

dr hab. inż. Witold Basiński^{1)*}

ORCID: 0000-0002-9306-4569

mgr inż. Konrad Nowak²⁾

Resistance of corrugated web girders with openings in the light of FEM analysis

Nośność blachownic o falistym środniku z otworami w świetle analizy MES

DOI: 10.15199/33.2025.06.09

Abstract: This paper presents a numerical analysis of the shear resistance tests of the corrugated web of SIN girders with opening. The analysis was carried out on seven models of girders with a web height of $h_w = 750$ and a web thickness of 2.0 mm with a static scheme of a simply supported beam. The assumed heights of opening were 1/3 and 1/2 of the web height and from one to three opening along the length of the girder. The results of the FEM analysis were compared with the results of experimental tests of girders without openings and with available calculation methods. Based on the obtained results, a method for estimating the computational critical shear strength of the wavy web of girders with the influence of a single opening and a group of openings was presented.

Keywords: girders with corrugated web type SIN with opening; design shear buckling strength; group of openings in the corrugated web; finite element.

Streszczenie: W artykule przedstawiono analizę numeryczną badań nośności postaciowej falistego środnika dźwigarów SIN z otworami, którą przeprowadzono na siedmiu modelach dźwigarów, wysokości środnika $h_w = 750$ i grubości 2,0 mm, o schemacie statycznym belki swobodnie podpartej. Przyjęto wysokość otworów stanowiącą 1/3 i 1/2 wysokości środnika oraz od jednego do trzech otworów na długości dźwigara. Wyniki analizy MES porównano z wynikami badań doświadczalnych dźwigarów bez otworów oraz dostępnymi metodami obliczeniowymi. Na podstawie uzyskanych wyników przedstawiono metodę szacowania obliczeniowej postaciowej wytrzymałości krytycznej przy ścinaniu falistego środnika dźwigarów z wpływem pojedynczego otworu oraz grupy otworów.

Słowa kluczowe: dźwigary o falistym środniku z otworami typu SIN; nośność obliczeniowa przy ścinaniu; grupa otworów w falistym środniku; element skończony.

Many built industrial structures often require installations. They are performed through openings inside corrugated webs. Cellular beams are ideal for that purpose. Calculations and design process for them are relatively well known [1–4]. However, due to a thin-wall web about thickness 2, 2.5 and 3 mm, openings are not used in web-corrugated girders as little research has been done on processes in corrugated webs related to openings [5]. The paper [5] demonstrates that openings are a type of preliminary imperfection that initiates the destruction of a web. According to the paper [6], openings reduce shear resistance, but do not initiate failure modes, and reduced shear resistance is considerably lower than suggested by a size of the opening. The guidelines [7] specify how to perform openings in the corrugated webs providing that some requirements are met: up to 10% of the web height an opening does not require restraint, opening size between 10 and 33% of the web height need restraint, and in case of exceeding 33% of the web height, the web has to be replaced with flat sheet.

However, these guidelines [7] do not contain any design formulas, only arrangement of openings where the imposed shear force is equal to 2/3 of the maximum value. In case of making openings in the corrugated web, the practice (Photo 1) is ahead of the development of estimating resistance of corrugated webs with openings.

W realizacjach konstrukcji przemysłowych bardzo często występuje potrzeba przeprowadzenia instalacji. Wykorzystuje się do tego z reguły otwory wykonane w środnikach dźwigarów. Znakomicie sprawdzają się w tej roli dźwigary o środnikach ażurowych. Ich obliczanie oraz konstruowanie jest dość dobrze znane [1–4]. W dźwigarach o falistym środniku, ze względu na cienkościenny środnik grubości 2; 2,5 lub 3 mm w zasadzie nie stosuje się otworów, ponieważ jest to zagadnienie wymagające szczegółowych badań. Z [5] wynika, że występujące otwory stanowią swoistą imperfekcję wstępną, inicjując powstanie zniszczenia środnika. Z kolei w [6] pokazano, że otwory wprawdzie zmniejszają nośność postaciową, ale w stopniu znacznie mniejszym, niż wynikałoby to z wielkości otworu. Ponadto nie inicjują postaci zniszczenia. Wytyczne [7] umożliwiają wykonanie otworów w falistym środniku pod pewnymi warunkami, a mianowicie: do wielkości 10% wysokości środnika otwór można wykonać bez obramowania, od 10 do 33% otwory muszą być bezwzględnie obramowane, a powyżej 33% wysokości środnika należy wymienić środnik na blachę płaską.

Wytyczne [7] nie podają jednak żadnych formuł obliczeniowych, a jedynie nakazują sytuowanie otworów w miejscu o obciążeniu siłą poprzeczną wynoszącą 2/3 wartości maksymalnej. W przypadku otworowania falistego środnika można zatem napisać, że praktyka wykonawcza (fotografia 1) wyprzedza rozwój szacowania nośności środników falistych z otworami.

Dostępne metody obliczeniowe dźwigarów o falistym środniku bez otworów bazują na założeniu, że faliste fałdy stano-

¹⁾ Politechnika Śląska, Wydział Budownictwa

²⁾ Zeman HDF

^{*)} Correspondence address: witold.basinski@polsl.pl

The available computational methods for corrugated-web girders without openings are based on the assumption that corrugations function as stiffener of the web, which increases its rigidity and critical shear stresses [2–7]. Commonly applied solutions for estimating resistance of corrugated-web girders are specified in EC3 [8]. This Eurocode requires estimation of stresses separately at local τ_{crL} and global τ_{crG} stability failure. Stresses at local and global stability failure are used to determine separately coefficients of stability failure at shearing, and then shear resistance V_{bWRd} is determined.

An author in the papers [9, 10] described the computational model for the shear buckling resistance based on calculating the interactive buckling resistance, which was limited to the yield strength at shearing.

Cutting out openings changes the distribution of stresses by reducing considerably shear resistance. An impact of a single opening, and most importantly, an impact of a group of openings on shear resistance of corrugated web girders, remains an open problem. For that purpose this paper describes a numerical analysis of shear buckling resistance of the corrugated web and ultimate resistance of SIN girders with openings in the web. The analysis estimated an impact of a single opening and a group of openings on shear buckling resistance and ultimate resistance of girders.

The numerical resistance corrugated web girders with openings was conducted for seven models of girders with a web height $h_w = 750$ and web thickness 2.0 mm with a simply supported beam [11]. From one to three openings were assumed for a girder length with a height of openings equal to 1/3 and 1/2 of the web height. The FEM results were compared with experimental tests on girders without openings performed with available computational methods. The obtained results were used to present a preliminary method for estimating the design shear buckling resistance at shearing of corrugated web of the girder caused by the presence of openings.

Girder models for fem analyses

The numerical analysis for estimating shear resistance with Abaqus software [12] was conducted for corrugated web girders with openings and a span of 8960 mm with the simply supported beam as shown in Fig. 1.

Models of the girders were marked from **M0** (WTA 750/300×20 – without an opening) to **M6** (WTA 750/300×20 – three openings). The model M0 did not have any openings for comparative purposes. Openings of 250 mm framed with a sheet 10 mm thick and placed in the girder axis were performed in the models M1, M2, and M3. One opening was made in the model M1, two openings in the model M2, and three openings in the model M3. Openings of 375 mm framed with a sheet 10 mm thick and placed in the girder axis were performed in the models M4, M5, and M6. Similarly, one opening was made



Photo. 1. Objects with girders with corrugated web with openings Photo: authors
Fot. 1. Obiekt z dźwigarów o falistym środniku z otworami Fot. autorzy

wią uźebrowanie środnika, co zwiększa jego sztywność oraz krytyczne naprężenia styczne [2÷7]. Powszechnie stosowane rozwiązanie szacowania nośności dźwigarów o falistym środniku zawarto w Eurokodzie 3 [8]. Występuje w nim konieczność osobnego szacowania naprężeń przy lokalnej τ_{crL} oraz globalnej τ_{crG} utracie stateczności. Na podstawie naprężeń przy lokalnej i globalnej utracie stateczności oblicza się osobno współczynniki utraty stateczności przy ścinaniu, a następnie wyznacza nośność przy ścinaniu V_{bWRd} . Z kolei w pracach [9÷10] opisano model obliczeniowy wytrzymałości krytycznej przy ścinaniu,

oparty na obliczaniu interakcyjnej wytrzymałości krytycznej, który ograniczono do granicy plastyczności przy ścinaniu.

