

mgr inż. Tadeusz Zwoliński¹⁾

ORCID: 0000-0002-9973-0147

dr inż. Janisław Zwoliński

Optimisation of prestressed bolted joints on the example of the beam with multiple bolt rows

Optymalne projektowanie doczołowych połączeń sprężanych na przykładzie styku dźwigara z wieloma szeregami śrub

DOI: 10.15199/33.2025.12.29

Abstract. The paper presents a comparative load-bearing capacity analysis using the Finite Element Method (FEM) of a preloaded connection with perfectly contacting end plates and a variant, based on a patented solution involving the introduction of appropriate spacers between the end plates to eliminate premature increases in bolt forces. The analysis considered a plate girder 719×16.5 , 265×30 with one row of bolts outside the top flange and eight rows between the flanges. The connection was assembled using M24 10.9 grade bolts with a base plate of 36 mm. Both the plate girder and base plate were made of S355 steel. The study showed that in the preloaded connection with perfectly contacting end plates, interface separation occurs at an early loading stage, accompanied by significant increases in bolt forces. The benefits of introducing initial gaps between the end plates were demonstrated, including higher stiffness and reduced final bolt stress.

Keywords: endplate bolted joint; prestress; FEM; optimisation.

Streszczenie. W artykule przedstawiono analizę porównawczą nośności Metodą Elementów Skończonych, połączenia sprężanego z idealnie przylegającymi blachami czołowymi oraz w wersji zgodnej z rozwiązaniem patentowym, które zakłada wprowadzenie między blachy czołowe odpowiednich dystansów w celu eliminacji przedwczesnych przyrostów sił w śrubach. Analiza dotyczy blachownicy o wymiarach środnika $719 \times 16,5$ mm oraz pasa 265×30 mm, z jednym szeregiem śrub na zewnątrz pasa górnego i z ośmioma szeregami śrub między pasami. Zastosowano śruby M24 klasy 10.9, a blacha czołowa ma grubość odpowiednio 18 mm i 36 mm. Materiał dźwigara i blachy czołowej to stal gatunku S355. Wykazano, że w połączeniu sprężanym z idealnie przylegającymi blachami czołowymi rozwarcie styku następuje na wczesnym etapie obciążania, a przyrosty sił w śrubach są znaczne. Wykazano korzyści płynące z zastosowania wstępnych dystansów między płytami czołowymi, takich jak zwiększenie sztywności i zmniejszenie końcowego wyężenia śrub.

Słowa kluczowe: doczołowe połączenia śrubowe; sprężenie; MES; optymalizacja.

Bolted butt joints are widely used in steel structures due to their straightforward assembly; however, their design – especially when prestressing is involved – is highly complex. Research [1] shows that standards and guidelines (e.g., [2]) concerning force distribution and load-bearing capacity can be inaccurate, particularly for moment-resisting joints with multiple rows of bolts. Moreover, the design bending resistance according to [2] may be significantly higher than indicated by experiments and finite-element analyses, as described in [3] and [4].

Calculations for prestressed joints do not differ substantially from those for non-prestressed joints, which overlooks important differences in their mechanical behaviour. In standards [2, 5] and in design recommendations [6–8], at least five different formulas appear for determining the minimum plate thickness that may be assumed for prestressed joints. This suggests that the contact behaviour and prying action in butt joints – both prestressed and non-prestressed – are still not sufficiently understood. Assuming a minimum plate thickness as a condition that prevents the prying action and premature separation is a simplification.

Doczołowe połączenia śrubowe są popularne w konstrukcjach stalowych ze względu na prosty montaż, ale ich projektowanie, szczególnie z użyciem sprężenia, jest bardzo złożone. Badania [1] wykazują, że normy i wytyczne (np. [2]) dotyczące rozkładu sił i nośności bywają niedokładne, szczególnie w przypadku zginanych połączeń z wieloma rzędami śrub. Co więcej, obliczeniowa nośność na zginanie wg [2] może być znacznie większa, niż wynika z badań i obliczeń MES, co opisano w [3].

Obliczenia połączeń sprężanych i niesprężanych nie różnią się znacznie pomimo istotnych różnic w ich zachowaniu. W normach [2, 5] oraz wytycznych do projektowania [6–8] pojawia się co najmniej 5 wzorów do wyznaczania minimalnej grubości płyty, którą można przyjmować do połączeń sprężanych. Oznacza to, że zagadnienie kontaktowe i efekt dźwigni połączeń doczołowych (sprężanych i niesprężanych) nie są dostatecznie dobrze rozpoznane. Założenie minimalnej grubości płyty, jako warunku, przy którym nie dochodzi do efektu dźwigni i przedwczesnego rozwarcia styku, jest uproszczeniem.

Przyjęcie zalecanej minimalnej grubości płyty nie musi eliminować efektu dźwigni. Rozwarcie styku może wystąpić wcześniej niż zakładano, co podważa założenie nieskoń-

¹⁾ Politechnika Warszawska, Wydział Inżynierii Lądowej; tadeusz.zwoliński@pw.edu.pl

Adopting the recommended minimum plate thickness does not necessarily eliminate the prying action. The joint may start to separate earlier than expected, which questions the common assumption of infinitely rigid joints in global structural models. Such behaviour has been confirmed in tests [9] and in the present study. Earlier and larger than assumed joint separation raises the question of whether these joints can truly be modelled as infinitely rigid nodes, moreover, joint deformability has a significant influence on the behaviour of the entire structure, as described in [10] and [11]. This study analyses the butt joint of a girder with multiple bolt rows, which had previously been investigated in [3]. At that time, the following conclusions were drawn: the distribution of forces in the bolts obtained from Finite Element Method differed substantially from the results produced by the component method of [2]. Furthermore, the design capacities of the bolts were exceeded at loads much lower than those predicted by the standard. Consequently, the Eurocode method for calculating bolted joints with multiple rows of bolts requires verification. The aim of the present work was to improve this joint by introducing controlled gaps between the plates. This approach prevents local bearing near the bolt axis and results in more favourable force-transfer conditions, thereby increasing the stiffness and predictability of the joint's behaviour. The solution has been submitted for patent protection [12]. The study demonstrates the differences between prestressed joints without the spacer (conventional configuration) and prestressed joints which include appropriate initial gaps, using as an example a complex joint with multiple rows of bolts.

