

Paweł KAWECKI¹
Jan ŁAGUNA²
Aleksander KOZŁOWSKI³

ANALIZA NOŚNOŚCI DOCZOŁOWEGO STYKU BELKI DWUTEOWEJ Z WIELOMA SZEREGAMI ŚRUB

Przedstawiono analizę porównawczą MES i metody składnikowej w przypadku zginanego doczołowego połączenia z wieloma szeregami śrub. Analiza obejmuje styk belki dwuteowej o przekroju W760x265x220 z jednym szeregiem śrub na zewnątrz pasa i ośmioma szeregami śrub między pasami. Przyjęto gatunek stali S355 i śruby M24 klasy 10.9. Obliczeniową nośność na zginanie obliczono na podstawie PN-EN 1993-1-8, dla trzech styków z blachami czołowymi o grubości 14 mm, 18 mm i 36 mm, jak dla połączeń sztywnych i podatnych o niepełnej nośności. Te same stany graniczne nośności obliczeniowych na zginanie były analizowane w trzech modelach MES dla połączeń sprężonych i niesprężonych w programie ABAQUS. Właściwość modelowania MES została sprawdzona w przypadku połączenia, które było badane eksperymentalnie. Jako wyniki analizy przedstawiono rozkład sił na poszczególne szeregi śrub w obliczeniowym stanie nośności połączenia na zginanie. Wyznaczono wartości sił w śrubach, sił docisku blach i sił efektywnych przenoszących obciążenie zewnętrzne. Odkształcenia plastyczne blach czołowych okazały się niewystarczające dla wyrównania sił w poszczególnych szeregach śrub. Największe wartości sił w śrubach w modelach MES (z wyjątkiem styku niesprężonego z blachami czołowymi o grubości 14mm) były większe od obliczeniowej nośności śrub na rozciąganie. Wykazano różnice między oceną nośności styku metodą składnikową według PN-EN 1993-1-8/6.2.7.2.(9), a nośnością wynikającą z rozkładu sił w szeregach śrub uzyskaną w wyniku analizy MES.

Słowa kluczowe: doczołowe połączenie śrubowe, analiza MES, połączenie zginane, metoda składnikowa.

¹ Autor do korespondencji: Paweł Kawecki, Biuro Inżynierskie Mostostal sp.j. ul. Piękna 28/34 lok.13, 00-547 Warszawa, tel.: 22-628-80-84, pawel.kawecki@bimostostal.pl.

² Jan Łaguna, Biuro Inżynierskie Mostostal sp.j. ul. Piękna 28/34 lok.13, 00-547 Warszawa, tel.: 22-628-80-84, jan.laguna@bimostostal.pl

³ Aleksander Kozłowski, Politechnika Rzeszowska, ul. Poznańska 2, 35-084 Rzeszów, tel. 178 65 12 81, kozlowsk@prz.edu.pl.

1. Wstęp

Doczołowe styki belek sprężane śrubami o wysokiej wytrzymałości stosowane w konstrukcjach stalowych są połączeniami, których charakterystyka wytrzymałościowa jest rezultatem współdziałania kilku składników (części składowych). Tymi składnikami są blachy czołowe przenoszące obciążenia jako płyty, spoiny w złączach spawanych blach oraz wstępnie napięte śruby. Różnią się one pod względem zdolności do odkształceń i progów wytrzymałościowych. Charakterystyczną cechą doczołowych połączeń sprężanych jest nieliniowy rozkład sił wewnętrznych. Zależy on od rozkładu sił w przekrojach elementów łączonych, podatności blach czołowych w miejscach osadzenia śrub oraz oddziaływań dodatkowych między odkształcającymi się blachami czołowymi (efektów dźwigni). Przyrosty sił w śrubach i odkształcenia połączeń nie są proporcjonalne do przyrostów obciążenia po zaniku sprężenia. W przypadku podatnych blach czołowych założenie płaskości styku po odkształceniu przestaje być właściwe. Wszystkie te czynniki mają szczególne znaczenie w połączeniach zginanych z wieloma szeregami śrub rozmieszczonymi pomiędzy pasem rozciągającym i ściskającym belki. Trudność rozpoznania i oceny zachowania tych połączeń za pomocą badań eksperymentalnych wynika z braku możliwości pomiarów rozkładu sił w połączeniu przed rozwarciem styku sprężonego oraz z dużych zakłóceń wywoływanych przez nieuchronne odchyłki wykonawcze, naprężenia własne i wpływy niestateczności środka. Tę niedogodność pozwala obecnie usunąć analiza komputerowa modeli MES. W referacie przedstawiono wyniki analizy komputerowej doczołowego styku belki o przekroju dwuteowym wysokości 779 mm w obliczeniowym stanie granicznym nośności. Analiza ma na celu ocenę zastosowania metody składnikowej według PN-EN-1993-1-8 [1] do obliczeń połączeń doczołowych z wieloma szeregami śrub.

2. Przegląd dotychczasowych badań i metod obliczeń

W liczącym pół wieku okresie badania i stosowania doczołowych połączeń sprężanych śrubami o wysokiej wytrzymałości, badania połączeń belek zginanych z wieloma szeregami śrub zajmują bardzo mało miejsca. Nośność połączeń jest wyznaczana przede wszystkim na podstawie wyników badań sprężanych połączeń jednośrubowych i króćców rozciąganych, stanowiących fragmenty połączeń zginanych. Większość zbadanych połączeń belek dwuteowych miała tylko szeregi śrub przylegające do pasów. Były to styki belek oraz połączenia belek ze słupami wykonane z kształtowników walcowanych o wysokości przekroju do 400 mm. Połączeń zginanych z wieloma szeregami śrub zbadano niewiele. Przyczyną tego był przede wszystkim znaczny koszt i trudności realizacji badań eksperymentalnych.

Większość z tych badań [6]-[22] (z wyjątkiem [7], [13] i [15]) wykonano w USA. W tablicy 1 zestawiono zbadane połączenia belek o wysokości nie mniejszej niż 400 mm z więcej niż jednym szeregiem śrub w strefie rozciąganej pomiędzy pasami belek. Jako charakterystykę połączeń podano wysokość belki i liczbę szeregów śrub położonych na zewnątrz pasa rozciąganego łamaną przez liczbę szeregów śrub pomiędzy pasami z wyłączeniem szeregu przylegającego do pasa ściskanego (n_e/n_i). Ostatnia kolumna tablicy określa zakres strefy połączenia pozbawionej śrub liczony od strony pasa ściskanego (min h_i/h). Wszystkie badania amerykańskie dotyczyły połączeń, z nie więcej niż trzema wewnętrznymi szeregami śrub położonymi blisko pasa rozciąganego belki. Wyniki tych badań nie zawierają więc informacji potrzebnych do oceny rozkładu sił wewnętrznych w połączeniach z wieloma szeregami śrub rozmieszczonymi na całej wysokości belki.

Tablica 1. Zestawienie badań zginanych połączeń z wieloma szeregami śrub

Table 1. Collection of the investigated beam splices with multiply bolt rows

Poz.	Autorzy	$h^{1)}$ [mm]	$n_e/n_i^{2)}$	min $h_i/h^{3)}$	Poz.	Autorzy	$h^{1)}$ [mm]	$n_e/n_i^{2)}$	min $h_i/h^{3)}$
[11]	Douty Mc Guire	406	0/2, 0/3 1/2	0,60 0,73	[6]	Abel Murray	660	1/2	0,83
[15]	Palme	550	1/4	0,29	[16]	Rodkey Murray	840	1/3	0,75
[7]	Augustyn Łaguna Śliwka	400 600 900	0/2, 1/2 1/3 1/4	0,70 0,45 0,33	[9] [10]	Borgsmil ler Murray	1620	1/3	0,84
[19]	Srouji Kukreti	406 600	0/2 0/2	0,68 0,80	[17]	Ryan	600 1400	1/1 1/1, 1/3	0,90 0,83
[18]	SEI	1570	1/3	0,85	[20] [21]	Sumner Murray	600 750 900	1/1 1/2, 2/2 2/2	0,90 0,75 0,80
[12]	Hendrick Kukreti	406 600	0/2 0/2	0,72 0,78	[22]	Sumner	1560 750	1/1, 1/2 1/2	0,88 0,80
[14]	Morrison Astaneh- Asl Murray	750 1170 1570	1/3 1/3 1/3	0,72 0,81 0,77	[13]	Katula	1000	1/2 2/2	0,78
[8]	Bond Murray	710 900	1/2 1/2	0,74 0,80					