Wycięcie otworów zmienia rozkład naprężeń, ograniczając znacznie nośność przy ścinaniu. Problemem otwartym pozostaje więc wpływ pojedynczego otworu oraz grupy otworów na nośność postaciową dźwigarów o falistym środniku. W tym celu w artykule przedstawiono analizę numeryczną wytrzymałości krytycznej przy ścinaniu falistego środnika oraz nośności granicznej dźwigarów SIN z otworami w środniku. W analizie oszacowano wpływ pojedynczego otworu oraz grupy otworów na wytrzymałość krytyczną przy ścinaniu oraz nośność graniczną dźwigarów.

Analizę numeryczną dźwigarów o falistym środniku z otworami w środniku przeprowadzono na siedmiu modelach dźwigarów, o wysokości środnika $h_w = 750$ przy jego grubości 2,0 mm, o schemacie statycznym belki swobodnie podpartej [11]. Przyjęto wysokość otworów stanowiącą 1/3 i 1/2 wysokości środnika oraz jeden do trzech otworów na długości dźwigara. Wyniki analizy MES porównano z wynikami badań doświadczalnych dźwigarów bez otworów oraz dostępnymi metodami obliczeniowymi. Na podstawie uzyskanych wyników przedstawiono wstępną metodę szacowania obliczeniowej postaciowej wytrzymałości krytycznej przy ścinaniu falistego środnika dźwigarów z wpływem otworów.

Modele dźwigarów do badań MES

Przedmiotem numerycznego oszacowania nośności na ścinanie za pomocą programu Abaqus [12] były dźwigary o falistym środniku z otworami o rozpiętości 8960 mm i schemacie statycznym belki swobodnie podpartej wg rysunku 1. Modele dźwigarów oznaczono numerami od **M0** (WTA 750/300×20 – bez otworu) do **M6** (WTA 750/300×20 – 3 otwory). Model M0 wykonano bez otworów w celu porównania wyników, natomiast modele M1, M2 i M3 z otworami o wielkości 250 mm, obramowanymi blachą grubości 10 mm i usytuowanymi w osi dźwigara. W modelu M1 wykonano jeden otwór, w modelu M2 dwa, a w modelu M3 trzy otwory. Modele M4, M5 i M6 miały otwory o wielkości 375 mm również obramowane blachą grubości 10 mm i usytuowane w osi dźwigara. Analogicznie wykonano jeden otwór w modelu M4, dwa otwory w modelu M5 oraz trzy w M6.

in the model M4, two openings in the model M5, and three openings in the model M6.

The web corrugation was modelled in the CAD software as a sine curve, and then transformed into Abaqus software, where the final shape of the web with a required height and length was modelled. Flanges, stiffeners, framing of openings, and the corrugated web were modelled from the S4R (a 4-node doubly

curved shell with reduced integration had six degrees of freedom at each node, three translations and three rotations) and S3 shell elements, which contained from 13595 (model M6), to 14237 (model M1 $h = 750$ mm 10×250 mm opening) quad-dominated finite elements. The mesh refinement was used to obtain the ultimate load and post-critical path of the models in the case of web buckling. As some geometrical imperfections in the experimental tests on girders without openings [10] were regarded as negligible, the numerical models were designed as girders without imperfections.

The FEM analysis was performed for all seven numerical models of girders with openings. Webs with a height of 750 mm had a thickness of 2 mm. The yield strength for the whole girders was regarded as for steel S235 JRG2, which was $f_y = 235$ MPa as specified by the manufacturer, the tensile strength was $f_u = 350$ MPa, and Young's modulus was 210 GPa. The material model represented in the numerical analysis included the Huber-Mises-Hencky yield criterion.

FEM analysis

Type of analysis, load and boundary conditions. Boundary conditions were applied in all numerical models. One end of the numerical model was placed on the hinge support, while the other end was on the roller support on the external end stiffeners (Fig. 1).

The support used reflects the support in real structures. Load (Fig. 2) in the form of concentrated force P was exerted on stiffeners separating flange parts, so as to obtain shear failure of the web. The load in the first phase was linear. After the loss of the girder stability, it became non-linear. The model was unloaded when the shear buckling resistance was reached.

The Riks method, also known as the Arch Length Method, was used in the discussed numerical analysis. This method

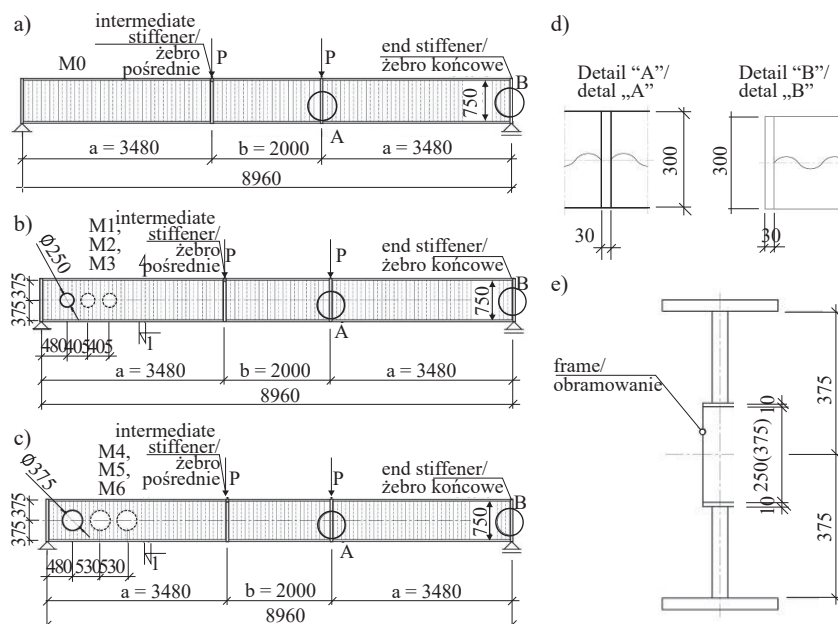


Fig. 1. Geometrical models of girders with corrugated web: a) M0; b) M1–M3; c) M4–M6; d) stiffeners; e) cross-section 1–1
Rys. 1. Model geometryczny dźwigara o falistym środniku: a) M0; b) M1 – M3; c) M4 – M6; d) żebra; e) przekrój 1–1

nych. Zastosowano zagęszczenie siatki, które umożliwiło uzyskanie obciążenia granicznego oraz ścieżki pokrywyczej modeli w zakresie po wyboczeniu środnika. Ze względu na fakt, że w badaniach doświadczalnych dźwigarów bez otworów [9] obserwowane imperfekcje geometryczne były pomijalnie małe, modelom numerycznym nadano kształt dźwigarów bez uwzględniania imperfekcji.

Przeprowadzono analizę MES wszystkich siedmiu modeli numerycznych dźwigarów z otworami. Środniki o wysokości 750 mm miały grubość 2 mm. Jako granicę plastyczności stali S235 JRG2 całego dźwigara przyjęto $f_y = 235$ MPa wg danych producenta. Wytrzymałość na rozciąganie f_u , wynosiła 350 MPa, a moduł Younga 210 GPa. W analizie numerycznej odwzorowano model materiału uwzględniający kryterium plastyczności Hubera-Misesa-Hencky'ego.