Materials and research methods

Endplates with thicknesses of 18 mm and 36 mm were used. Prestressed joints without spacers and with spacer plates were compared. Sections 3.1 and 3.2 analyse the influence of spacers for the 18 mm endplate under the same prestressing force. Sections 3.4–3.7 examine the 36 mm endplate: without a spacer (two prestress levels) and with two types of spacers (various prestressing forces). All FEM models used a multilinear material model for S355 steel [13] and a bilinear model for grade 10.9 bolts (Figure 1). Grade 10.9 bolts are expected to reach an elongation at fracture of about 2% in the threaded part [6]. In the analysis, an elongation of 7% at a stress of 1000 MPa was assumed. S355 steel (Table 1) was adopted for the beam and the endplate, and M24 grade 10.9 bolts were used. The calculations were carried out in ANSYS Workbench software, applying SOLID186 elements with quadratic shape functions. The endplate was discretised with six elements through its thickness. The girder was 800 mm long (200 + 600 mm),

czonęj sztywności połączeń w modelach globalnych. Takie zjawiska potwierdzono w badaniach [9] i w prezentowanym artykule. Wcześniejsze i większe niż zakładano rozwieranie połączenia sprawia, że należy się zastanowić, czy można je modelować jako węzeł nieskończenie sztywny, a podatność węzłów ma istotny wpływ na pracę całej konstrukcji, co zostało opisane m.in. w [10, 11]. W artykule przeanalizowano styk doczołowy dźwigara z wieloma rzędami śrub, który był wcześniej przedmiotem badań opisanych w [3]. Sformułowano wówczas następujące wnioski: rozkład sił w śrubach, uzyskany z analizy Metodą Elementów Skończonych, znacznie różnił się od wyników otrzymanych metodą składnikową wg normy [2]. Ponadto nośność obliczeniowa śrub została przekroczona przy znacznie niższym poziomie obciążenia, niż wynikałoby to z obliczeń normowych. W związku z tym metoda obliczania połączeń śrubowych z wieloma rzędami śrub wg Eurokodu wymaga weryfikacji. Celem badań było usprawnienie owego połączenia przez wprowadzenie kontrolowanych szczelin między blachami. Pozwala to uniknąć docisku przy osi śrub i uzyskać korzystniejsze warunki przenoszenia sił, co zwiększa sztywność i przewidywalność pracy połączenia. Rozwiązanie to zostało objęte zgłoszeniem patentowym [12]. W artykule pokazano różnice między połączeniami sprężanymi bez przekładki (konwencjonalnie) a sprężanymi z zastosowaniem odpowiednich wstępnych dystansów, na przykładzie węzła o złożonej geometrii z wieloma szeregami śrub.

Materiały i metody badań

Zastosowano blachy czołowe o grubości 18 mm i 36 mm. Porównano połączenia sprężone bez przekładek i z przekładkami dystansowymi. Analizowano też wpływ przekładek w przypadku blachy 18 mm, przy tej samej sile sprężającej oraz badano blachę 36 mm bez przekładki (dwa poziomy sprężenia) i z dwoma typami przekładek (różne siły sprężenia). We wszystkich modelach MES użyto wieloliniowego modelu stali S355 [13] oraz dwuliniowego modelu śrub klasy 10.9 (rysunek 1). Śruby klasy 10.9 powinny mieć wydłużenie przy zerwaniu w części gwintowanej na poziomie 2% [6]. Przyjęto wydłużenie 7% przy naprężeniu 1000 MPa. Ponadto przyjęto stal belek i blach S355 (tabela 1) oraz śruby M24 klasy 10.9. Obliczenia wykonano w programie ANSYS Workbench, w którym zastosowano elementy typu SOLID186 z kwadratowymi funkcjami kształtu. Blachę czołową zdyskretyzowano na 6 elementów w kierunku prostopadłym do jej płaszczyzny. Dźwigar miał 800 mm długości (200 + 600 mm),

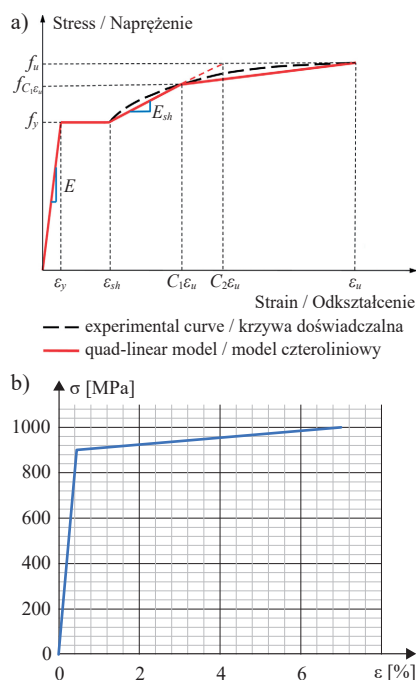


Fig. 1. Multilinear model stress – strain for S355 steel [13] (a); Bilinear model $\sigma - \epsilon$ for 10.9 steel (b)

Rys. 1. Wieloliniowy model naprężenie – odkształcenie w przypadku stali S355 [13] (a); dwuliniowy model $\sigma - \epsilon$ w przypadku śrub klasy 10.9 (b)

and the bending moment was applied at its free end. The contact between the washer and the plate was modelled as *frictional* (friction coefficient 0.3). The same *frictional* contact (friction coefficient 0.3, *stiffness factor* 100) was applied between the endplate and the spacer or between the other plate. The durability and strength of the spacers is not the subject of this study. The bolt diameter was taken as 21.2 mm (core diameter); the length of the shank portion was equal to the plate thickness plus a 4-mm washer. Bolt prestressing was modelled by enforcing axial displacements of the bolt shanks at the symmetry plane of the joint (Figure 2). The model accounted for symmetry with respect to the web but did not include fabrication imperfections such as warping due to welding. The load was applied in 21 steps – first the bolt prestressing, followed by gradual increases of bending moment up to $M_{j,Rd} = 1437$ kNm, corresponding to the bending resistance according to [2] for the 18 mm endplate. For the 36 mm plate, after applying the reduction of forces according to 6.2.7.2(9) in [2], the resistance was $M_{j,Rd} = 1396$ kN. Detailed calculations are presented in [3]. Owing to the small difference (3%), a common value of $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kN was adopted in all cases. The design tensile resistance of a bolt was equal to $F_{t,Rd} = 254$ kN. In Sections 3.6 and 3.2, the geometry (bolt spacing, plate thickness, prestressing force) was deliberately not optimised, in order to show the influence of the spacer under identical conditions. The results were compared with those obtained for the joint without a spacer, as in [3]. In Section 3.7, the prestressing force was modified to improve the joint behaviour by increasing the total clamping force under the tension flange. In Section 3.5, the prestressing force was increased to 300 kN and compared with the 225 kN case analysed in Section 3.4.