- 1) Wysokość belki
- 2) Liczba szeregów śrub zewnętrznych/wewnętrznych
- 3) Zakres strefy bez rozciąganych szeregów śrub wewnętrznych

Analizę komputerową modeli MES stosowano w odniesieniu do omawianych połączeń, jako weryfikację wyników badań eksperymentalnych [13],[17] oraz [20] do [22]. Dotychczasowe metody obliczeń doczołowych połączeń zginanych trzeba rozpatrywać z uwzględnieniem właściwych dla nich założeń i zaleceń projektowych. Projektowanie najprostszyc i najbardziej rozpowszechnionych (skatalogowanych) w Europie połączeń zginanych opiera się na założeniu, że całkowity moment zginający przenoszą szeregi śrub bezpośrednio przylegające do pasa rozciąganego belki. Połączenia z wieloma szeregami śrub i grubymi blachami czołowymi obliczane są według publikacji niemieckich przy założeniu liniowo zmiennego rozkładu sił wewnętrznych i umownej osi obrotu styku blach czołowych na osi pasa ściskanego belki. W obliczeniu uwzględniane są tylko szeregi śrub znajdujące się w strefie rozciąganej powyżej osi obojętnej belki. W normie francuskiej [3] przyjęto umowną oś obrotu na licu wewnętrznym pasa ściskanego i określono kryteria stanu granicznego nośności poszczególnych szeregów śrub zależnie od nośności blachy czołowej, średnika oraz siły sprężenia. Podano zalecenia dotyczące grubości blach i usytuowania śrub przy założeniu, że w obliczeniu uwzględnia się śruby znajdujące się w strefie rozciąganej średnika. Norma polska [2] określa założenia dotyczące kształtowania połączeń, średnicy oraz klasy śrub i dla tych warunków podaje empiryczne współczynniki rozdziału obciążenia na poszczególne szeregi śrub w stanach granicznych nośności i rozwarcia styku sprężonego. W obliczeniu nośności połączenia względem osi pasa ściskanego uwzględniane są nie więcej niż 3 wewnętrzne szeregi śrub znajdujące się w odległości nie mniejszej od tego pasa niż $0,6h_0$. Przepisy amerykańskie [5] określają nośność szeregów i grup szeregów śrub z uwzględnieniem nośności blachy czołowej oraz wartość siły efektu dźwigni w poszczególnych szeregach zależnie od tego, czy o nośności połączenia decyduje nośność śrub, czy nośność blachy. W obliczeniach nośności połączenia względem osi pasa ściskanego uwzględnia się nie więcej niż 2 szeregi wewnętrzne (0/2), gdy blacha czołowa jest wpuszczona i nie więcej niż 3 szeregi wewnętrzne (1/3), gdy blacha czołowa jest wystająca. Najbardziej uniwersalną metodę projektowania połączeń doczołowych, która umożliwia projektowanie połączeń o różnej konfiguracji i dowolnej grubości blach czołowych wprowadziły przepisy europejskie [1], [4]. Nośność poszczególnych szeregów śrub w połączeniu jest wyznaczana metodą składnikową, na podstawie nośności śrub, blach czołowych i części łączonych. Siły efektu dźwigni nie są wyodrębniane. W obliczeniach nośności połączenia względem osi pasa ściskanego można uwzględniać nośność wszystkich szeregów śrub między pasem ściskany i rozciągany pod warunkiem, że nośność żadnego z pośrednich szeregów śrub nie jest większa niż $1,9 F_{t,Rd}$ (patrz [1] 6.2.7.2(9)). Gdy jeden z szeregów śrub nie spełnia tego warunku stosuje się redukcję liniową nośności szeregów położonych bliżej pasa ściskanego. To kryterium uznano za wystarczające do oceny zdolności do odkształceń plastycznych każdego z szeregów śrub, w stopniu pozwalającym na osiągnięcie

nośności granicznej w szeregach sąsiednich. Jego zastosowanie w przypadku grubych blach czołowych sprowadza się do uwzględniania sił we wszystkich szeregach śrub, przy założeniu liniowo zmiennego rozkładu sił wewnętrznych z umowną osią obrotu na osi pasa ściskanego.

W projektowaniu można wyróżnić następujące rodzaje doczołowych połączeń zginanych:

- a) połączenia belek o przekroju krępy, w których cały moment zginający przenoszą w stanie granicznym nośności szeregi śrub przylegające do pasa rozciąganego.
- b) połączenia belek, w których siły rozciągające występujące w stanie granicznym nośności w poszczególnych częściach przekroju przenoszą szeregi śrub do nich przylegające.
- c) połączenia belek, w których siły występujące w stanie granicznym nośności w niektórych częściach łączonych (np. w pasach rozciąganych) są większe od nośności szeregów śrub do nich przylegających.

W przypadku c) połączenia z wieloma szeregami śrub potrzebują zapewnienia zdolności do odkształceń w celu redystrybucji sił wewnętrznych przed osiągnięciem stanu granicznego nośności. Uniwersalność metody składnikowej zasługuje wtedy na szczególną uwagę wobec niedostatku badań eksperymentalnych i znacznych ograniczeń projektowych stosowanych w innych przepisach.

3. Opis przedmiotu analizy i metody badawczej

Przedmiotem analizy jest zginane połączenie doczołowe belki o przekroju dwuteowym W760x265x220 ze stali S355

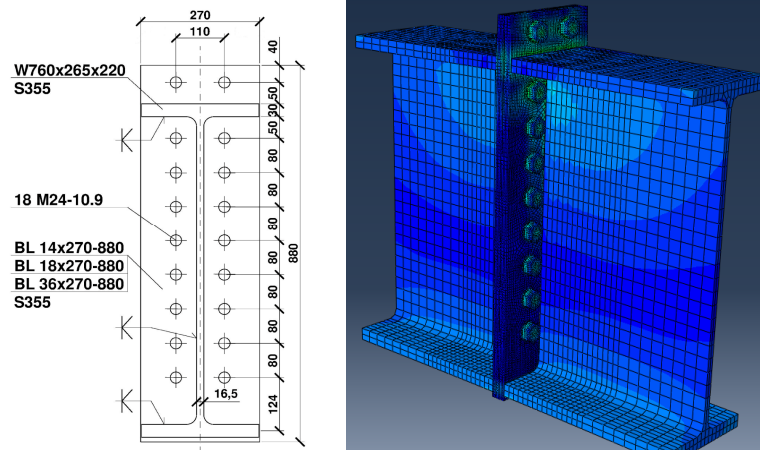
$$(W_y=7143\text{cm}^3 M_{Rd}=7143 \times 0,355=2535 \text{ kNm})$$

z liczbą szeregów śrub 1/8 i blachami czołowymi o grubości 14 mm, 18 mm i 36 mm, sprężone 18 śrubami M24 klasy 10.9, zaprojektowane zgodnie z Eurokodem [1], którego schemat i komputerowy model pokazano na rys. 1

Charakterystyka połączenia:

Blacha czołowa (14;18;36)x270x880 mm - S355; Śruby M24-10.9: $d=24$ mm; $F_{t,Rd}=254$ kN; spoiny pasa $k=30$ mm; średnika $a=9$ mm; belka: $t_f=30$ mm, $t_w=16,5$ mm, $h=779$ mm, $b_f=266$ mm, $f_y=355$ MPa, $b_p=270$ mm.

Wybrane połączenie jest połączeniem o niepełnej nośności, w którym nośność szeregów śrub przylegających do pasa rozciąganego jest znacznie mniejsza od nośności przekroju tego pasa.