Analiza MES

Typ analizy, obciążenia, warunki brzegowe. We wszystkich modelach numerycznych przyjęto identyczne warunki brzegowe. Modele numeryczne podparto z jednej strony w sposób przegubowy, a z drugiej przegubowo-przesuwny na zewnętrznych żebrach skrajnych (rysunek 1). Należy podkreślić, że zastosowane podparcie odzwierciedla podparcie stosowane w konstrukcjach rzeczywistych. Obciążenie w postaci siły skupionej P przyłożono do żeber rozdzielających części przęsłowe, aby uzyskać zniszczenie środnika na ścinanie (rysunek 2). W pierwszej fazie krok obciążenia był liniowy. Po utracie stateczności dźwigara stawał się nieliniowy, natomiast po osiągnięciu nośności granicznej następowało odciążenie modelu.

W analizie numerycznej zastosowano metodę Riksa, tzw. metodę długości łuku, która umożliwia znalezienie rozwiązania w fazie pokrywyczej przy każdej postaci wyboczenia środnika. W metodzie Riksa współczynnik obciążenia LPA jest mody-

Falę środnika zamodelowano w środowisku CAD w postaci sinusoidy, a następnie przeniesiono do programu Abaqus, gdzie utworzono ostateczny kształt środnika o żądanej wysokości i długości. Pasy, żebra, obramowania otworów oraz falisty środnik zostały zamodelowane z elementów powłokowych typu S4R, na które użyto od 13595 (model M6) do 14237 (model M1 $h = 750$ mm 10×250 mm) elementów skończonych.

can provide the solution in the post-critical phase for each shape of web buckling. Compared to the Newton-Raphson method where the load increase is constant, the load factor (LPA) in the Riks method is modified in each iteration [12]. It is connected with the static equilibrium that is to be reached at the end of each iteration step. The Riks method, being one of the most adequate method for non-linear analysis, is very often used in the buckling analysis.

Load – displacements paths $P(y)$ of numerical girders with opening.

Global LDP $P(y)$ for all numerical models of girders with openings and the reference girder M0 without openings were prepared using the displacement y measured at the mid-span and the load P .

Buckling points for numerical girders with stiffeners were marked on LDP $P(y)$. The origin of buckling was correlated with the curve $LPA P_x(arc)$ illustrating a path of the arch length at the beginning of the iterative densification and with the resulting curving of the diagram, which indicated the beginning of changes in the geometric shape of the web. The buckling process for the corrugated web in the numerical models girders with openings started at the point of stability failure point.

Fig. 3 and 4 illustrate the reference global LPA paths $P_x(y)$ with the determined beginning of the web buckling corresponding to the buckling point in the numerical girders M1 (750×2 with one opening 250 mm) and M5 (750×2 with two openings 375 mm). Present LDP $P(y)$ paths for the numerical

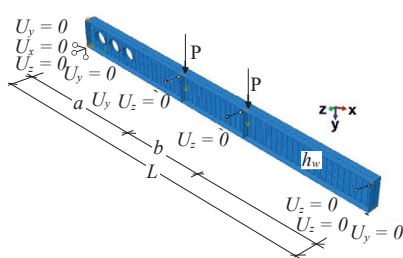


Fig. 2. Boundary conditions and load application of numerical model

Rys. 2. Warunki brzegowe i obciążenie modelu numerycznego

fikowany w każdej iteracji [12], inaczej niż w metodzie Newtona-Raphsona, gdzie przyrost obciążenia jest stały. Jest to powiązane z koniecznością znalezienia równowagi statycznej na końcu każdego kroku iteracji. Metoda Riksa, będąca jedną z najbardziej adekwatnych metod do analizy nieliniowej, jest bardzo często wykorzystywana w analizie wyboczeniowej.

Ścieżki równowagi statycznej $P(y)$ dźwigarów z otworami. Na podstawie przemieszczenia y pomierzonego w środku rozpiętości oraz obciążenia P sporządzono

globalne ścieżki równowagi statycznej SRS $P(y)$ wszystkich modeli numerycznych dźwigarów z otworami oraz dźwigara wzorcowego M0 bez otworów. Punkt utraty stateczności dźwigarów numerycznych z żebrami podporowymi zaznaczono na SRS $P(y)$. Początek utraty stateczności skorelowano ze ścieżką długości łuku LPA $P_x(arc)$ na początku zagęszczania iteracji oraz wynikającego z tego faktu zakrzywienia wykresu, które sygnalizuje inicjację zmiany kształtu geometrycznego środnika. W punkcie utraty stateczności rozpoczynał się proces utraty stateczności falistego środnika modeli numerycznych dźwigarów z otworami.

Na rysunkach 3 oraz 4 pokazano przykładowe globalne ścieżki LPA $P_x(arc)$ z określonym początkiem utraty stateczności, odpowiadającym powstaniu ogniska wyboczenia dźwigarów numerycznych M1 (750×2 z jednym otworem 250 mm) oraz M5 (750×2 z dwoma otworami 375 mm). Zobrazowano

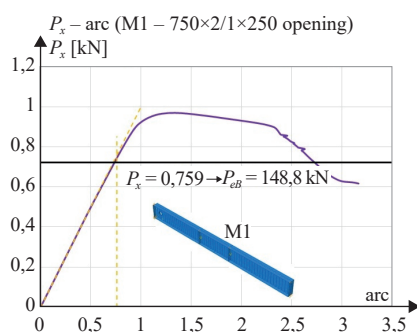


Fig. 3. LPA $P_x(arc)$ and LDP paths $P(y)$ numerical girder M1 – 750×2/1×250 opening

Rys. 3. LPA $P_x(arc)$ i SRS $P(y)$ modelu numerycznego M1 – 750×2/1×250 z jednym otworem

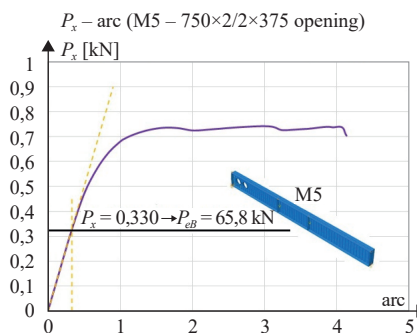
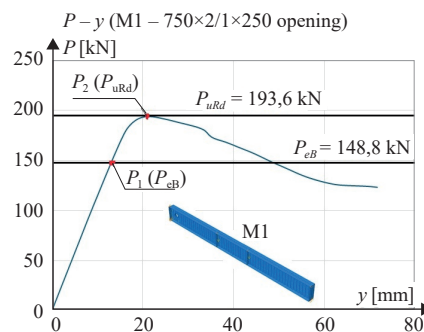
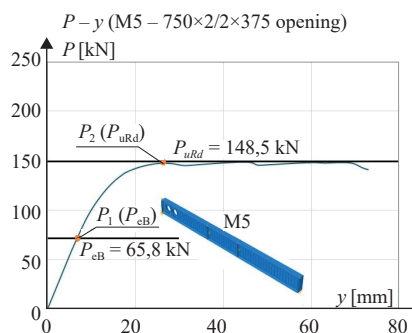


Fig. 4. LPA $P_x(arc)$ and LDP paths $P(y)$ numerical girder M5 – 750×2/2×375 opening

Rys. 4. LPA $P_x(arc)$ i SRS $P(y)$ modelu numerycznego M5 – 750×2/2×375 z dwoma otworami



girders M1 and M5 with openings. On Figures 5a and 5b show paths LDP $P(y)$ for similar SIN girders with a web height 500 mm and a thickness 2 mm and 2,5 mm without openings [10].