Results

Joint with 18 mm endplate, prestressed without the spacer. In this case, a prestressed connection without a spacer plate was analysed, in which the endplates are assumed to be in contact on full surface. This is, of course, an idealised condition that is rarely encountered in practice. The analysis was carried out using the following parameters: prestressing force $F_0 = 225$ kN, bolt core diameter 21 mm, maximum applied bending moment $M_{MAX} = 1437$ kNm, and endplate thickness 18 mm.

Joint with 18 mm endplate, prestressed with the spacer. In this configuration, a spacer plate (Figure 3) is used to ensure that the prestressing forces are transmitted across the

Table 1. S355 steel parameters [13]
Tabela 1. Parametry stali S355 [13]

	E [GPa]	f_y [MPa]	f_u [MPa]	ε_y [%]	ε_{sh} [%]	ε_u [%]	E_{sh} [MPa]	C_1
S355	210	355	490	0,17	1,74	16,53	2283	0,38

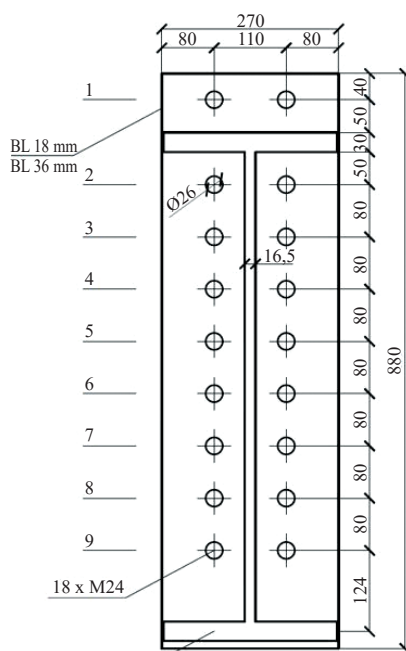


Fig. 2. Connection layout with bolt descriptions

Rys. 2. Schemat połączenia z oznaczeniem szeregów śrub

na małą różnicę (3%), we wszystkich przypadkach przyjęto $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kN. Nośność obliczeniowa śruby wynosi natomiast $F_{t,Rd} = 254$ kN. W dalszej części artykułu celowo nie optymalizowano geometrii (rozstaw śrub, grubość blach, siła sprężenia), by pokazać wpływ przekładki w tych samych warunkach. Wyniki porównano z rezultatami uzyskanymi w przypadku połączenia bez przekładki, jak w [3]. Ponadto zmieniono siłę sprężającą w celu poprawy pracy połączenia, zwiększając całkowitą siłę docisku pod pasem rozciągającym oraz zwiększono sprężenie do 300 kN i porównano z przypadkiem 225 kN.

Wyniki

Węzeł z blachą czołową 18 mm, sprężony bez przekładki.

W tym przypadku analizowano połączenie sprężone bez przekładki, gdzie blachy czołowe przylegają na całej swojej powierzchni, co oczywiście jest sytuacją wyidealizowaną, rzadko spotykaną w rzeczywistości. Do analizy przyjęto następujące dane: siła sprężania $F_0 = 225$ kN; średnica rdzenia śruby 21 mm; maksymalny zadany moment zginający $M_{MAX} = 1437$ kNm; grubość blachy czołowej 18 mm.

Węzeł z blachą czołową 18 mm, sprężony z przekładką.

W tym wariancie zastosowano przekładkę (rysunek 3) zapewniającą przenoszenie sił sprężających na cały przekrój dźwigara oraz na obrzeża blachy czołowej (stały punkt efek-

a obciążenie przykładać do jego swobodnym końcu. Połączenie podkładki i blachy modelowano jako *frictional* (współczynnik

tarcia 0,3). Tak samo modelowano kontakt blachy czołowej z przekładką lub drugą blachą (współczynnik tarcia 0,3, *stiffness factor* 100). Trwałość i wytrzymałość przekładek nie jest tematem artykułu. Średnica śrub to 21,2 mm (średnica rdzenia), a długość części walcowej, to grubość blachy + 4 mm podkładki. Sprężenie śrub modelowano, wymuszając przemieszczenie trzpień śrub w miejscu ich podparcia, czyli w płaszczyźnie symetrii połączenia (rysunek 2). Model uwzględniał symetrię względem środka. Nie uwzględniał natomiast imperfekcji wykonawczych, takich jak odchyłki spawalnicze. Obciążenie zadano w 21 krokach – najpierw sprężenie śrub, potem stopniowe zwiększanie momentu do $M_{j,Rd} = 1437$ kNm, co odpowiada nośności na zginanie blachy 18 mm wg [2]. W przypadku blachy 36 mm, przy redukcji sił wg 6.2.7.2 (9) [2], nośność wynosiła $M_{j,Rd} = 1396$ kN. Szczegółowe obliczenia zostały przedstawione w [3]. Ze względu

entire cross-section of the girder, as well as to the edges of the endplate (the fixed point of the prying force). In the case under consideration, the prestressing forces are too small to prevent the joint from separating and to limit the increase in internal forces. Data: prestressing force $F_0 = 225$ kN, bolt core diameter 21 mm, maximum applied bending moment $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm, and endplate thickness 18 mm.

Summary results – Table 2 and Figure 4÷6.

Joint with 36 mm endplate, prestressed without the spacer – variant 1 (Figure 7). Data: prestressing force $F_0 = 225$ kN; bolt core diameter 21 mm; maximum design bending moment

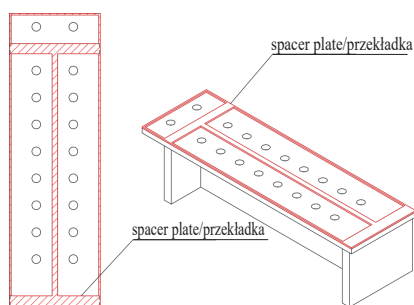


Fig. 3. Spacer plate
Rys. 3. Przekładka dystansowa

tu dźwigni). W omawianym przypadku siły sprężające są zbyt małe, aby zapobiec rozwarciu połączenia i przyrostowi sił wewnętrznych. Dane: siła sprężenia $F_0 = 225$ kN; średnica rdzenia śruby 21 mm; maksymalny zadany moment zginający $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; grubość blachy czołowej – 18 mm.

Wyniki zbiorcze przedstawiono w tabeli 2 i na rysunkach 4÷6.

Węzeł z blachą czołową 36 mm, sprężony bez przekładki – wariant 1 (rysunek 7). Dane: siła sprężenia $F_0 = 225$ kN; średnica rdzenia śruby 21 mm; maksymalny zadany moment zginający $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; grubość blachy czołowej – 36 mm.