Rys. 1. Schemat i komputerowy model analizowanego połączenia belki (skala odkształceń 10:1)

Fig. 1. Scheme and FEM model of investigated beam splice (deflection scale 10:1)

Nośności poszczególnych szeregów śrub, obliczone metodą składnikową przy założeniu $\gamma_{M0}=1,0$ oraz $\gamma_{M2}=1,25$:

Dla blachy czołowej $t_p=14$ mm, styk 1/8:

$$F_{T,2,Rd(1)} = 188kN < 1,9 \times 254kN = 482kN$$

$$F_{T,2,Rd(2)} = 390kN < 1,9 \times 254kN$$

$$F_{T,2,Rd(3-8)} = 151,9kN < 1,9 \times 254kN$$

Nośność środnika $F_{t,w,Rd} = 468kN > 151,9kN$

$$F_{T,2,Rd(9)} = 310kN < 1,9 \times 254kN = 482kN$$

Sprawdzenie nośności strefy ściskanej $M_{pl,y} = 8198 \times 355 \times 10^{-3} = 2910kNm$

$$F_{c,fb,Rd} = 2910 / (779 - 30) \times 10^3 = 3885kN \quad h > 600 \text{ mm według [1] / 6.2.6.7(1)}$$

$$F_{c,fb,Rd} = 1,2 b_f t_f f_{y,b} / \gamma_{M0} = 1,2 \times 266 \times 30 \times 355 \times 10^{-3} = 3400kN$$

$$> 188 + 390 + 6 \times 151,9 + 310 = 1800kN$$

Nośność obliczeniowa połączenia

$$M_{j,Rd} = 188 \times 0,814 + 390 \times 0,684 + 151,9(0,604 + 0,524 + 0,444 + 0,364 + 0,284 + 0,204) + 310 \times 0,124 = 153 + 267 + 92 + 80 + 67,4 + 55,3 + 43,1 + 31 + 38,8 = 827,6kNm$$

Dla blachy czołowej $t_p=18$ mm, styk 1/8:

$$F_{T,2,Rd(1)} = 312kN < 1,9 \times 254kN = 482kN$$

$$F_{T,2,Rd(2)} = 461kN < 1,9 \times 254kN$$

$$F_{T,2,Rd(3-8)} = 338kN < 1,9 \times 254kN$$

Nośność środnika $F_{t,w,Rd} = 468kN > 338kN$

$$F_{T,2,Rd(9)} = 396kN < 1,9 \times 254kN = 482kN$$

Sprawdzenie nośności strefy ściskanej $M_{pl,y} = 8198 \times 355 \times 10^{-3} = 2910kNm$

$$F_{c,fb,Rd}=2910/(779-30) \times 10^3=3885 \text{ kN } h>600 \text{ mm według [1] / 6.2.6.7(1)}$$

$$F_{c,fb,Rd}=1,2b_f t_f f_{y,b}/\gamma_{M0}=1,2 \times 266 \times 30 \times 355 \times 10^{-3}=3400 \text{ kN}$$

$$>312+461+6 \times 338+396=3197 \text{ kN}$$

Nośność obliczeniowa połączenia

$$M_{j,Rd}=312 \times 0,814+461 \times 0,684+338(0,604+0,524+0,444+0,364+0,284+0,204)+396 \times 0,124=254+315+204+177+150+123+96,0+68,9+49,1=1437 \text{ kNm}$$

Dla blachy czołowej $g=18 \text{ mm}$ 3 szeregi śrub pod pasem górnym, styk 1/3:

$$F_{T,2,Rd(1)}=312 \text{ kN} < 1,9 \times 254 \text{ kN} = 482 \text{ kN}$$

$$F_{T,2,Rd(2)}=461 \text{ kN} < 1,9 \times 254 \text{ kN}$$

$$F_{T,2,Rd(3)}=338 \text{ kN} < 1,9 \times 254 \text{ kN}$$

Nośność środnika $F_{t,w,Rd}=468 \text{ kN} > 338 \text{ kN}$

$$F_{T,2,Rd(4)}=396 \text{ kN} < 1,9 \times 254 \text{ kN} = 482 \text{ kN}$$

Sprawdzenie nośności strefy ściskanej $M_{pl,y}=8198 \times 355 \times 10^{-3}=2910 \text{ kNm}$

$$F_{c,fb,Rd}=2910/(779-30) \times 10^3=3885 \text{ kN } h>600 \text{ mm według [1] / 6.2.6.7(1)}$$

$$F_{c,fb,Rd}=1,2b_f t_f f_{y,b}/\gamma_{M0}=1,2 \times 266 \times 30 \times 355 \times 10^{-3}=3400 \text{ kN}$$

$$>312+461+338+396=1508 \text{ kN}$$

Nośność obliczeniowa połączenia

$$M_{j,Rd}=312 \times 0,814+461 \times 0,684+338 \times 0,604+396 \times 0,524=254+315+204+207=980 \text{ kNm}$$

Dla blachy czołowej $t_p=36 \text{ mm}$, styk 1/8:

$$F_{T,2,Rd(1)}=621 \text{ kN} > 2 \times 254=508 \text{ kN} > 1,9 \times 254=482 \text{ kN}$$

$$F_{T,2,Rd(2)}=508 \text{ kN}$$

$$F_{T,2,Rd(3-8)}=502,7 \text{ kN}$$

Nośność środnika $F_{t,w,Rd}=468 \text{ kN} < 502,7 \text{ kN}$

$$F_{T,2,Rd(9)}=508 \text{ kN}$$

Sprawdzenie nośności strefy ściskanej $M_{pl,y}=8198 \times 355 \times 10^{-3}=2910 \text{ kNm}$

$$F_{c,fb,Rd}=2910/(779-30) \times 10^3=3885 \text{ kN } h>600 \text{ mm według [1] / 6.2.6.7(1),}$$

przy założeniu redukcji rozkładu sił na szeregi śrub według [1] / 6.2.7.2(9).

$$F_{c,fb,Rd}=1,2b_f t_f f_{y,b}/\gamma_{M0}=1,2 \times 266 \times 30 \times 355 \times 10^{-3}=3400 \text{ kN } > 508(0,814+0,684+0,604+0,524+0,444+0,364+0,284+0,204+0,124)/0,814=508+426,9+376+327+277+227+177+127+77=2522 \text{ kN}$$

Nośność obliczeniowa połączenia

$$M_{j,Rd}=508(0,814^2+0,684^2+0,604^2+0,524^2+0,444^2+0,364^2+0,284^2+0,204^2+0,124^2)/0,814=1396 \text{ kN}$$

Modele komputerowe 3D połączeń i ich obliczenia wykonano korzystając z programu Abaqus. W obliczeniach uwzględniono następujące rodzaje nieliniowości:

- materiałową, która umożliwia zadanie wcześniej sparametryzowanych właściwości materiałowych, takich jak granica sprężystości i plastyczności stali w rozpatrywanym modelu dla poszczególnych typów elementów

połączenia (kształtowniki walcowane, blachy węzłowe i śruby wraz z podkładkami i nakrętkami). W stanie sprężystym założono sprężystość izotropową stali ze standardowymi wartościami modułów sprężystości i odkształcenia postaciowego oraz kryterium Hubera-Misesa. W obszarze pozasprężystym przyjęto zależność σ - ε dla stali gatunku S355. Zależność σ - ε dla śrub w połączeniu sprężonym uwzględniono w zakresie odkształceń granicznych wytrzymałości śrub na zerwanie $f_u=1040\text{MPa}$.

- brzegową, która uwzględnia parametry podparcia rozpatrywanego modelu (węzła) i zależności pomiędzy poszczególnymi elementami tworzącymi węzeł takie jak powierzchnie styku, docisku, tarcie pomiędzy poszczególnymi powierzchniami i wzajemne połączenia (więzy) typu kształtownik walcowany z blachą węzłową, nakrętki i łby śrub z trzpieniem.
- geometryczną, która występuje pod wpływem przemieszczeń i odkształceń poszczególnych elementów węzła oraz wstępnego naprężenia (sprężenia) śrub.

Prezentowane modele obliczeniowe MES węzłów obciążane były w dwóch krokach. W pierwszym kroku zastosowano skrócenie trzpieni śrub wprowadzające siły sprężenia. Określoną wielkość siły sprężenia (dla śrub M24-10.9 równą 225 kN) uzyskano poprzez dopasowanie skrócenia trzpieni do założonej wartości siły sprężenia. Wartość skrócenia trzpieni śrub jest zależna od grubości blach czołowych. W drugim kroku wprowadzono obciążenie momentem zginającym.

Strefę kontaktu śruby modelowano, jako docisk łba (nakrętki) śruby poprzez podkładkę na powierzchnię blachy.