Coordinates of characteristic points $P_1(P_{eB})$ and $P_2(P_{uRd})$ are marked in global LDP $P(y)$ diagrams, where these points refer to the resistance of numerical models of girders, that is:

$P_1(P_{eB})$ = critical resistance of the girder corresponding to shear resistance. The origin of buckling of the girder with openings was connected with the origin of buckling of the corrugated web,

$P_2(P_{uRd})$ = ultimate resistance of the girder related to failure of the corrugated web of the girder.

For each numerical model of girders with openings, buckling of the web was observed at the point $P_1(P_{eB})$, which was related to non-linearity of LDP $P(y)$ finished by reaching ultimate load at the point $P_2(P_{uRd})$.

również ścieżki równowagi statycznej SRS $P(y)$ dźwigarów numerycznych z otworami M1 oraz M5. Natomiast na rysunkach 5a i 5b przedstawiono SRS $P(y)$ podobnych dźwigarów SIN, o wysokości środnika 500 mm i grubości 2 mm oraz 2,5 mm bez otworów, uzyskane z badań doświadczalnych w celu zobrazowania różnicy wartości krytycznej obciążenia [10].

Na globalnych SRS $P(y)$ oznaczono współrzędne punktów charakterystycznych $P_1(P_{eB})$ oraz $P_2(P_{uRd})$, które odnoszą się do nośności modeli numerycznych dźwigarów, a mianowicie:

$P_1(P_{eB})$ = nośność krytyczna dźwigara odpowiadająca nośności postaciowej, początek utraty stateczności dźwigara z otworami związany z początkiem utraty stateczności falistego środnika;

$P_2(P_{uRd})$ = nośność graniczna dźwigara związana ze zniszczeniem falistego środnika dźwigarów.

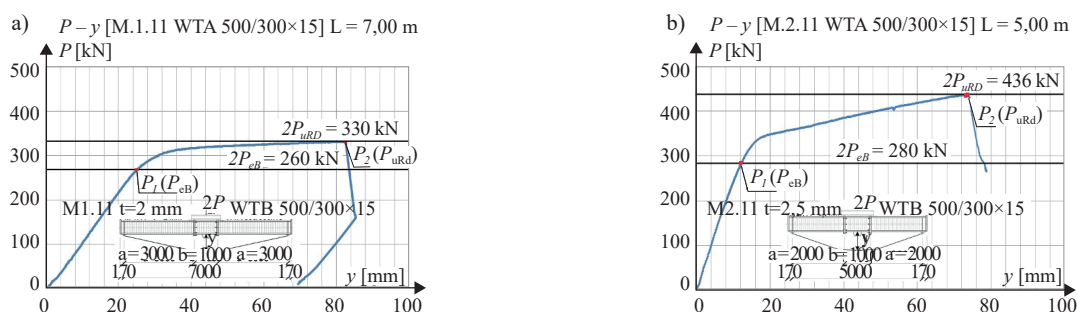


Fig. 5. Load – displacement paths $P(y)$ of example experimental girders: a) 500×2; b) 500×2.5 [10]

Rys. 5. Ścieżki równowagi statycznej $P(y)$ przykładowych dźwigarów eksperymentalnych: a) 500×2; b) 500×2.5 [10]

The FEM analysis demonstrated that SIN girders with openings had a considerably smaller range of elastic deformations $0 - P_1(P_{eB})$ when compared to the girders without openings, which had a negative impact on critical value of the shear force. A decrease in the range $0 - P_1(P_{eB})$ was directly affected by a size of the opening, the quantity of openings and their arrangement. It should be noted that a decrease in the range of elastic deformations in the SIN girders with openings was intuitively expected; however its scale was surprisingly big as the opening was increasing. The FEM analysis and experimental tests indicated that the range $0 - P_1(P_{eB})$ was considerably smaller than in case of girders without openings (Fig. 3, 4 and 5)

Table 1 shows resistance of numerical girders determined from the FEM analysis. The first row contains data for the reference model M0 without openings. Column 6 shows critical load at buckling P_{eB} , column 7 shows limit load P_{uRd} , and column 8 shows the P_{eB}/P_{uRd} ratio. Column 9 shows the relation between critical load in the girders with openings and ultimate load in the girder without openings P_{eB}/P_{uRdM0} , and column 10 shows the relation between limit load in the girders with openings and limit load in the girder without openings P_{uRd}/P_{uRdM0} .

Failure modes in numerical models with opening. Figures 6, 7, 8, and 9 illustrate the failure modes of numerical models of girders with openings, where the places with the highest intensity are marked in navy blue and red. The failure of

W przypadku każdego modelu numerycznego dźwigarów z otworami utrata stateczności środnika występowała w punkcie $P_1(P_{eB})$, co wiązało się z wystąpieniem nieliniowości SRS $P(y)$ zakończonej osiągnięciem obciążenia granicznego w punkcie $P_2(P_{uRd})$. Analiza MES wykazała, że w dźwigarach SIN z otworami występuje znacznie mniejszy przedział odkształceń sprężystych $0 - P_1(P_{eB})$ w porównaniu z dźwigarami bez otworów, niekorzystnie wpływający na wielkość krytycznej siły poprzecznej. Spadek wielkości przedziału $0 - P_1(P_{eB})$ zależał bezpośrednio od wielkości otworów oraz ich liczby i rozstawu. Należy nadmienić, że zmniejszenie wielkości przedziału odkształceń sprężystych w dźwigarach SIN z otworami jest intuicyjnie oczekiwany, jednak jego skala wraz ze wzrostem otworu zaskakująco duża. Wielkość przedziału $0 - P_1(P_{eB})$ jest znacznie mniejsza niż w dźwigarach bez otworów wg analizy MES oraz badań doświadczalnych (rysunki 3, 4, 5).

W tabeli 1 zamieszczono nośność modeli na podstawie analizy MES. W pierwszym wierszu znajdują się dane dotyczące modelu wzorcowego M0 bez otworów. W kolumnie 6 zamieszczono obciążenie krytyczne przy wyboczeniu P_{eB} , w kolumnie 7 obciążenie graniczne P_{uRd} , a w kolumnie 8 stosunek obciążenia P_{eB}/P_{uRd} . Z kolei w kolumnie 9 pokazano relację obciążenia krytycznego w dźwigarach z otworami do obciążenia granicznego dźwigara bez otworów P_{eB}/P_{uRdM0} , a w kolumnie 10

Table 1. Numerical results of girders with opening

Tabela 1. Wyniki analizy numerycznej dźwigarów z otworami

Girder/ Model	Web/ Środek $h_w \times t_w$ [mm]	Opening size/ Otwór [mm]	Number of opening/ Liczba otworów	Failure modes/ Postać zniszczenia	First buckling load/ Obciążenie krytyczne P_{eB} [kN]	Limit load/ Obciążenie graniczne $P_{u,Rd}$ [kN]	$P_{eB}/P_{u,Rd}$ [%]	$P_{eB}/P_{u,RdM0}$ [%]	$P_{u,Rd}/P_{u,RdM0}$ [%]
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
M0	750×2	—	—	L	189.68	203.66	0.93	0.93	1.00
M1	750×2	250	1	L	148.79	193.58	0.77	0.73	0.95
M2	750×2	250	2	L	99.69	183.87	0.54	0.49	0.90
M3	750×2	250	3	L	98.16	175.15	0.56	0.48	0.86
M4	750×2	375	1	L	65.60	158.86	0.41	0.32	0.78
M5	750×2	375	2	L	65.81	148.53	0.44	0.32	0.73
M6	750×2	375	3	L	59.87	137.37	0.44	0.29	0.67

girders without openings should be clearly distinguished from the failure of girders with one opening or a group of openings. The web failure in all girders was abrupt in the part with openings. Support and intermediate stiffeners remained undamaged.