Table 2. Cumulative results $t = 18$ mm
Tabela 2. Wyniki zbiorcze $t = 18$ mm

	Prestress without the spacer $F_0 = 225$ kN / Sprężenie bez przekładki $F_0 = 225$ kN		Prestress with the spacer $F_0 = 225$ kN / Sprężenie z przekładką $F_0 = 225$ kN	
	$M = 800$ kNm	$M = 1437$ kNm	$M = 800$ kNm	$M = 1437$ kNm
Forces in bolt rows / Siły w szeregach śrub	308,2	347,5	292,9	346,0
	316,4	350,9	254,3	336,9
	254,0	323,3	208,3	195,8
	243,9	321,5	221,4	219,1
	238,4	313,5	228,5	221,8
	236,2	291,5	222,0	210,9
	235,5	253,5	223,7	213,6
	235,9	237,5	224,0	220,2
	236,0	236,3	214,0	208,1
ΣF [kN]	2304,5	2630,5	2089,1	2172,4
ΣF_0 [kN]	2025,0		2025,0	
Maximum strain in the bolt [%]* / Maksymalne odkształcenie w śrubie [%]*	6,5		4,5	
Maximum separation [mm] / Maksymalne rozwarcie [mm]	0,43	1,95	0,23	1,52
Averaged separation under the flange [mm] / Uśrednione rozwarcie pod półką [mm]	0,38	1,81	0,17	1,38

* total equivalent strain / całkowite zredukowane odkształcenie

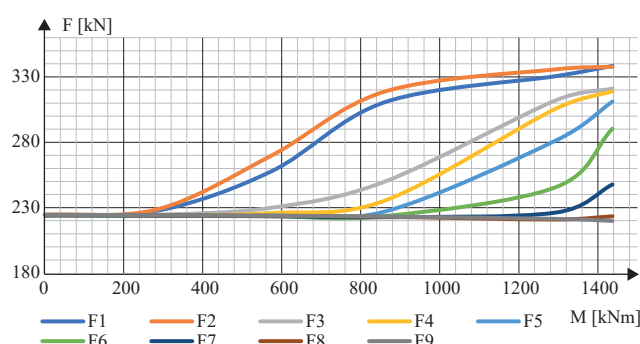


Fig. 4. Forces in bolt rows – prestress without the spacer with $F_0 = 225$ kN

Rys. 4. Siły w szeregach śrub – sprężenie bez przekładki z $F_0 = 225$ kN

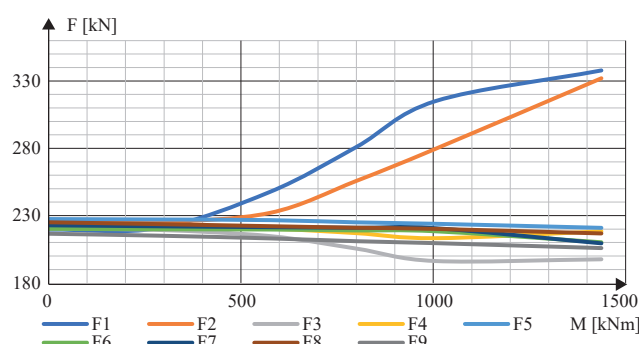


Fig. 5. Forces in bolt rows – prestress with the spacer with $F_0 = 225$ kN

Rys. 5. Siły w szeregach śrub – sprężenie z przekładką z $F_0 = 225$ kN

$M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; endplate thickness 36 mm.

Joint with 36 mm endplate, prestressed without the spacer – variant 2 (Figure 8). Data: the prestressing force is $F_0 = 300$ kN and the bolt has a core diameter of 21 mm. The maximum design bending moment is $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm. The endplate has a thickness of 36 mm.

Joint with 36 mm endplate, prestressed with the spacer – variant 1. This time, a spacer plate was used to ensure the transfer of prestressing forces across the entire cross-section

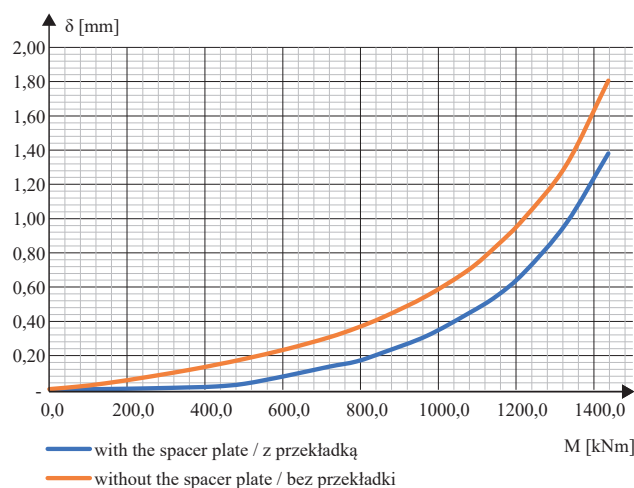


Fig. 6. Averaged separation under the flange – with the spacer plate (blue line), without the spacer plate (orange line)

Rys. 6. Uśrednione rozwarście pod półką – z przekładką (niebieska linia), bez przekładki (pomarańczowa linia)

Węzeł z blachą czołową 36 mm, sprężony bez przekładki – wariant 2 (rysunek 8). Dane: siła sprężenia $F_0 = 300$ kN; średnica rdzenia śruby 21 mm; maksymalny zadany moment zginający $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; grubość blachy czołowej – 36 mm.

Węzeł z blachą czołową 36 mm, sprężony z przekładką – wariant 1. Tym razem zastosowano przekładkę zapewniającą przenoszenie sił sprężających na cały przekrój dźwigara. Dane: siła sprężenia $F_0 = 225$ kN; średnica rdzenia śruby 21 mm, maksymalny zadany moment

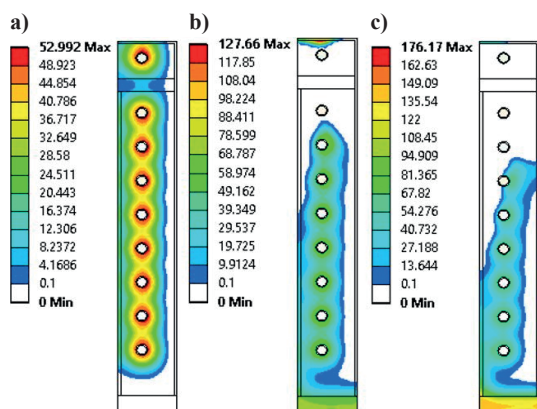


Fig. 7. Areas of endplate bearing: a) after prestress b) with $M = 800$ kNm; c) with $M = 1437$ kNm

Rys. 7. Obszary docisku blach czołowych: a) po sprężeniu; b) przy $M = 800$ kNm; c) przy $M = 1437$ kNm

