05/17

Przykład obliczeniowy 15. Projektowanie przekroju zginanego z wykorzystaniem metody CSM

W przykładzie określono wartość obliczeniową nośności na zginanie w płaszczyźnie przekroju belki walcowanej na zimno SHS 80×80×4 wykonanej z austenitycznej stali nierdzewnej gatunku 1.4301, z zastosowaniem metody CSM podanej w Załączniku D.

Właściwości przekroju poprzecznego

Właściwości przekroju podano w Przykładzie obliczeniowym 14.

Właściwości materiałowe

f_y = 326 N/mm²* i f_u = 540 N/mm² — tabl. 2.2

E = 200000 N/mm² i υ = 0,3 — pkt 2.3.1

$\varepsilon_y = f_y/E = 0{,}0016$

$\varepsilon_u = 1 - f_y/f_u = 0{,}40$ — wzór (C.6)

* W celu zilustrowania dodatkowej nośności na zginanie uzyskiwanej metodą CSM należy przyjąć wyższą średnią granicę plastyczności niż podana w Przykładzie obliczeniowym 14., ze względu na formowanie przekroju. Granica plastyczności może być przyjmowana alternatywnie jako minimalna z określonych wartości.

Smukłość przekroju poprzecznego

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,p}}}$$ wzór (D.3.2)

$$f_{cr,p} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1-\upsilon^2)\bar{b}^2} = \frac{4 \times \pi^2 \times 200000 \times 3{,}75^2}{12 \times (1-0{,}3^2) \times \left(79{,}7 - 2(3{,}75 + 4{,}40)\right)^2} =$$ wzór (D.4) tabl. 5.3

$$= 2530\ \mathrm{N/mm^2}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{326}{2530}} = 0{,}36\ (< 0{,}68)$$

Odkształcalność przekroju poprzecznego

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \frac{0{,}25}{\bar{\lambda}_p^{\,3{,}6}} \le \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) \quad \text{dla} \quad \bar{\lambda}_p \le 0{,}68$$ wzór (D.2)

Przykład obliczeniowy 15. Projektowanie przekroju z wykorzystaniem metody CSM	Arkusz 2 z 2
Z tablicy D.1: C_1 = 0,1 dla austenitycznej stali nierdzewnej. $\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} = \frac{0{,}25}{0{,}36^{3{,}6}} = 9{,}9 \ \leq \ \min\left(15, \frac{0{,}1 \times 0{,}40}{0{,}0016} = 25\right)$ $\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} = 9{,}9$	tabl. D.1
Nachylenie krzywej wzmocnienia	
Z tablicy D.1: C_2 = 0,16 dla austenitycznej stali nierdzewnej. $E_{\mathrm{sh}} = \frac{f_{\mathrm{u}} - f_{\mathrm{y}}}{C_2\varepsilon_{\mathrm{u}} - \varepsilon_{\mathrm{y}}} = \frac{540 - 326}{0{,}16 \times 0{,}40 - 0{,}0016} = 3429\ \mathrm{N/mm^2}$	tabl. D.1 wzór (D.1)
Nośność na zginanie w płaszczyźnie przekroju	
$M_{\mathrm{c,Rd}} = M_{\mathrm{csm,Rd}} = \frac{W_{\mathrm{pl}} f_{\mathrm{y}}}{\gamma_{\mathrm{M0}}}\left[1 + \frac{E_{\mathrm{sh}}}{E}\frac{W_{\mathrm{el}}}{W_{\mathrm{pl}}}\left(\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}} - 1\right) - \left(1 - \frac{W_{\mathrm{el}}}{W_{\mathrm{pl}}}\right) \Big/ \left(\frac{\varepsilon_{\mathrm{csm}}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}}\right)^{\alpha}\right]$	wzór (D.9)
α = 2,0 dla RHS $M_{\mathrm{c,Rd}} = M_{\mathrm{csm,Rd}}$ $= \frac{30860 \times 326}{1{,}1} \times \left[1 + \frac{3429}{200000} \times \frac{25967}{30860} \times (9{,}9 - 1) - \left(1 - \frac{25967}{30860}\right) \Big/ (9{,}9)^{2{,}0}\right]$ $M_{\mathrm{c,Rd}} = 10{,}31\ \mathrm{kNm}$	tabl. D.2
Nośność na zginanie określona zgodnie z rozdz. 5. wynosi 6,45 kNm. Uwzględnienie w Przykładzie obliczeniowym 14. wzmocnienia włókien stali w wyniku formowania przekroju poprzez wyższą średnią granicę plastyczności dało nośność równą 9,15 kNm. Dodatkowe umocnienie włókien z zastosowaniem metody CSM do projektowania przekrojów pozwoliło osiągnąć nośność na zginanie równą 10,31 kNm. Odpowiada to ogólnemu wzrostowi nośności wynoszącemu 60%.	

Okładka

Po lewej:
Kładka dla pieszych Helix Bridge w Marina Bay, Singapur
Gatunek 1.4462 (https://en.wikipedia.org/wiki.Helix_Bridge)

Po prawej:
– na górze
Przekrycie nad wejściem do Napp Pharmaceutical, Cambridge, Wielka Brytania
Gatunek 1.4401 (dzięki uprzejmości m-tec)
– pośrodku po lewej
Konstrukcja pod morską instalację regazyfikującą,
Gatunek 1.4301 (dzięki uprzejmości Montanstahl)
– pośrodku po prawej
Zakład mleczarski przy Cornell University, College of Agriculture and Life Sciences,
Gatunek 1.4301/7 (dzięki uprzejmości Montanstahl)
– na dole
Kładka dla pieszych Águilas, Hiszpania
Gatunek 1.4462 (dzięki uprzejmości Acuamed)

Informacje o wersji angielskiej

© 2017 SCI. Wszelkie prawa zastrzeżone.

Numer publikacji: SCI P413

ISBN 978-1-85942-226-7

Opublikowano: SCI, Silwood Park, Ascot, Berks, SL5 7QN, Wielka Brytania

www.steel-sci.com

Zgodnie z Ustawą o prawach autorskich, wzorach i patentach z 1988 roku (Wielka Brytania) niniejsza publikacja, oprócz wykorzystania w celach naukowo-badawczych bądź recenzji, nie może być zwielokrotniana, przechowywana ani przekazywana w jakiejkolwiek formie ani jakąkolwiek techniką bez wcześniejszej pisemnej zgody Wydawcy, a w przypadku reprografii tylko zgodnie z warunkami licencji wydanej przez UK Copyright Licensing Agency, lub innej właściwej organizacji ds. praw do reprodukcji w danym kraju. W przypadkach nieopisanych w powyższych warunkach należy się zwrócić do Wydawcy, tj. Steel Construction Institute.

Pomimo dołożenia wszelkich starań, aby wszystkie dane i informacje zawarte w niniejszej publikacji były prawdziwe i zgodne z aktualnym stanem wiedzy i przyjętą praktyką, SCI, autorzy i recenzenci nie biorą odpowiedzialności za jakiekolwiek błędy lub nieprawidłową interpretację tychże danych i informacji, a także za straty lub szkody powstałe w wyniku ich stosowania.