In case of the girders M1 and M4 with a web height $h_w = 750$ mm with one opening 250 mm and 375 mm, the failure mode was similar. In these girders, local web deformation points were formed near the opening, referred

relację obciążenia granicznego w dźwigarach z otworami do obciążenia granicznego dźwigara bez otworów $P_{u,Rd}/P_{u,RdM0}$.

Postacie zniszczenia dźwigarów o falistym środkniku z otworami. Na rysunkach 6, 7, 8 i 9 pokazano postacie zniszczenia modeli numerycznych dźwigarów z otworami, gdzie kolorem granatowym oraz czerwonym zaznaczono miejsca o największym wyężeniu. Należy wyraźnie rozróżnić zniszczenie dźwigarów bez otworów, z pojedynczym otworem oraz z grupą

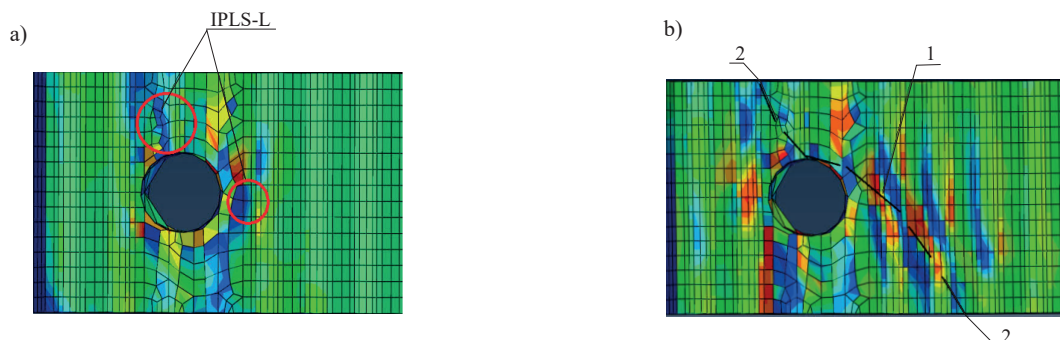


Fig. 6. Stages of failure mode of girder with corrugated web 750×2 with opening 250 mm: a) initiation point loss of stability (IPLS – L) of the girder web; b) final failure mode of the girder; 1, 2 – description in article

Rys. 6. Etapy zniszczenia dźwigara z falistym środknikiem 750×2 z otworem 250 mm: a) punkt inicjacji utraty stateczności środknika (IPLS – L); b) zniszczenie końcowe dźwigara; 1, 2 – opis w artykule

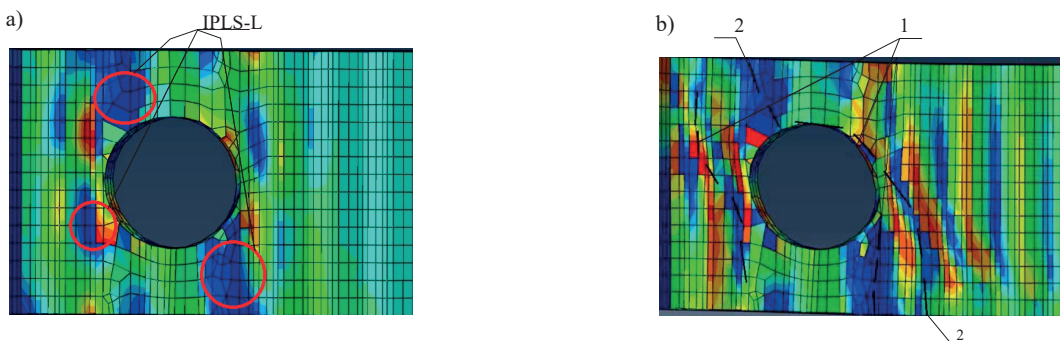


Fig. 7. Stages of failure mode of girder with corrugated web 750×2 with opening 375 mm: a) initiation point loss of stability (IPLS – L) of the girder web; b) final failure mode of the girder; 1, 2 – description in article

Rys. 7. Etapy zniszczenia dźwigara z falistym środknikiem 750×2 z otworem 375 mm: a) punkt inicjacji utraty stateczności środknika (IPLS – L); b) zniszczenie końcowe dźwigara; 1, 2 – opis w artykule

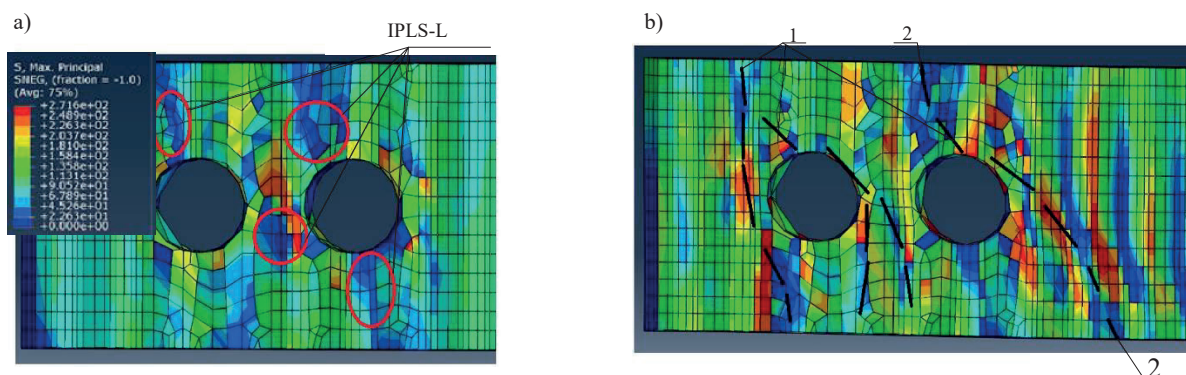


Fig. 8. Stages of failure mode of girder with corrugated web 750×2 with opening 2×250 mm: a) initiation point loss of stability (IPLS – L) of the girder web; b) final failure mode of the girder; 1, 2 – description in article

Rys. 8. Etapy zniszczenia dźwigara z falistym środnikiem 750×2 z otworami 2×250 mm: a) punkt inicjacji utraty stateczności środnika (IPLS – L); b) zniszczenie końcowe dźwigara; 1, 2 – opis w artykule

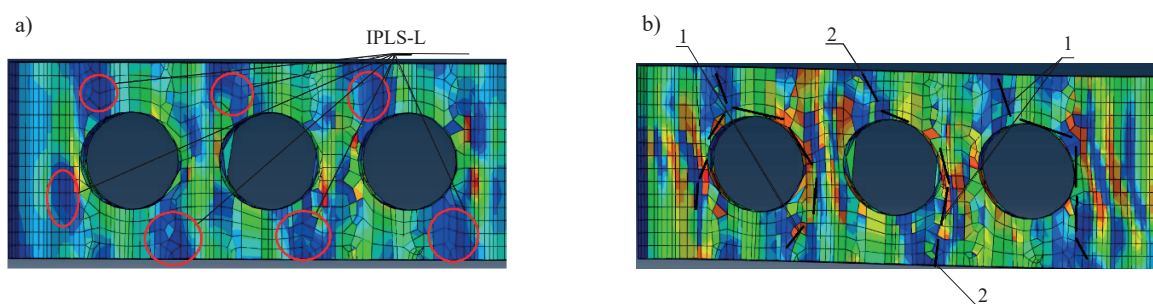


Fig. 9. Stages of failure mode of girder with corrugated web 750×2 with opening 2×375 mm: a) initiation point loss of stability (IPLS – L) of the girder web; b) final failure mode of the girder; 1, 2 – description in article

Rys. 9. Etapy zniszczenia dźwigara z falistym środnikiem 750×2 z otworami 2×375 mm: a) punkt inicjacji utraty stateczności środnika (IPLS – L); b) zniszczenie końcowe dźwigara; 1, 2 – opis w artykule

to as initiation points of stability loss IPLS-L (Fig. 6a, 7a). Due to the impact of tension field, these points transformed into the yield line (1) covering the opening. In the final phase the flanges were loaded with unbalanced shear force resulting in their bending (2) (Fig. 6b, 7b). The failure of girders with one opening was similar to the image of failure of experimental girders without an opening $h_w = 500$ mm presenting the local buckling mode [10] (Photo 2).