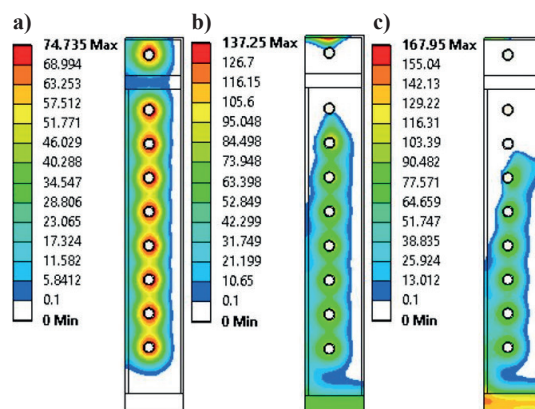


Fig. 8. Areas of endplate bearing: a) after prestress; b) with $M = 800$ kNm; c) with $M = 1437$ kNm

Rys. 8. Obszary docisku blach czołowych: a) po sprężeniu; b) przy $M = 800$ kNm; c) przy $M = 1437$ kNm

of the endplate. Data: prestressing force $F_0 = 225$ kN, bolt core diameter 21 mm, maximum design bending moment $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm, endplate thickness 36 mm. Here, the variant of the spacer plate shown in Figure 9 is applied. Similar to Section 3.2, the internal forces (forces in the bolts, plate moments, and shear forces) remain constant under external loading until the point when joint separation begins to occur.

Joint with 36 mm endplate, prestressed with the spacer – variant 2. In this example, a modified version of the spacer plate case shown in Figure 3, in accordance with [12], was used, providing reduced bearing pressure under the web of the girder. This can be achieved, for instance, by reducing the thickness of the spacer plate around the web area. The data are as follows: prestressing force $F_0 =$

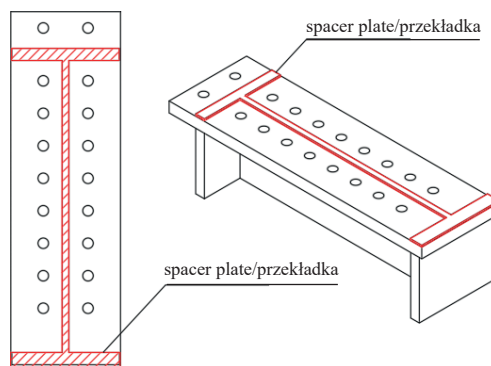


Fig. 9. Spacer plate
Rys. 9. Przekładka dystansowa

zginający $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; grubość blachy czołowej 36 mm. Stosuje się tu wariant przekładki dystansowej pokazanej na rysunku 9. Podobnie jak wcześniej, siły wewnętrzne (siły w śrubach, płytowe momenty i siły tnące) pozostają stałe pod obciążeniem zewnętrznym, aż do momentu, kiedy zaczyna pojawiać się rozwarście styku.

Węzeł z blachą czołową 36 mm, sprężony z przekładką – wariant 2. W tym przykładzie zastosowano zmodyfikowany przypadek przekładki dystansowej pokazanej na rysunku 3, zgodnie z [12], zapewniającej mniejszy docisk pod środkiem dźwigara. Można to uzyskać np. przez zmniejszenie grubości przekładki w okolicy środka. Dane: siła sprężenia $F_0 = 290$ kN w przypadku szeregów 1 i 2; $F_0 = 110$ kN; w przypadku pozostałych

290 kN for series 1 and 2, $F_0 = 110$ kN for the remaining series; bolt core diameter 21 mm; maximum applied bending moment $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; endplate thickness 36 mm (results – Table 3 and Figure 10÷14).

szeregów; średnica rdzenia śruby 21 mm, maksymalny zadany moment zginający $M_{j,Rd} = M_{MAX} = 1437$ kNm; grubość blachy czołowej – 36 mm. Wyniki przedstawiono w tabeli 3 oraz na rysunkach 10÷14.

Table 3. Comparison of results

Tabela 3. Porównanie wyników

	Prestress without the spacer – variant 1 $F_0 = 225$ kN / Sprężenie bez przekładki – wariant 1		Prestress without the spacer – variant 2 $F_0 = 300$ kN / Sprężenie bez przekładki – wariant 2 $F_0 = 300$ kN		Prestress with the spacer – variant 1 $F_0 = 225$ kN / Sprężenie z przekładką – wariant 1 $F_0 = 225$ kN		Prestress with the spacer – variant 2 $F_0 = 290$ kN** $F_0 = 110$ kN*** / Sprężenie z przekładką – wariant 2 $F_0 = 290$ kN** $F_0 = 110$ kN***	
	$M = 800$ kNm	$M = 1437$ kNm	$M = 800$ kNm	$M = 1437$ kNm	$M = 800$ kNm	$M = 1437$ kNm	$M = 800$ kNm	$M = 1437$ kNm
Forces in bolt rows F [kN] / Siły w szeregach śrub F [kN]	281.7	323.4	318.5	325.6	230.4	322.8	289.7	291.4
	287.1	325.8	319.1	331.1	256.4	325.1	307.3	317.4
	230.4	308.2	302.2	319.5	233.9	286.6	137.4	163.7
	229.6	244.2	302.0	310.2	230.2	227.9	128.2	144.4
	229.1	234.0	301.6	304.7	229.4	226.0	120.0	127.4
	228.7	230.9	301.4	303.4	228.1	226.7	109.5	108.6
	228.5	230.5	301.3	303.2	226.5	225.1	98.2	89.0
	228.4	230.4	301.3	303.2	226.0	223.2	89.5	71.9
	228.6	230.3	301.0	302.9	221.4	216.1	85.7	60.5
ΣF [kN]	2172.1	2357.7	2748.4	2803.8	2082.2	2279.5	13165	1374.3
ΣF_0 [kN]	2025.0		2700.0		2025.0		1350.0	
Maximum strain in the bolt [%]**** / Maksymalne odkształcenie w śrubie [%]****	1.5		2.1		1.3		0.7	
Maximum separation [mm] / Maksymalne rozwarście [mm]	0.16	0.54	0.15	0.56	0.06	0.39	0.02	0.07
Averaged separation under the flange [mm] / Uśrednione rozwarście pod półką [mm]	0.13	0.48	0.12	0.49	0.03	0.31	0.00	0.01