W poszczególnych krokach iteracje obliczeniowe polegają na stopniowym przykładaniu obciążenia w kolejnych przypadkach, w których przeprowadzane są obliczenia dla określonej wartości poziomu obciążenia, do chwili otrzymania pełnej wartości obciążenia działającego na element.

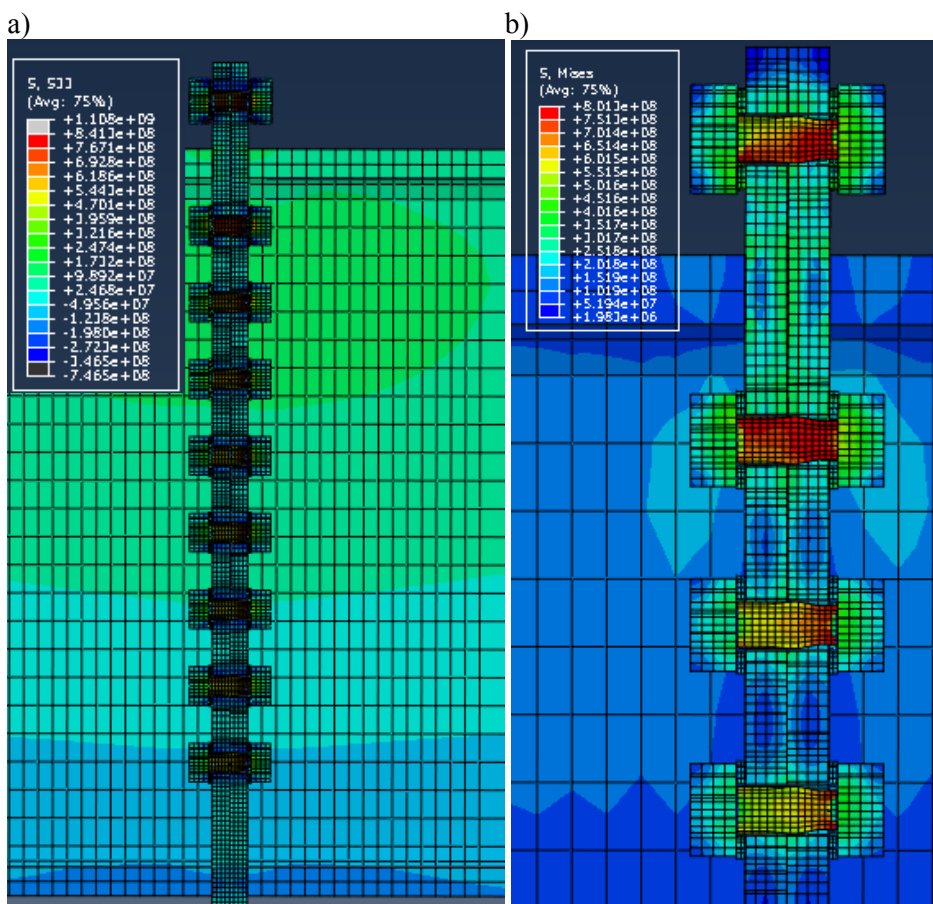
W analizie nieliniowej uwzględniany jest wpływ odkształcenia modelu na jego zmianę sztywności, co odzwierciedla rzeczywiste zachowanie się połączenia. Zastosowany model obliczeniowy programu Abaqus został sprawdzony przez porównanie z wynikami badań eksperymentalnych sprężonych styków doczołowych przy osiowym rozciąganiu i przy zginaniu.

4. Wyniki analizy komputerowej

4.1 Informacje ogólne

Modele komputerowe analizowano jako sprężone i niesprężone w obliczeniowym stanie granicznym nośności według normy [1] oraz dla porównania przy obciążeniu momentem mniejszym. Siły wewnętrzne w śrubach F_t zostały odczytane w programie z bilansu naprężeń w przekrojach w połowie długości trzpieni śrub. Na przekrojach pionowych przez śruby

połączenia pokazanych na rys. 2 widoczna jest strefa największego wyciężenia trzpieni śrub oraz środnika obejmująca 3 szeregi śrub pod pasem rozciąganym oraz wyciężenie trzpieni śrub. Trzpienie śrub w szeregu 1 na zewnątrz pasa są zginane.

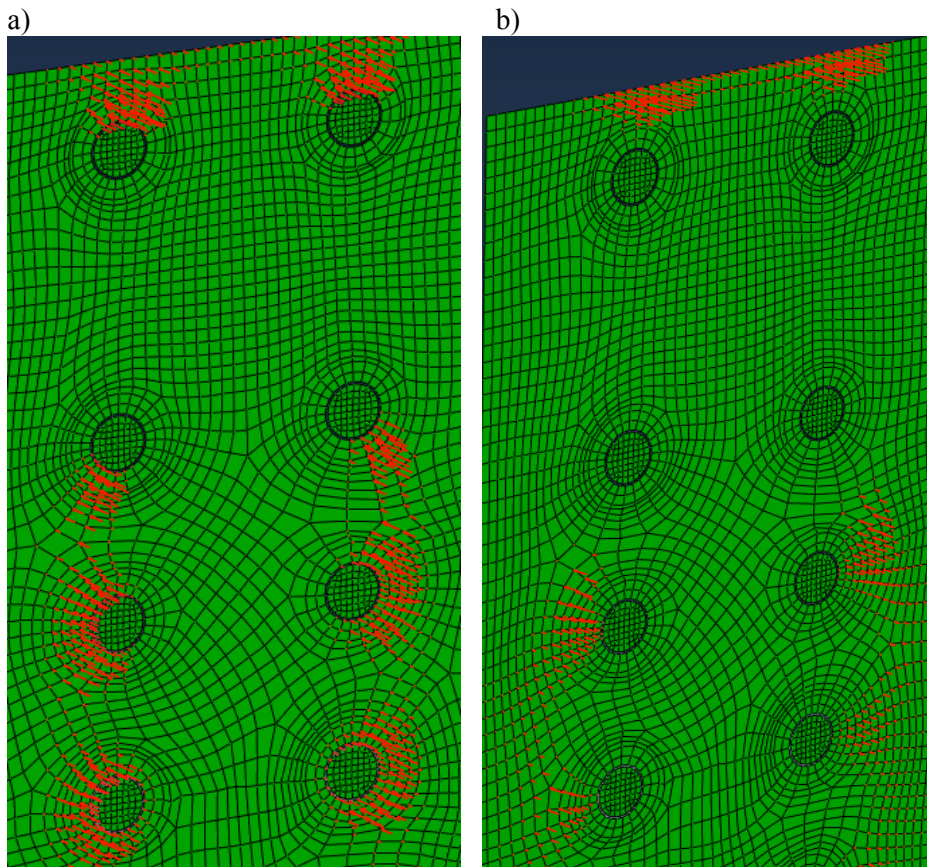


Rys. 2. Przekrój pionowy przez śruby w połączeniu, a) naprężenia σ_{33} [Pa], b) strefa najbardziej wyciężona w powiększeniu (naprężenia wg Hubera-Misesa-Hencky'ego [Pa])

Fig. 2. Vertical section through the bolts in the splice, a) σ_{33} stresses [Pa], b) increased area of the maximal stresses (Huber-Mises-Hencky stresses [Pa])

Na rys. 3 pokazano rozkład naprężeń docisku w styku blach czołowych od strony swobodnego brzegu dla śrub w szeregach 1 do 4. Nierównomierność tego rozkładu powoduje dodatkowy przyrost sił w śrubach zwany efektem dźwigni. W miarę wzrostu obciążenia bryły docisku styku blach maleją i w wyniku oddziaływania efektu dźwigni przemieszczają się w kierunku brzegów swobodnych. Nie analizowano wpływu mimośrodowości brył docisku,