In case of the girders with openings, a single opening considered as the imperfection forced the location of local buckling points, and consequently the formation of the yield line near the opening. An increase in the opening size had an impact on a faster initiation of the girder failure.

Similar failure modes were found in the numerical models of girders with a height $h_w = 750$ mm and two and three openings 250 mm or 375 mm. However, due to the presence of many openings considered as the imperfection, local buckling points IPLS-L were formed at each of the opening (Figures 8a, 9a). Then, the tension field formed yield lines (1) covering those openings, and in the final phase flanges were loaded with unbalanced shear force, and then bending was observed (2).

In case of the girders with openings 250 mm, the formation of the compressed strut between openings by adding the second opening considerably reduced the critical and ultimate resistance of the girder. However, the third opening did not reduce

otworów. Zniszczenie środnika we wszystkich dźwigarach nastąpiło w sposób nagły w części, w której występowały otwory. Żebra podporowe i pośrednie dźwigarów pozostały niezniszczone. W przypadku dźwigarów M1 i M4 o wysokości środnika $h_w = 750$ mm z jednym otworem 250 mm i 375 mm zniszczenie przebiegało w sposób podobny. W dźwigarach tych w pobliżu otworu wytworzyły się miejsca lokalnych deformacji środnika określane jako punkty inicjacji utraty stateczności IPLS – L (rysunki 6a i 7a), które w wyniku działania polaciągnięć przekształciły się w załom plastyczny (1) obejmujący otwór. W końcowej fazie nastąpiło obciążenie pasów nie zrównoważoną siłą poprzeczną, powodując ich załamanie (2) (rysunki 6b i 7b). Zniszczenie dźwigarów z jednym otworem jest zbliżone do obrazu zniszczenia dźwigarów doświadczalnych bez otworu o $h_w = 500$ mm z lokalną postacią utraty stateczności [10] (fotografia 2).

W przypadku dźwigarów z otworami pojedynczy otwór, będący imperfekcją, wymusza lokalizację lokalnych deformacji środnika i co za tym idzie powstanie załomu plastycznego w pobliżu otworu. Zwiększenie otworu wpływa na szybką inicjację zniszczenia dźwigara. W modelach numerycznych dźwigarów o $h_w = 750$ mm z dwoma i trzema otworami 250 mm lub 375 mm wystąpiły podobne postacie zniszczenia. Jednak w tym przypadku ze względu na występowanie wielu otworów stanowiących imperfekcje przy każdym z nich pojawiły się lokalne deformacje środnika IPLS – L (rysunki 8a i 9a).

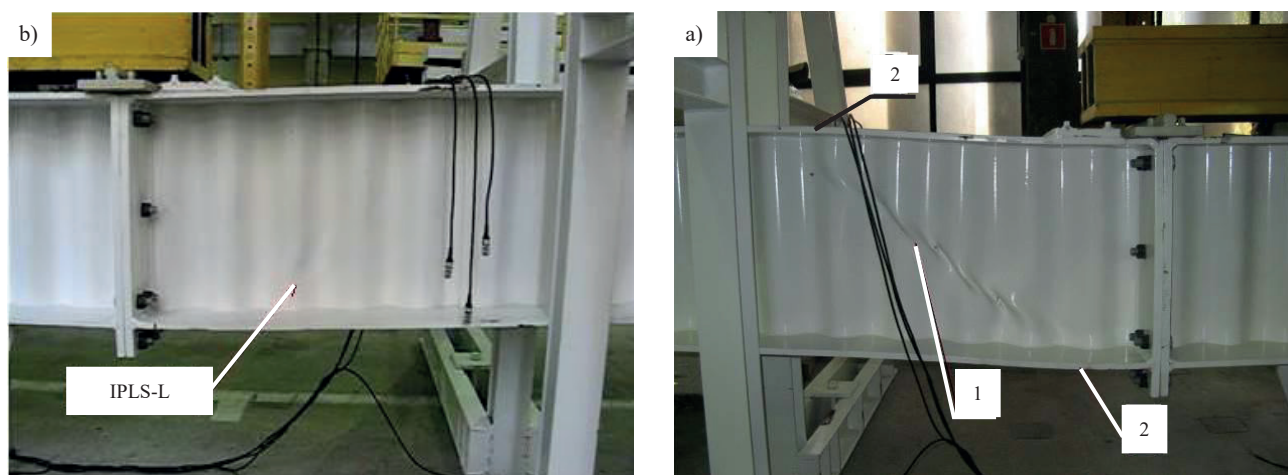


Photo 2. Stages of failure mode of girder with corrugated web 500×2,5 without opening: a) initiation point loss of stability (IPLS – L) of the girder web; b) final failure mode of the girder [10]

Fot. 2. Etapy zniszczenia dźwigara z falistym środnikiem 500×2,5 bez otworów: a) punkt inicjacji utraty stateczności środnika (IPLS – L); b) zniszczenie końcowe dźwigara [10]

the girder resistance. In the girders with openings 375 mm, it was determined by the size of an opening equal to 50% of the web height. A considerable drop in resistance was observed already for a single opening. The second and third openings forming compressed struts between them did not have an impact on shear resistance of the girder.

Comparison of calculated and experimental results

In case of the girders with a corrugated web and openings, the support parts of girders with openings were destroyed. The size and number of openings had a noticeable impact on shear resistance of the girders. The local (L) buckling of the web was observed for all girders.

Therefore, shear resistance for web-corrugated girders were determined according to generally adopted solution from EC3 [8] and the author's recommendations [9, 10]. However, these recommendations did not include the resistance of girders with openings. Hence, the web height was assumed to be reduced by the opening height.

Table 2 present the results and the comparison of shear resistance under shearing the girders with openings obtained from the numerical analysis V_{bWRdFE} , EC3 V_{bWRdEC} and the proposed recommendation V_{bWRdBA} (3).

The analysed girders with a corrugated web and openings lost their stability in the plastic and elastic zone. It became much earlier than in the girders without openings. It was caused by the opening being the preliminary imperfection. Consequently, the tension field was observed earlier and always covered the opening. Resistance values determined from the equations specified in EC3 [8] and the authors' recommendations [9, 10] proved to be underestimated for the girders with one opening having a height of 1/3 of the web. At the same time they were overestimated (particularly in case of EC3) for the girders with an opening having a height of 1/2 of the web and the group of girders.

Następnie pole ciągnięć wykształciło załomy plastyczne (1) obejmujące otwory, a w końcowej fazie nastąpiło obciążenie pasów nie zrównoważoną siłą i ich załamanie (2).

W przypadku dźwigarów z otworami 250 mm dołożenie drugiego otworu powodowało, iż wytworzony między otworami krzyżulec ściskany znacznie zmniejszył nośność krytyczną i graniczną dźwigara. Dołożenie kolejnego trzeciego otworu nie przyniosło już obniżenia nośności dźwigara. Z kolei w dźwigarach z otworami 375 mm zdecydowała wielkość otworu wynosząca 50% wysokości środnika. Już w przypadku pojedynczego otworu nastąpiło znaczne zmniejszenie nośności. Dołożenie drugiego oraz trzeciego otworu skutkujące pojawieniem się krzyżulców ściskanych pomiędzy otworami nie wywołało już reakcji związanej z obniżeniem nośności dźwigara.