* F_0 – bolt prestress force / siła sprężenia śrub

** for bolt rows 1 and 2 / w przypadku szeregów śrub 1 i 2

*** for bolt rows 3÷9 / w przypadku szeregów 3÷9

**** total equivalent strain / in all cases for row 2 /
całkowite zredukowane/we wszystkich przypadkach dla szeregu nr 2

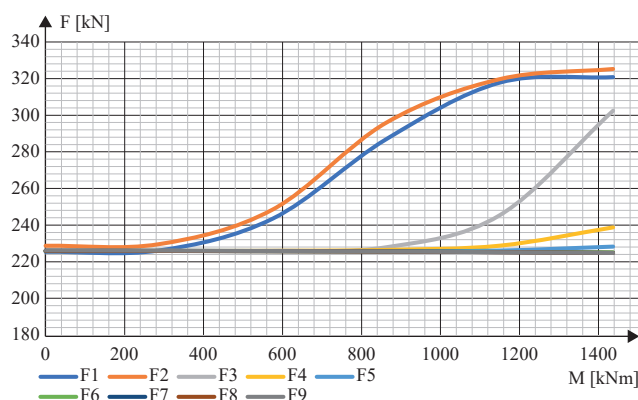


Fig. 10. Forces in bolt rows – prestress without the spacer – variant 1 with $F_0 = 225$ kN

Rys. 10. Siły w poszczególnych szeregach śrub – sprężenie bez przekładki – wariant 1 z $F_0 = 300$ kN

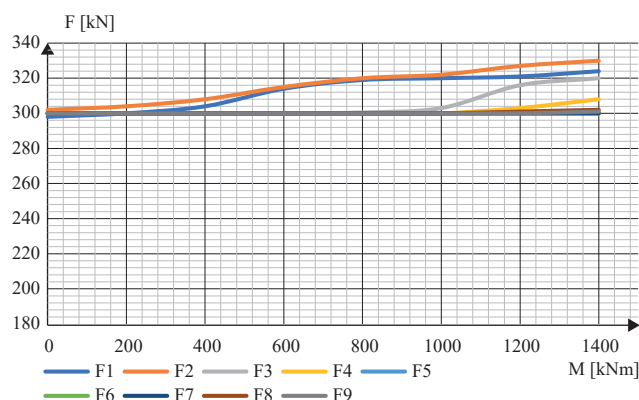


Fig. 11. Forces in bolt rows – prestress without the spacer – variant 2 with $F_0 = 300$ kN

Rys. 11. Siły w poszczególnych szeregach śrub – sprężenie bez przekładki – wariant 2 z $F_0 = 300$ kN

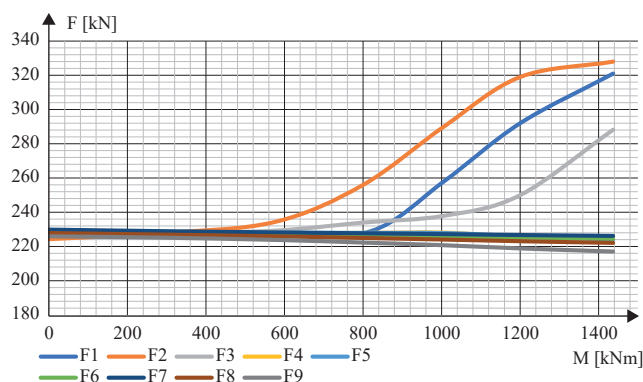


Fig. 12. Forces in bolt rows – prestress with the spacer – variant 1 with $F_0 = 225$ kN

Rys. 12. Siły w poszczególnych szeregach śrub – sprężenie z przekładką – wariant 1 z $F_0 = 225$ kN

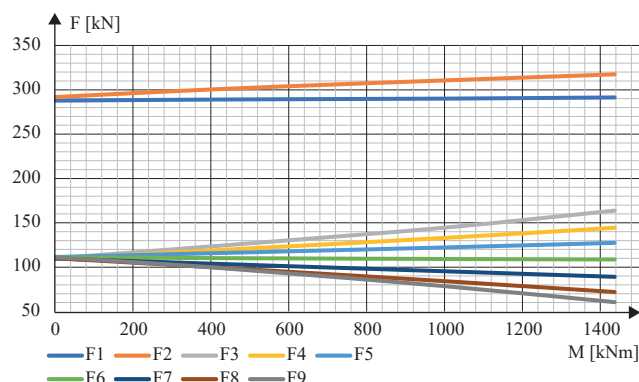


Fig. 13. Forces in bolt rows – prestress with the spacer – variant 2 with $F_0 = 290$ kN and $F_0 = 110$ kN

Rys. 13. Siły w poszczególnych szeregach śrub – sprężenie z przekładką – wariant 2 z $F_0 = 290$ kN i $F_0 = 110$ kN

Evaluation of the results and discussion

In this part of the study, the results obtained from numerical models considering various geometric configurations and levels of prestressing in the connections were evaluated. The assessment focuses on the phenomena of joint separation, the distribution of forces in the bolts, and the influence of the spacer plates on the effectiveness and stiffness of the connection. The discussion of the results aims to verify the design assumptions and assess the efficiency of the proposed optimization solution.

Endplate 18 mm

• **Without spacer plate:** Joint separation and increases in bolt forces are observed from the early stages of loading ($M \approx 100$ kNm). Up to six bolt rows exhibit significant force increases. The design tensile capacity of the bolts is exceeded at $M = 480$ kNm (33% of $M_{j,Rd}$).

• **With spacer plate:** Joint separation occurs only at $M \approx 450$ kNm and concerns only the first two rows of bolts. The average joint separation at $M = 800$ kNm was 2.2 times smaller, and at $M = 1437$ kNm it was 1.3 times smaller than without the spacer plate. The design tensile capacity of the bolts is exceeded at $M = 620$ kNm (43% of $M_{j,Rd}$), which is 29% higher than in the case without the spacer plate.

Endplate 36 mm

• **Without spacer plate:** Even with the increased plate thickness, the clamping force is not effectively transmitted in the region where joint separation occurs (the tensioned flange). The clamping force on the flange after prestressing with 225 kN is only 26 kN, and 31 kN with 300 kN prestressing.