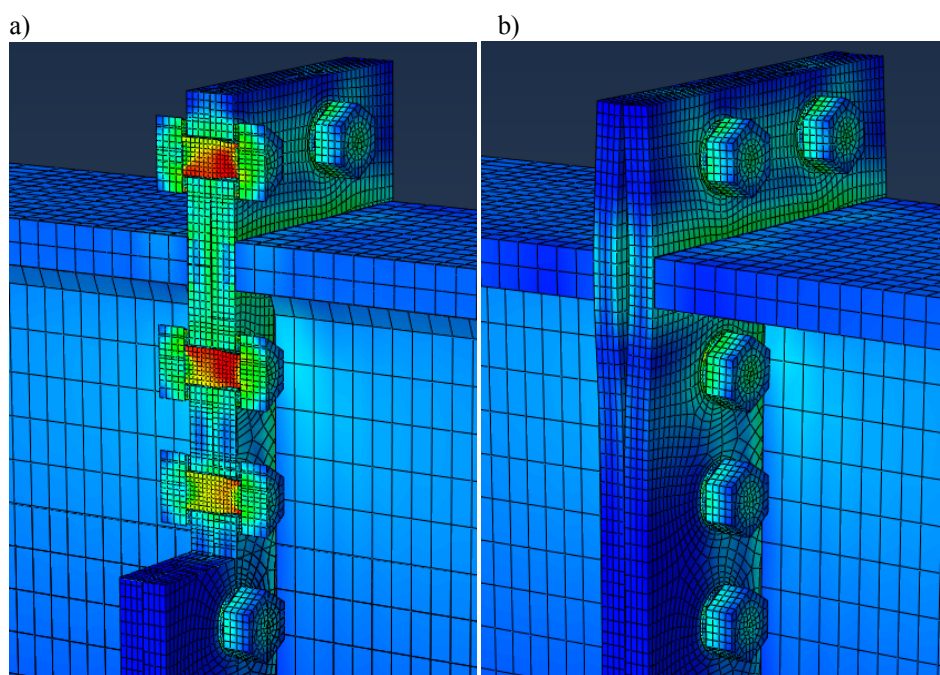
przyjmując, że odczytana wartość siły w śrubie F_t ten wpływ uwzględnia. Wypadkowe sił docisku Q_b , przypadające na pojedyncze śruby w szeregach, zostały wyznaczone przez zsumowanie sił w siatce elementów na powierzchniach styków poszczególnych króćców z dokładnością $\pm 3\%$. Efektywną wartość siły w śrubie biorącą udział w przenoszeniu obciążenia obliczono odejmując siłę docisku od odczytanej siły w śrubie $F_{t,eff} = F_t - Q_b$. Rozkład sił wewnętrznych na poszczególne szeregi śrub zależy od rozkładu sił w przekrojach elementów łączonych i od sztywności blachy czołowej w tych szeregach, patrz [7]. Ta obserwacja z badań eksperymentalnych znajduje również potwierdzenie w wynikach analizy komputerowej, patrz 4.2, 4.3 i 4.4.



Rys. 3. Rozkład naprężeń docisku w styku blach połączenia 1/8, $t_p=18$ mm , obciążonego momentem 800 kNm - a) połączenie niesprężane - docisk wynikający z działania efektu dźwigni, b) połączenie sprężane - docisk wynikający z działania siły sprężającej i efektu dźwigni.

Fig. 3. Bearing stresses between end-plates of 1/8 splices, $t_p=18$ mm, $M_{j,Ed} = 800$ kNm, a) not prestressed connection – bearing stresses due to lever arm effect b) prestressed connection – bearing stresses due to prestressed forces and lever arm effect.

Siły w śrubach szeregu 1 przenoszące największe oddziaływania momentu zginającego połączenie i wpływ efektu dźwigni mają we wszystkich analizowanych przypadkach wartości mniejsze niż siły w szeregu 2 pracujące na mniejszym ramieniu z bardzo małym wpływem efektu dźwigni. W miarę wzrostu grubości blach maleją siły efektywne w szeregach dalszych od pasa rozciąganego. Odształcenie styku na osi pasa rozciąganego, które pokazano na rys. 4 nie jest bezpośrednio zależne od stanu rozwarcia styku sprężonego i wynika głównie z podatności blach czołowych pomiędzy szeregami śrub przylegającymi do pasa.



Rys. 4. Odształcenie styku blach $t_p = 18$ mm w strefie pasa rozciąganego a) w skali 1:1, b) w skali 10:1.

Fig. 4. End plates deflections near the tension flange $t_p = 18$ mm a) scale 1:1, b) scale 10:1.

Obliczenia wykonano dla połączeń sprężonych i niesprężonych typu 1/8 z blachami czołowymi o grubości 14 mm, 18 mm i 36 mm oraz dla połączenia typu 1/3 z blachami czołowymi o grubości 18 mm.

Wyniki obliczeń przedstawiono w formie tabelarycznej i rysunkowej. W tabl. 2 do 5 zestawiono, w odniesieniu do śrub w poszczególnych szeregach odczytaną wartość całkowitą siły rozciągającej F_t , wartość wypadkowej bryły naprężeń docisku Q_b , oraz siłę efektywną $F_{t,eff} = F_t - Q_b$ przenoszącą obciążenie zewnętrzne. Wartości sił docisku w połączeniach niesprężonych można uznać jako siły efektu dźwigni. Siły efektu dźwigni maleją w miarę wzrostu grubości

blach. Przy blachach o grubości 14 mm wystąpiły wokół śrub odkształcenia mieszczkowe i jednostronna koncentracja naprężeń docisku. W tablicach podano również nośności obliczeniowe szeregów śrub $0,5F_{T,Rd}$ obliczone metodą składnikową wg [1], które powinny być odpowiednikami sił efektywnych. Siły efektywne w połączeniach sprężonych i niesprężonych mają wartości zbliżone. Uzyskano zgodność nośności obliczeniowej połączenia z momentem przenoszonym przez siły efektywne z dokładnością ok. 5%. Stosowane w metodzie składnikowej nośności obliczeniowe szeregów śrub mają jednak wartości zmniejszone o wpływ efektu dźwigni i nie oddają rzeczywistego stanu wyęźżenia śrub w połączeniu. We wszystkich rozpatrywanych przypadkach, szczególnie w szeregach dalej położonych od pasa rozciąganego, nośności te różnią się znacznie od wartości sił efektywnych. Odczytane wartości sił w śrubach F_t uwzględniające wpływ efektu dźwigni, są większe od nośności obliczeniowych śrub, przyjmowanych w metodzie składnikowej wg normy [1]. Obwiednie sił w poszczególnych szeregach śrub pokazano na rys. 5 do 7. Pod każdą tablicą podano wartości odkształceń styku na osi pasa rozciąganego.

4.2 Połączenie 1/8 z blachami czołowymi o grubości $t_p=14$ mm

Tablica 2. Siły w śrubach (kN) w stanie granicznym nośności styku, $t_p=14$ mm ¹⁾

Table 2. Bolt forces (kN) at design moment resistance of the splice, $t_p=14$ mm

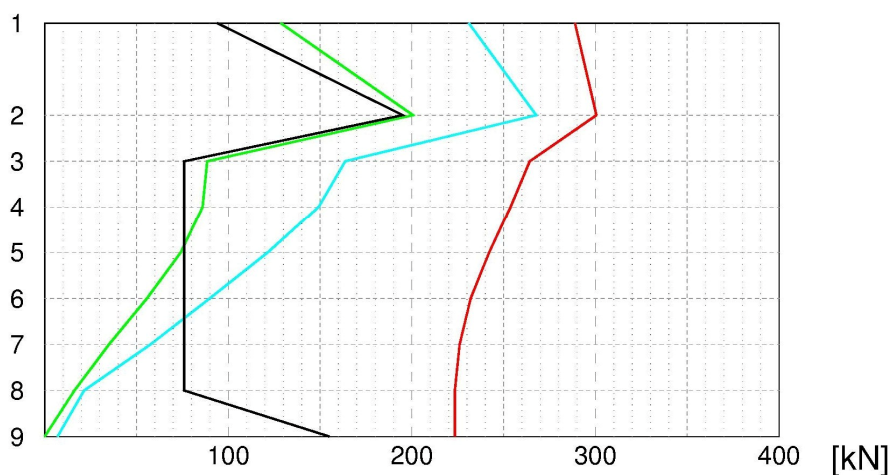
Nr/ramię szeregu /h _r [m]	$M_{j,Rd}=827\text{kNm}$	Styk sprężony. $M_{i,Ed}=800\text{kNm}$			Styk niesprężony. $M_{i,Ed}=800\text{kNm}$		
	$0,5 F_{T,Rd}$	F_t	$-Q_b$	$F_{t,eff}$	F_{tn}	$-Q_{bn}$	$F_{tn,eff}$
1 / 0.814	94,0	288,8	162,3	126,5	231	106,1	124,9
2 / 0.684	195,0	300,5	99,5	200,6	267,7	55,4	212,3
3 / 0.604	76,0	264	175,5	88,5	163,7	88,5	75,2
4 / 0.524	76,0	254,3	168,3	86	149,1	68,5	80,9
5 / 0.444	76,0	243	168,9	74,1	121,5	51,1	70,4
6 / 0.364	76,0	233	177,3	55,7	89,9	36,9	53
7 / 0.284	76,0	227	192	35	57,6	23,7	33,9
8 / 0.204	76,0	224,2	208	16,2	21,4	10,4	11
9 / 0.124	155	224,5	224,5	0	7	2,4	4,6