Porównanie wyników analizy MES z metodami obliczeniowymi

W przypadku dźwigarów o falistym środniku z otworami zniszczeniu uległy części przypodporowe dźwigarów zawierające otwory. Wpływ na nośność postaciową w dźwigarach z otworami miała wielkość otworów oraz ich liczba. We wszystkich dźwigarach wystąpiła lokalna (L) utrata stateczności środnika. Wyznaczono zatem nośność na ścinanie dźwigarów o falistym środniku wg ogólnie przyjętego rozwiązania z EC3 [8] oraz propozycji autora [9, 10], które nie uwzględniają jednak nośności dźwigarów z otworami. W związku z tym założono redukcję wysokości środnika o wysokość otworu.

W tabeli 2 przedstawiono wyniki analizy numerycznej V_{bWRdFE} , EC3 V_{bWRdEC} oraz wg zaproponowanego rozwiązania V_{bWRdBA} (3) wraz z porównaniem nośności postaciowej przy ścinaniu dźwigarów z otworami. Analizowane dźwigary o falistym środniku z otworami tracą stateczność w obszarze sprężysto-plastycznym znacznie wcześniej niż dźwigary bez otworów. Ma na to wpływ otwór będący wstępną imperfekcją, dlatego też pole ciągnięć ujawnia się wcześniej i zawsze przechodzi przez otwór. Nośność uzyskana z dostępnych równań

Table 2. Comparison FEM analysis, FEM analysis with EC3 [8] and proposed resistances [9]

Tabela 2. Porównanie analizy MES i EC3 [8] z proponowanym rozwiązaniem wg [9]

Girder/ Model	Web/ Środek $h_w \times t_w$ [mm]	Opening Size/ Otwór [mm]	Number of opening/ Liczba otworów	FEM/MES V_{bwRdFE} [kN]	EC3 V_{bwRdEC} [kN]	[9] V_{bwRdBA} [kN]	$\frac{V_{bw,RdEC}}{V_{bw,RdFE}}$ [%]	$\frac{V_{bw,RdBA}}{V_{bw,RdFE}}$ [%]
1	2	3	4	5	6	7	8	9
M0	750×2	—	—	189.68	176.19	165.11	0.93	0.87
M1	750×2	250	1	148.79	117.46	110.07	0.79	0.74
M2	750×2	250	2	99.69	117.46	110.07	1.18	1.10
M3	750×2	250	3	98.16	117.46	110.07	1.20	1.12
M4	750×2	375	1	65.60	88.09	82.55	1.34	1.26
M5	750×2	375	2	65.81	88.09	82.55	1.34	1.25
M6	750×2	375	3	59.87	88.09	82.55	1.47	1.38

Shear resistance of corrugated web girders with openings

The shear resistance expressed as the critical value of the girders with openings depends on two main factors, that is, an opening size and spacing. For a single opening with a height up to 1/3 of the web height, the opening restraint improves the web stability. It improved the shear resistance of the web-corrugated girder by approx. 21–25% (Fig. 6 – the model M1). When the opening with a height equal to a half of the web height was introduced, the shear resistance drastically dropped by reduced effective area of the web. Thus, despite the opening restraint, the reduced web height changed the stability and reduced the resistance of the girder with this type of an opening by approx. 26–34% (Figure 7 – the model M4) when compared to the equations from [8 and 9].

The available recommendations, e.g. from EC [8] modified with coefficients related to the presence of openings can be used for determining shear resistance of the girders with a single framed opening. Shear resistance acc. to EC3 [8] is expressed with the following relationship:

$$V_{bw,RdEC} = \chi_w t_w \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (1)$$

where the shear stability loss coefficient χ is determined based on formula (8):

$$\chi = \min \left(\frac{1,15}{\lambda_{pl} + 0,9} ; \frac{1,15}{\lambda_g^2 + 0,9} \right) \quad (2)$$

in which the slenderness λ is calculated from the critical shear stresses at local and global stability loss (1, 2).

Thus, shear resistance for the girders with an opening height up to 1/3 of the web height should be determined from the relationship (3) until extensive experimental tests are performed:

$$V_{bw,RD} = 1,25 V_{bw,RdEC} \quad (3)$$

and (4) for girders with an opening from 1/3 to 1/2 of the web height:

$$V_{bw,RD} = 0,68 V_{bw,RdEC} \quad (4)$$

wg EC 3 [8] i propozycji autora [9, 10] okazała się niedoszacowana w przypadku dźwigarów z jednym otworem o wysokości 1/3 wysokości środnika, a jednocześnie znacznie przeszacowana (szczególnie wg EC3) w przypadku dźwigarów z otworem o wysokości 1/2 wysokości środnika oraz wielu otworów.

Nośność przy ścinaniu dźwigarów o falistym środniku z otworami

Nośność przy ścinaniu wyrażona obciążeniem krytycznym dźwigarów z otworami, zależy od dwóch głównych czynników, a mianowicie wielkości otworu oraz rozstawu otworów. W przypadku pojedynczego otworu do wielkości 1/3 wysokości środnika, obramowanie otworu poprawia stateczność środnika. Powoduje to zwiększenie nośności postaciowej o 21–25% dźwigara o falistym środniku (rysunek 6 – model M1). Z kolei w przypadku wprowadzenia otworu o wysokości równej połowie środnika drastycznie zmniejsza się jego zdolność do przenoszenia obciążeń ścinających na skutek zmniejszenia powierzchni czynnej. Zmniejszona wysokość środnika powoduje zatem, mimo obramowania, zmianę stateczności i zmniejsza nośność dźwigara z takim otworem o ok. 26 do 34% (rysunek 7 – model M4) w porównaniu równaniami wg [8, 9].

Przy wyznaczaniu nośności przy ścinaniu dźwigarów o pojedynczym otworze obramowanym możemy więc skorzystać z dostępnych rozwiązań np. wg EC [8] zmodyfikowanych o współczynniki związane z występowaniem otworów. Nośność postaciowa wg EC3 [8] opisana jest zależnością:

$$V_{bw,RdEC} = \chi_w t_w \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (1)$$

gdzie współczynnik utraty stateczności przy ścinaniu χ wyznacza się na podstawie wzoru:

$$\chi = \min \left(\frac{1,15}{\lambda_{pl} + 0,9} ; \frac{1,15}{\lambda_g^2 + 0,9} \right) \quad (2)$$

w którym smukłość λ oblicza się na podstawie krytycznych naprężeń stycznych przy lokalnej i globalnej utracie stateczności.

In the girders with a group of two or three openings, the shear resistance was conditioned by resistance of the post formed between the openings or by the opening size. The value of lower resistance was determining. For the openings with a height up to 1/3 height of the web, the post significantly reduced the shear resistance (Fig. 8 – M2 model). Hence, the formed post determined the shear resistance of a girder with a series of openings having a height up to 1/3 of the web size. When an opening was increased to a half of the web height, shear resistance of the post was greater than shear resistance of the girder where the opening was (Fig. 8 – M6 model). Thus, an opening size determined the shear resistance of the girder.

In case of the girder M2 (750×2/2× an opening 250 mm), the value of stresses in the post between openings was approx. 248 MPa at the moment of formation of buckling points. This value was slightly higher than in buckling points above the openings, where it was approx. 226 MPa (Fig. 10a). As the result the shear resistance of the girders M2 and M3 with two and three openings decreased when compared to the girder M1 with one opening. Therefore, the traditional recommendations for the cellular beams [13] were used to determine stress in the post under critical load in the girder M2. The post size and its maximum width were assumed as shown in Fig. 10.