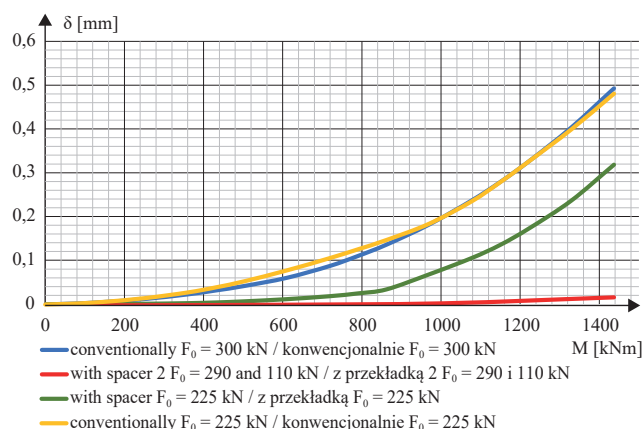


Fig. 14. Averaged separation under the flange – without the spacer – variant 1 (yellow line); without the spacer – variant 2 (blue line); with the spacer – variant 1 (green line); with the spacer – variant 2 (red line)

Rys. 14. Uśrednione rozwarzenie pod półką – bez przekładki – wariant 1 (żółta linia); bez przekładki – wariant 2 (linia niebieska); z przekładką – wariant 1 (linia zielona); z przekładką – wariant 2 (linia czerwona)

Ocena wyników i dyskusja

W artykule zaprezentowano ocenę wyników uzyskanych z modeli numerycznych, uwzględniających różne warianty geometryczne oraz poziomy sprężenia w połączeniach. Ocena dotyczy przede wszystkim zjawiska rozwierania styku, rozkładu sił w śrubach oraz wpływu przekładek dystansowych na efektywność i sztywność połączenia. Omówienie wyników ma na celu weryfikację przyjętych założeń projektowych oraz ocenę skuteczności proponowanego rozwiązania optymalizacyjnego.

Blacha czołowa 18 mm

• **Bez przekładki:** rozwarcie połączenia oraz przyrosty sił w śrubach obserwowane są od wczesnych etapów obciążania ($M \approx 100$ kNm). Aż 6 szeregów śrub wykazuje znaczne przyrosty sił. Przekroczenie obliczeniowej nośności śruby występuje przy $M = 480$ kNm (33% $M_{j,Rd}$).

• **Z przekładką:** rozwarcie następuje dopiero przy $M \approx 450$ kNm i dotyczy tylko pierwszych dwóch szeregów śrub. Średnie rozwarcie przy $M = 800$ kNm było 2,2 razy mniejsze, a przy $M = 1437$ kNm – 1,3 razy mniejsze niż w przypadku bez przekładki. Przekroczenie obliczeniowej nośności śruby występuje przy $M = 620$ kNm (43% $M_{j,Rd}$). Jest to o 29% większy moment, niż bez przekładki.

Blacha czołowa 36 mm

• **Bez przekładki:** nawet przy większej grubości płyty docisk nie jest przekazywany w miejscu, gdzie będzie dochodziło do rozwarcia połączenia (pas rozciągany). Siła dociskająca pas po sprężeniu siłą 225 kN wynosi jedynie 26 kN przy sprężeniu i 31 kN przy sprężeniu siłą 300 kN. Oznacza to, że jedynie 3% siły sprężącej ze śrub usytuowanych wokół pasa, jest

This means that only 3% of the prestressing force from bolts around the flange is used for its clamping. The plate deforms and goes plastic deformation, indicating inefficient use of its capacity and increasing the prestressing force does not improve stiffness (Figure 14). The bending moment is carried at the expense of large forces in the first two rows of bolts, which undergo significant plastic deformations. The design tensile capacity of the bolts is exceeded at $M = 622 \text{ kNm}$ (43% of $M_{j,Rd}$) for variant 1.

- **With spacer plate (3.6):** Joint separation and bolt stresses are reduced. Significant separation occurs only at $M \approx 860 \text{ kNm}$. A thinner plate could be used without exhausting the plate's capacity. The average flange separation at $M = 800 \text{ kNm}$ was 4.3 times smaller than in the case without a spacer plate, and at $M = 1437 \text{ kNm}$ the difference of 1.6 times was observed. The design tensile capacity of the bolts is exceeded at $M = 783 \text{ kNm}$ (54% of $M_{j,Rd}$), which is 26% higher than in the variant without a spacer plate (variant 1).

- **With spacer plate and prestress optimization (3.7):** Joint separation is effectively eliminated. Bolts in rows 1–2 do not exhibit force increases, despite prestressing forces exceeding the design tensile capacity of the bolts. Bolts in the remaining rows remain far from exceeding their design tensile capacity.

Final thoughts

Based on the conducted analyses and the comparison of different geometric variants and prestressing levels, it was possible to formulate conclusions regarding the effectiveness of the design solutions. The key observations are summarized below:

The classical approach, which assumes that joint separation and increases in bolt forces do not occur as long as the resultant tensile force (e.g., in the tension flange) is less than the sum of the initial bolt prestress in a given area, may be incorrect. Separation of the joint and increases in bolt forces occur below this threshold.

Perfect contact between endplates without spacer plates does not prevent the prying action, even when the thickness condition $t \geq 1,5d$ is satisfied, as in the case of a 36 mm thick endplate.

The use of a spacer plate allows avoiding uncontrolled increases in bolt forces, thereby improving the performance of the connection.

The analysis also confirmed the conclusions from [4], showing that for tall girders with multiple bolt rows, a linear distribution of forces among the bolt rows better reflects the actual behavior of the connection. However, even assuming a linear force distribution may artificially overestimate the bending capacity in calculations according to the standard [2], as shown in [3]. Prestressed connections incorporating appropriate spacer plates will be subject to laboratory testing. Future studies plan to analyze the fatigue durability of such prestressed connections.

Connections without spacer plates exhibit immediate separation and force increases regardless of the prestress level (Figure 14), whereas using a spacer plate reduces both separation and force growth due to the increased prestress.

wykorzystane do jego docisku. Blacha nie odkształca się plastycznie, co oznacza nieefektywne wykorzystanie jej nośności, a zwiększenie siły sprężającej nie poprawia sztywności (rysunek 14). Moment zginający jest przenoszony kosztem dużych sił w pierwszych dwóch szeregach śrub, które doznają sporych odkształceń plastycznych. Przekroczenie obliczeniowej nośności śruby występuje przy $M = 622 \text{ kNm}$ (43% $M_{j,Rd}$) w przypadku wariantu 1.

- **Z przekładką (3.6):** ograniczono rozwarcie i wyłączenie śrub. Wyrażne rozwarcie ma miejsce dopiero przy $M \approx 860 \text{ kNm}$. Można byłoby zastosować cieńszą płytę, nie wyczerpując tym samym nośności blachy. Uśrednione rozwarcie pod półką przy $M = 800 \text{ kNm}$ było 4,3 razy mniejsze niż przy sprężeniu bez przekładki. Przy $M = 1437 \text{ kNm}$ różnica ta wynosiła 1,6 razy. Przekroczenie obliczeniowej nośności śruby występuje przy $M = 783 \text{ kNm}$ (54% $M_{j,Rd}$). To o 26% więcej niż w wariancie bez przekładki (wariant 1).

- **Z przekładką i optymalizacją sprężenia:** skutecznie wyeliminowano rozwieranie styku. Śruby w szeregach 1–2 nie wykazują przyrostów siły, mimo sprężenia siłą większą od obliczeniowej nośności śrub na rozciąganie. Śruby w pozostałych szeregach są dalekie od przekroczenia obliczeniowej nośności na rozciąganie.

Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń i porównania różnych wariantów geometrycznych oraz poziomów sprężenia, możliwe było sformułowanie wniosków odnoszących się do skuteczności rozwiązań projektowych.

Klasyczne podejście, zgodnie z którym rozwarcie połączenia i przyrost sił w śrubach nie występują, o ile wypadkowa siła rozciągająca (np. w pasie rozciągającym) jest mniejsza niż suma wstępnego napięcia śrub w danym obszarze, może być błędne. Rozwieranie styku oraz wzrost sił w śrubach występują poniżej tego progu.

Idealne przyleganie blach bez przekładek nie zapobiega efektowi dźwigni, nawet przy spełnieniu warunku grubości $t \geq 1,5d$, co ma miejsce w przypadku blachy czołowej o grubości 36 mm.

Zastosowanie przekładki pozwala uniknąć niekontrolowanego wzrostu sił w śrubach, a tym samym poprawia pracę połączenia. Analiza potwierdziła też wnioski z [3], że w przypadku wysokich dźwigarów z wieloma szeregami śrub, liniowy rozkład sił w szeregach śrub lepiej obrazuje rzeczywistą pracę połączenia, ale nawet przyjęcie liniowego rozkładu sił w śrubach może prowadzić do sztucznego zawyżania nośności na zginanie w obliczeniach zgodnie z normą [2], co pokazano w [3]. Połączenia sprężane, z wdrożeniem odpowiednich dystansów, będą przedmiotem badań laboratoryjnych. W następnych pracach planuje się analizować trwałość zmęczeniową tak sprężanych połączeń.

Połączenia bez przekładek charakteryzują się natychmiastowym rozwarciem i wzrostem sił niezależnie od siły sprężenia (rysunek 14), podczas gdy zastosowanie przekładki pozwala zmniejszyć rozwarcie i przyrost sił dzięki zwiększonemu sprężeniu.

Joints without spacer plates cannot be considered as perfectly rigid. The design tensile capacity of the bolts is exceeded under loads significantly lower than predicted by Eurocode [2]. When the prestress was below $F_{t,Rd} = 254$ kN, the capacity was exceeded: for connections without a spacer plate at $M = 0,33M_{j,Rd}$ and $M = 0,43M_{j,Rd}$; for connections with a spacer plate at $M = 0,43M_{j,Rd}$ and $M = 0,54M_{j,Rd}$. This indicates that the spacer plates increased the bolt overload threshold by at least 26%.

The publication was financed by a subsidy from the dean of the Faculty of Civil Engineering of the Warsaw University of Technology.

Received: 26.04.2025

Revised: 06.10.2025

Published: 23.12.2025

Węzły bez przekładki nie mogą być traktowane jako idealnie sztywne. Obliczeniowa nośność śrub na rozciąganie jest przekroczona pod obciążeniem znacznie mniejszym, niż wynika z obliczeń wg Eurokodu [2]. Tam, gdzie sprężenie było mniejsze od $F_{t,Rd} = 254$ kN, przekroczenie nośności następowało w przypadku połączeń bez przekładki dystansowej, gdy $M = 0,33M_{j,Rd}$ oraz $M = 0,43M_{j,Rd}$, a także w połączeniach z przekładką, gdy $M = 0,43M_{j,Rd}$ oraz $M = 0,54M_{j,Rd}$. Tym samym stwierdza się, że przekładki podwyższyły próg przeciążenia śrub o co najmniej 26%.

Publikacja została sfinansowana z subwencji dziekana Wydziału Inżynierii Lądowej Politechniki Warszawskiej.

Artykuł wpłynął do redakcji: 26.04.2025 r.

Otrzymano poprawiony po recenzjach: 06.10.2025 r.

Opublikowano: 23.12.2025 r.

Literature

- [1] Ostrowski K, Łaguna J, Kozłowski A. Weryfikacja efektu dźwigni w rozciąganych połączeniach doczołowych sprężonymi śrubami. *Budownictwo i Architektura*. 2013; Vol.12, nr.2 pp. 251-258.
- [2] PN-EN-1993-1-8:2006 Eurokod 3, Projektowanie konstrukcji stalowych, Część 1-8: Projektowanie węzłów.
- [3] Kawecki P, Łaguna J, Kozłowski A. Analiza nośności doczołowego styku belki dwuteowej z wieloma szeregami śrub. *Czasopismo Inżynierii Lądowej, Środowiska i Architektury*. 2013; t. XXX, z. 60 (2/13); kwiecień-czerwiec pp.117-136.
- [4] Kawecki P, Kozłowski A. Badanie rozkładu sił wewnętrznych w zginanych wielośrubowych stykach doczołowych blachownic. *Inżynieria i Budownictwo*. 2017; nr 6.
- [5] PN-90/B-03200 Konstrukcje stalowe. Obliczenia statyczne i projektowanie.
- [6] Bródka J, Kozłowski A, Ligocki I, Łaguna J, Ślęczka L. Projektowanie i obliczanie połączeń i węzłów konstrukcji stalowych. *Polskie Wydawnictwo Techniczne* 2013.
- [7] Biegus A. Projektowanie konstrukcji stalowych według Eurokodu 3 Część 4 – połączenia śrubowe. Materiały dydaktyczne, Wrocław 2010.
- [8] Kawecki W, Kawecki P, Klimek A, Łaguna J. Uproszczona procedura projektowania sztywnych doczołowych połączeń sprężanych na podstawie PN-EN 1993-1-8. *Inżynieria i Budownictwo*. 2009; R.65, nr 7, pp. 393-398.
- [9] Śliwka W. Badania doczołowych styków sprężanych śrubami o wysokiej wytrzymałości poddanych obciążeniu rozciągającemu wzdłuż osi śrub. *Praca badawcza 07.1/13.3.5N COBPKM „Mostostal”* Warszawa 1979.
- [10] Litewka P, Bąk M. Stateczność ram stalowych z węzłami podatnymi, *Przegląd Budowlany* 2015; R.86, nr.10 pp. 42-47.
- [11] Studziński R, Ordziniak P. Wpływ podatności węzła na analizę globalną stalowych ram portalowych. *Materiały Budowlane*. 2019;2:16-19.
- [12] Zwoliński J., Zwoliński T. Układ sprężonego połączenia doczołowego i płyta czołowa do zastosowania w układzie sprężonego połączenia doczołowego zgłoszenie patentowe nr P433211, 2020.
- [13] Yun X, Gardner L. Stress-strain curves for hot-rolled steel. *Journal of Constructional Steel Research*. 2017. 133:36-46.