1) Odkształcenie styku na osi pasa rozciąganego:

- w styku sprężonym na osi średnika $\Delta=1,64$ mm, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=1,73$ mm

- w styku niesprężonym na osi średnika $\Delta=2,19$ mm, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=2,10$ mm

Szereg śrub



Rys. 5. Obwiednie sił w śrubach w obliczeniowym stanie granicznym nośności styku $t_p=14$ mm dotyczące: - sił w styku sprężonym F_t (czerwone), w styku niesprężonym F_{tn} (niebieskie), - sił efektywnych w styku sprężonym $F_{t,eff}$ (zielone), - nośności obliczeniowych, metoda składnikowa $0,5F_{T,Rd}$ (czarne)

Fig. 5. Bolt forces envelopes at the design moment resistance of the splice 1/8, $t_p=14$ mm; line marking: - bolt forces in prestressed connection F_t (red), in not prestressed connection F_{tn} (blue), - effective bolt forces in prestressed connection $F_{t,eff}$ (green), - design row bolt forces acc. to components method $0,5F_{T,Rd}$ (black)

4.3 Połączenie z blachami czołowymi o grubości $t_p=18$ mm

Tablica 3. Siły w śrubach (kN) w styku 1/8, $t_p=18$ mm¹⁾

Table 3. Bolt forces (kN) in the splice 1/8, $t_p=18$ mm

Nr/ramię szeregu / h_r [m]	$M_{j,Rd}=1437$ kNm	Styk sprężony					
		$M_{j,Ed}=800$ kNm			$M_{j,Ed}=1437$ kNm		
		$0,5 F_{T,Rd}$	F_t	$-Q_b$	$F_{t,eff}$	F_t	$-Q_b$
1 / 0.814	156	293	145	148	319,2	124,3	194,9
2 / 0.684	230,5	304,6	70	234,6	321,7	0	321,7
3 / 0.604	169	247	167	80	312,5	168,5	144
4 / 0.524	169	234,6	160	74,6	311,8	155	156,8
5 / 0.444	169	227,7	174,4	53,3	308,5	159,3	149,2
6 / 0.364	169	224,5	190,7	33,8	299,8	158,3	141,5
7 / 0.284	169	224	207,4	16,6	272,7	153,7	119
8 / 0.204	169	224	224	0	234,5	158,8	75,7
9 / 0.124	198	224	224	0	221,6	221,6	0

		Styk niesprężony					
1 / 0.814	156	217,5	73,6	143,9	319,2	123	196,2
2 / 0.684	230,5	255,5	0	255,5	321,7	0	321,7
3 / 0.604	169	119,9	55,9	64	289,2	142	147,2
4 / 0.524	169	98,9	29,8	69,1	279,8	122,5	157,3
5 / 0.444	169	71,4	22,7	48,7	260	111,1	148,9
6 / 0.364	169	46,8	13,9	32,9	223	83,5	139,5
7 / 0.284	169	25,7	8,2	17,5	170,7	60,7	110
8 / 0.204	169	8,1	2,7	5,4	99,3	25,5	73,8
9 / 0.124	198	1,3	0	1,3	30,5	0	30,5

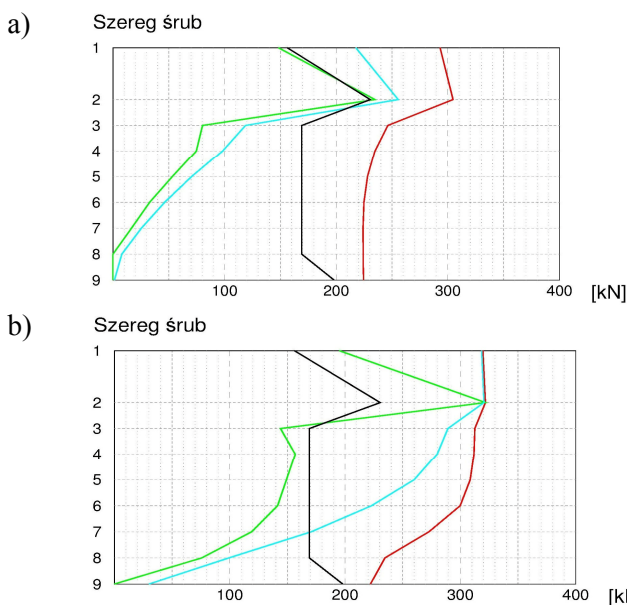
1) Odształcenie styku na osi pasa rozciąganego:

w styku sprężonym:

- przy $M=800\text{kNm}$ - na osi średnika $\Delta=0,82\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=0,91\text{ mm}$
- przy $M=1437\text{kNm}$ - na osi średnika $\Delta=4,40\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=4,57\text{ mm}$

w styku niesprężonym:

- przy $M=800\text{kNm}$ - na osi średnika $\Delta=1,05\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=1,14\text{ mm}$
- przy $M=1437\text{kNm}$ - na osi średnika $\Delta=5,07\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=5,23\text{ mm}$



Rys. 6. Obwiednie sił w śrubach styku 1/8, $t_p=18\text{ mm}$ - a) przy obciążeniu $M_{j,Ed}=800\text{kNm}$,

b) w obliczeniowym stanie granicznym nośności, dotyczące:

- sił w styku sprężonym F_t (czerwone), w styku niesprężonym F_m (niebieskie),
- sił efektywnych w styku sprężonym $F_{t,eff}$ (zielone), - nośności obliczeniowych, metoda składnikowa $0,5F_{T,Rd}$ (czarne)

Fig. 6 Bolt forces envelopes in the splice 1/8, $t_p=18\text{ mm}$ - a) load $M_{j,Ed}=800\text{kNm}$, b) at the design moment resistance of the splice; line marking: - bolt forces in prestressed connection F_t (red), in not prestressed connection F_m (blue), - effective bolt forces in prestressed connection $F_{t,eff}$ (green), - design row bolt forces acc. to components method $0,5F_{T,Rd}$ (black)

Tablica 4. Siły w śrubach (kN) w styku 1/3, $t_p=18\text{ mm}$ ¹⁾

Table 4. Bolt forces (kN) in the splice 1/3, $t_p=18\text{ mm}$

Nr Szeregu /h[m]	$M_{j,Rd}=980\text{ kNm}$	Styk sprężony					
		$M_{j,Ed}=800\text{ kNm}$			$M_{j,Ed}=980\text{ kNm}$		
		$0,5 F_{T,Rd}$	F_t	$-Q_b$	$F_{t,eff}$	F_t	$-Q_b$
1 / 0.814	156	300	144,1	155,9	312,4	132,2	180,2
2 / 0.684	230,5	308,6	60	248,6	314,3	12,2	302,1
3 / 0.604	169	255,4	172,7	82,7	290,6	191	99,6
4 / 0.524	198	245,7	141,1	104,6	286,5	141,4	145,1
Styk niesprężony							
1 / 0.814	156	232,8	79,5	153,3	289,5	108,2	181,3
2 / 0.684	230,5	272	0	272	310,2	0	310,2
3 / 0.604	169	133,3	63,1	70,2	189,5	91,2	98,3
4 / 0.524	198	129,4	31,9	97,5	194,7	52,8	141,9

1) Odształcenie styku na osi pasa rozciąganego:

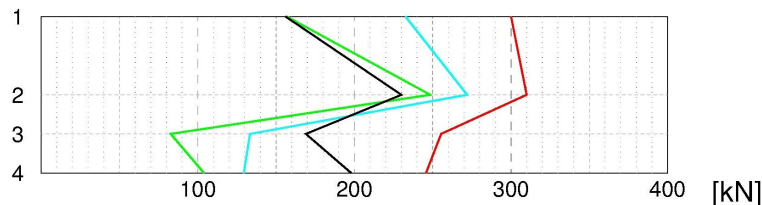
w styku sprężonym:

- przy $M=800\text{ kNm}$ - na osi środka $\Delta =0,88\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=0,97\text{ mm}$
- przy $M=980\text{ kNm}$ - na osi środka $\Delta =1,48\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=1,58\text{ mm}$

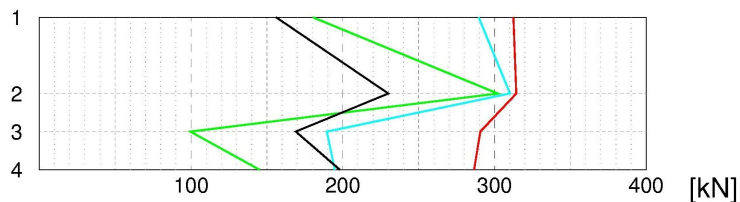
w styku niesprężonym:

- przy $M=800\text{ kNm}$ - na osi środka $\Delta =1,15\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=1,24\text{ mm}$
- przy $M=980\text{ kNm}$ - na osi środka $\Delta =1,83\text{ mm}$, na krawędzi blachy czołowej $\Delta=1,93\text{ mm}$

a) Szereg śrub



b) Szereg śrub



Rys. 7. Obwiednie sił w śrubach styku 1/3, $t_p=18\text{ mm}$ a) przy obciążeniu $M_{j,Ed}=800\text{ kNm}$, b) w obliczeniowym stanie granicznym nośności, - oznaczenia jak na rys. 6.

Fig. 7. Bolt forces envelopes in the splice 1/3, $t_p=18\text{ mm}$ - a) load $M_{j,Ed}=800\text{ kNm}$, b) at the design moment resistance of the splice; - line marking as on fig. 6.

4.4 Połączenie z blachami czołowymi o grubości $t_p = 36$ mm

Tablica 5. Siły w śrubach (kN) w styku 1/8, $t_p = 36$ mm¹⁾

Table 5. Bolt forces (kN) in the splice 1/8, $t_p = 36$ mm

Nr Szeregu /h[m]	$M_{j,Rd} = 1396$ kNm	Styk sprężony					
		$M_{j,Ed} = 800$ kNm			$M_{j,Ed} = 1437$ kNm		
	$0,5 F_{T,Rd}$	F_t	$-Q_b$	$F_{t,eff}$	F_t	$-Q_b$	$F_{t,eff}$
1 / 0.814	254	274,7	93,2	181,5	314,1	23,4	290,7
2 / 0.684	213,5	282,5	0	282,5	315,6	0	315,6
3 / 0.604	188	226,4	174,5	51,9	300,2	0	300,2
4 / 0.524	164	226,1	189,9	36,2	241,1	156,5	84,6
5 / 0.444	138,5	225,6	208,1	17,5	229,1	150,8	78,3
6 / 0.364	113,6	225,4	225,4	0	225,2	184,3	40,9
7 / 0.284	88,9	225,4	225,4	0	224,6	224	0,6
8 / 0.204	63,7	225,4	225,4	0	224,6	224,6	0
9 / 0.124	38,7	225,2	225,2	0	224,4	224,4	0
Styk niesprężony							
1 / 0.814	254	117,4	10,3	167,1	310,9	5,4	305,5
2 / 0.684	213,5	238,3	0	238,3	315,2	0	315,2
3 / 0.604	188	99,8	0	99,8	257	0	257
4 / 0.524	164	58,7	9,9	48,8	130,9	16,4	114,5
5 / 0.444	138,5	40,2	9	31,2	88,3	19,4	68,9
6 / 0.364	113,6	22,8	3,9	18,9	88,3	7,7	45
7 / 0.284	88,9	7,7	2,2	5,5	52,7	4,7	15,9
8 / 0.204	63,7	0,7	0	0,7	20,6	0	21
9 / 0.124	38,7	1,3	0	1,3	16,9	0	16,9

1) Odkształcenie styku na osi pasa rozciąganego:

w styku sprężonym:

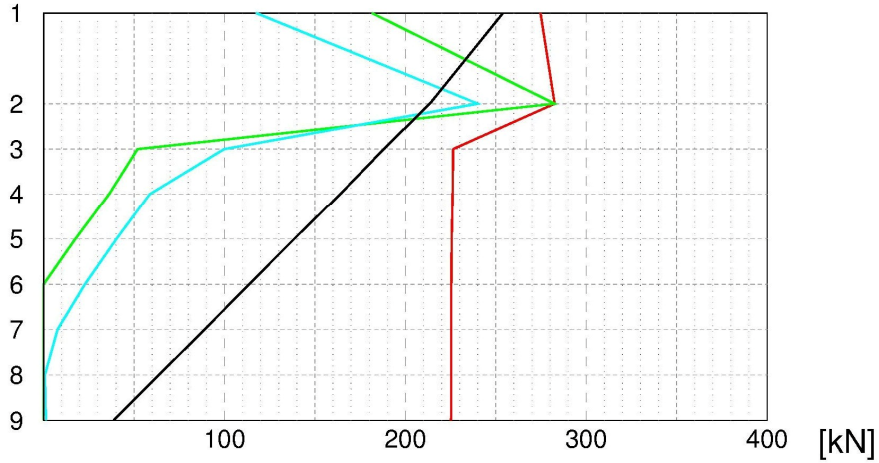
- przy $M = 800$ kNm- na osi średnika $\Delta = 0,25$ mm, na krawędzi blachy czołowej $\Delta = 0,32$ mm
- przy $M = 1437$ kNm- na osi średnika $\Delta = 0,91$ mm, na krawędzi blachy czołowej $\Delta = 1,04$ mm

w styku niesprężonym:

- przy $M = 800$ kNm- na osi średnika $\Delta = 0,51$ mm, na krawędzi blachy czołowej $\Delta = 0,58$ mm
- przy $M = 1437$ kNm- na osi średnika $\Delta = 1,19$ mm, na krawędzi blachy czołowej $\Delta = 1,30$ mm

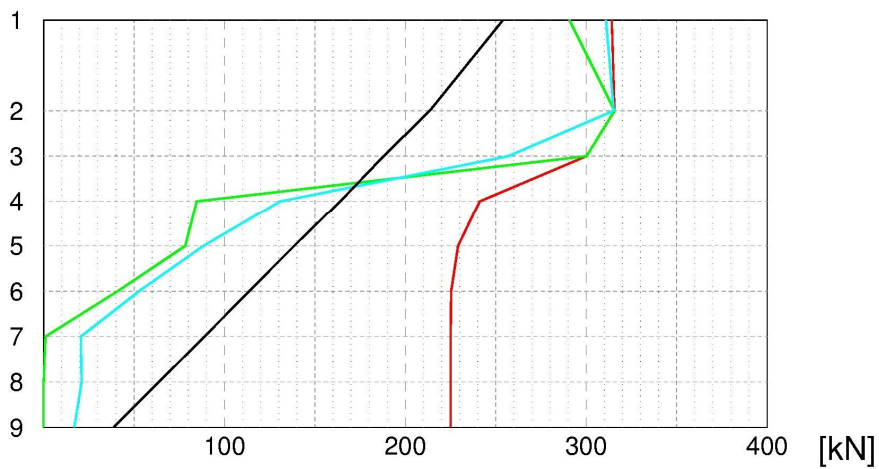
a)

Szereg śrub



b)

Szereg śrub



Rys. 8. Obwiednie sił w śrubach w styku 1/8, $t_p=36$ mm -a) przy obciążeniu $M_{j,Ed}=800$ kNm, b) w obliczeniowym stanie granicznym nośności, dotyczące:
 - sił w styku sprężonym F_t (czerwone), w styku niesprężonym F_m (niebieskie),
 - sił efektywnych w styku sprężonym $F_{t,eff}$ (zielone), - nośności obliczeniowych, metoda składnikowa $0,5F_{T,Rd}$ (czarne)

Fig. 8. Bolt forces envelopes in the splice 1/8, $t_p=36$ mm- a) load $M_{j,Ed}=800$ kNm, b) at the design moment resistance of the splice; line marking: – bolt forces in prestressed connection F_t (red), in not prestressed connection F_m (blue), - effective bolt forces in prestressed connection $F_{t,eff}$ (green), - design row bolt forces acc. to components method $0,5F_{T,Rd}$ (black)

5. Wnioski

Wyniki przedstawione w p. 4 pozwalają na wyciągnięcie następujących wniosków, które dotyczą analizowanych (bez wpływów imperfekcji) połączeń zginanych z wieloma szeregami śrub o nośności obliczeniowej nie większej niż 60% nośności przekrojów łączonych belek:

- 5.1 Nośności obliczeniowe szeregów śrub wyznaczone metodą składnikową różnią się znacznie od wartości sił efektywnych biorących udział w przenoszeniu momentu zginającego połączenie, patrz rys. 5 do 8. Różnice występują zarówno w szeregach śrub przylegających do pasa rozciąganego, jak i w szeregach pośrednich przylegających tylko do środka. Różnice maleją w miarę zmniejszania grubości blach czołowych.
- 5.2 Przyczyną rozbieżności opisanych w 5.1 jest przypuszczalnie brak uwzględnienia w metodzie składnikowej wpływu podatności szeregów śrub na rozkład sił wewnętrznych w połączeniu.
- 5.3 Udział w przenoszeniu obciążenia śrub w szeregach położonych poniżej osi obojętnej przekroju jest mały i zmniejsza się w miarę wzrostu grubości blach czołowych. Ograniczenia pod tym względem istniejące w niektórych przepisach i normach, (np. [2] i [5]) wydają się uzasadnione.
- 5.4 Nośności obliczeniowe szeregów śrub wyznaczone metodą składnikową uwzględniają w pewnym stopniu wpływ efektu dźwigni, ale nie pozwalają na ocenę rzeczywistego wyężenia śrub w obliczeniowym stanie granicznym nośności połączenia. Nośność obliczeniowa śrub w najbardziej wyężonych szeregach śrub jest w tym stanie przekraczana.
- 5.5 Wyężenie śrub w obliczeniowym stanie granicznym nośności w połączeniu sprężonym jest większe niż w połączeniu niesprężonym.
- 5.6 Metoda obliczeń połączeń zginanych z wieloma szeregami śrub podana w normie [1] wymaga weryfikacji pod względem wartości i rozkładu obliczeniowych sił wewnętrznych oraz uzupełnienia o możliwość oceny wyężenia śrub.

Piśmiennictwo

- [1] PN-EN 1993-1-8:2006 Eurokod 3 Projektowanie konstrukcji stalowych Część 1-8 Projektowanie węzłów. PKN. 2006.
- [2] PN-B-03200:1990 Konstrukcje stalowe Obliczenia statyczne i projektowanie
- [3] NF P 22-460; 1979 Construction Métallique. Assemblages par boulons a serrage controlé. Dispositions constructive et vérification des assemblages
- [4] Joints in Steel Constructions. Moment Connections. The Steel Construction Institute Publ. No. 207/95.
- [5] Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections AISC 2002. Steel Design Guide Series 16.

- [6] Abel M., Murray T.: Multiple Row Extended Unstiffened End-Plate Connection Tests. Research Report CE/VPI-ST-92/04 Department of Civil Engineering. Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg VA. 1992.
- [7] Augustyn J., Łaguna J., Śliwka W. Badania sprężonych połączeń doczołowych stalowych belek dwuteowych. *Inżynieria i Budownictwo* Nr 11/12, 1982, s.293-296.
- [8] Bond D., Murray T. Analytical and Experimental Investigation of a Flush Moment End-Plate Connection with Six Bolts at the Tension Flange. Research Report CE/VPI-ST-89/10 Department of Civil Engineering. Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg VA. 1989.
- [9] Borgsmiller J., Sumner E., Murray T. Tests of Extended Moment End-Plate Connections Having Large Inner Pitch Distances. Research Report CE/VPI-ST-95/01 Department of Civil Engineering. Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg VA. 1995.
- [10] Borgsmiller J. Simplified Method for Design of Moment End-Plate Connection. Thesis submitted to the faculty of Virginia Polytechnic Institute of State University, 1995.
- [11] Douty R.T., Mc Guire W. High strength bolted moment connections. *Journal of the Structural Division ASCE* vol 91 So ST 2 April 1965 s101-128.
- [12] Hendrick D., Kukreti R., Murray T. Analytical and Experimental Investigation of Stiffened Flush End-Plate Connections with Four Bolts at the Tension Flange. Research Report FSEL/MBMA 86-01 Fears Structural Engineering Laboratory, University of Oklahoma Norman OK. 1984.
- [13] Katula L., Dunai L. Full scale tests on bolted beam-to-beam end-plate connections under bending. *Bauingenieur* Band 84 März 2009 132-138.
- [14] Morrison S., Astaneh-Asl A., Murray T. Analytical and Experimental Investigation of the Multiple Row Extended Moment End-Plate Connection with Eight Bolts at the Beam Tension Flange. Research Report FSEL/MBMA 84-04 Fears Structural Engineering Laboratory, University of Oklahoma Norman OK, 1986.
- [15] Palme E. Schraubenkräfte in Kopfplattenstossen. *Der Bauingenieur* 49 /1974 H10 s.-394—396.
- [16] Rodkey R., Murray T. Eight-Bolt Extended Unstiffened End-Plate Connection Test. Research Report CE/VPI-ST-93/10 Department of Civil Engineering. Virginia Polytechnic Institute and State University. Blacksburg VA. 1993.
- [17] Ryan J. Evaluation of Extended End-Plate Moment Connections Under Seismic Loading Master of Science Civil Engineering Thesis. Virginia Polytechnic Institute, 1999.
- [18] SEI. Multiple Row Extended End-Plate Connection Tests. Research Report Structural Engineers, Inc. Norman, OK, 1984.
- [19] Srouji R., Kukreti R., Murray T. Yield-Line Analysis of End-Plate Connections with Bolt Force Predictions. Research Report FSEL/MBMA 83-05 Fears Structural Engineering Laboratory, University of Oklahoma, Norman OK. 1983. + Addendum FSEL/MBMA 83-05 A – 1984.

- [20] Sumner E., Murray T. Experimental Investigation of the MRE 1/2 End Plate Connections Research Report No CE/VPI-ST-01/14 submitted to Metal Building Manufactures Association Cleveland Ohio, 2001.
- [21] Sumner E., Murray T. Experimental Investigation of the MRE 1/2 End Plate Connections Research Report No CE/VPI-ST-01/15 submitted to Metal Building Manufactures Association Cleveland Ohio, 2001.
- [22] Sumner E. Unified Design of Extended End-Plate Moment Connections Subject to Cyclic loading. Dissertation submitted to the Faculty of the Virginia Polytechnic Institute, 2003.

ANALYSIS OF THE MOMENT RESISTANCE OF I-BEAM END PLATE CONNECTION WITH MULTIPLE BOLT ROWS.

S u m m a r y

The comparative analysis FEM and component method of multiple bolt rows end-plate moment connection has been presented. Investigated extended end-plate splice of W760x265x220 beam have one row extended and eight internal bolt rows between beam flanges. Steel S355 and bolts M24-10.9 class are assumed. Design moment resistances of the splice are calculated according to EN 1993-1-8 rules for three connections with end-plate thicknesses 14mm, 18mm, 36mm, as a partial strength, rigid and semi-rigid joints. The same limit states of design moment resistance were analyzed in three FEA models of prestressed and not prestressed connections in ABAQUS program. The adequacy of FEA model was checked through the comparison with other experimental test results. As the results bolt forces distribution in all bolt rows at the design moment resistances of the connections are presented. The main determined results are: internal forces distributions, values of bolt forces, bearing contact forces and effective bolt forces carrying external bending moment. The plastic deformation of the end-plate not sufficiently equalized the bolt forces in all rows. Maximal values of bolt forces in FEA models, except not prestressed splice with 14mm end-plate, was greater than design bolt tension resistance. Differences are pointed out between design moment resistance calculated accordingly to component method in EN 1993-1-8/6.2.7.2.(9) and based on more realistic forces in bolt-rows obtained from FEA models.

Key words: end-plate bolted connection, FEM analysis, bending connection, component method.

DOI: 10.7862/rb.2013.21

Przesłano do redakcji: w kwietniu 2013 r.

Przyjęto do druku: w lipcu 2013 r.