Having assumed parameters for the post placed directly between openings in the girder M2 (Fig. 10), shear stress in the post T_s and standard stress σ_s were determined. Stress values in the top flange between the posts were:

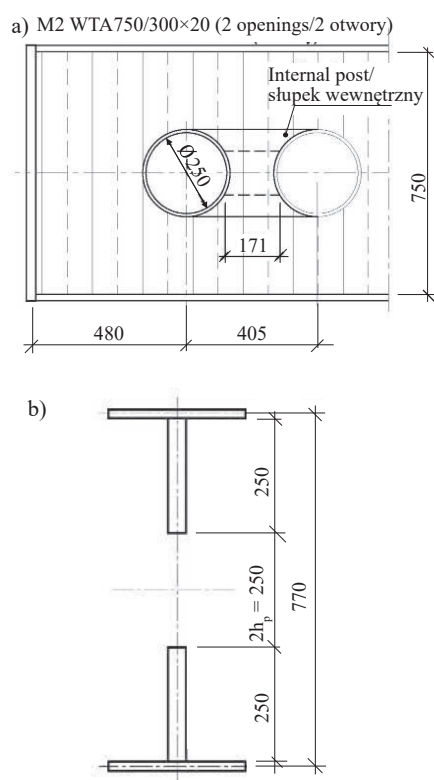


Fig. 10. Girder with corrugated web with opening: a) internal post between openings in girder M2; b) vertical section

Rys. 10. Dźwigar z otworami: a) wewnętrzny słup w dźwigarze M2; b) przekrój pionowy

Do momentu przeprowadzenia obszernych badań doświadczalnych należałoby więc do obliczania nośności przy ścinaniu, w przypadku dźwigarów z otworem do 1/3 wysokości środnika, stosować zależność (3):

$$V_{bw,RD} = 1,25V_{bw,RdEC} \quad (3)$$

oraz (4) w przypadku dźwigarów z otworem od 1/3 do 1/2 wysokości środnika:

$$V_{bw,RD} = 0,68V_{bw,RdEC} \quad (4)$$

W dźwigarach, w których występuje podwójny lub potrójny ciąg otworów, nośność przy ścinaniu jest warunkowana nośnością słupka wytworzonego między otworami lub wielkością otworu. Decyduje wartość mniejszej nośności. W przypadku otworów do wielkości 1/3 wysokości środnika powstanie słupka znacznie zmniejsza nośność postaciową (rysunek 8 – model M2). Powstały słupek warunkuje zatem nośność postaciową dźwigara z wieloma otworami do 1/3 wielkości środnika. Z kolei, w przypadku powiększenia otworu do połowy wielkości środnika, nośność postaciowa słupka jest większa niż nośność postaciowa dźwigara w miejscu otworu (rysunek 9 – model M6). Nośność postaciową dźwigara determinuje zatem wielkość otworu.

W przypadku dźwigara M2 (750×2/2× otwór 250 mm), wartość naprężeń w słupku pomiędzy otworami to ok. 248 MPa w momencie pojawienia się ognisk wyboczenia. Była więc nieznacznie większa niż w ogniskach nad otworami, gdzie wyniosła ok. 226 MPa (rysunek 8a). Konsekwencją było zmniejszenie nośności przy ścinaniu dźwigara M2 i M3 z dwoma i trzema otworami w porównaniu z dźwigarem M1 z jednym otworem. Na podstawie klasycznych rozwiązań, dotyczących dźwigarów ażurowych [13], wyznaczono naprężenia w słupku przy obciążeniu krytycznym występującym w dźwigarze M2. Założono wielkość słupka i jego maksymalną szerokość zgodnie z rysunku 10.

Przy założonych parametrach słupka, znajdującego się dokładnie między otworami w dźwigarze M2 (rysunek 10) wyznaczono naprężenia od ścinania w słupku T_s oraz naprężenia normalne σ_s . Naprężenia w pasie górnym na odcinku między słupkami wyniosły:

$$T_s = \frac{V_a}{A_p} = \frac{22,14 \text{ kN}}{3,42 \text{ cm}^2} = 64,73 \text{ MPa} \quad (5)$$

natomiast naprężenia normalne:

$$\sigma_s = \frac{F}{2A_p} + \frac{V_a h_p}{W_p} = \frac{0 \text{ kN}}{2 \cdot 3,42 \text{ cm}^2} + \frac{22,14 \text{ kN} \cdot 12,5 \text{ cm}}{9,7 \text{ cm}^3} = 283,92 \text{ MPa} \quad (6)$$

stąd naprężenia w słupku wynoszą:

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma_s^2 + 3\tau_s^2} = 305,26 \text{ MPa} > 235 \text{ MPa} \quad (7)$$

$$T_s = \frac{V_a}{A_p} = \frac{22,14 \text{ kN}}{3,42 \text{ cm}^2} = 64,73 \text{ MPa} \quad (5)$$

while the normal stresses:

$$\sigma_s = \frac{F}{2A_p} + \frac{V_a h_p}{W_p} = \frac{0 \text{ kN}}{2 \cdot 3,42 \text{ cm}^2} + \frac{22,14 \text{ kN} \cdot 12,5 \text{ cm}}{9,7 \text{ cm}^3} = 283,92 \text{ MPa} \quad (6)$$

hence the stresses in the post are:

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma_s^2 + 3\tau_s^2} = 305,26 \text{ MPa} > 235 \text{ MPa} \quad (7)$$

Thus, stress values determined in the post were a little bit bigger to those obtained from the numerical analysis and confirmed the main degradation of the post in girders with a series of openings with a height not exceeding 1/3 height of the corrugated web. It indicated that shear resistance in the girders with single openings should be verified with equations (9) or (10) depending on an opening size, and in case of a series of openings, shear resistance of the post between openings should be additionally verified.

Conclusions

The web-corrugated girders with openings are statically the non-determinable internal structures. Exceeded shear resistance of web-corrugated girders with openings is related to the formation of local buckling points near these openings, and the formation of tension lines affecting the formation of the yield line. Openings initiate the failure of SIN girders.

Critical shear resistance of web-corrugated girders with openings depends on two main factors, that is, an opening size and spacing. This value changes non-linearly as a height and a number of openings vary due to the local buckling of the web. Webs of the girders with openings having a height $h_w = 750 \text{ mm}$ are subjected to local buckling.

In case of girders with one opening having a height of 1/3 of the web height, the opening frame improves the web stability, and consequently increases shear resistance of the web-corrugated girder by approx. 21–25%. Considering girders with an opening having a height equal to a half of the web height, the shear resistance drastically drops by reduced effective area of the web. Therefore, the web stability is changed which reduces shear resistance of the girder with this type of opening by approx. 26–34% with reference to traditionally determined shear resistance from equations [8, 9] with included opening.

Shear resistance of the web-corrugated girders with a series of openings is additionally conditioned by resistance of the post formed between openings. For the girders with opening height up to 1/3 of the web height, formation of the post considerably reduces shear resistance, and this post affects shear resistance of the girder. When an opening is increased to a half of the web height, shear resistance of the post is greater than shear resistance of the girder in that place. Thus, an opening size determines

Wyznaczone naprężenia w słupku są nieco większe od uzyskanych w analizie numerycznej i potwierdzają degradację słupka w dźwigarach z wieloma otworami przy ich wielkości nieprzekraczającej 1/3 wysokości środnika falistego. Wynika z tego, że w dźwigarach z pojedynczymi otworami nośność postaciową należy sprawdzać w zależności od wielkości otworu z równań (3) lub (4), natomiast w przypadku wielu otworów należy dodatkowo weryfikować nośność słupka między otworami.

Wnioski

Dźwigary o falistym środniku z otworami są ustrojami wewnętrznie statycznie niewyznaczalnymi. Wyczerpanie nośności sprężystej przy ścinaniu dźwigarów o falistym środniku z otworami związane jest z pojawieniem się lokalnych deformacji środnika w pobliżu otworów, a następnie linii ciągnięć mającej wpływ na powstanie załomu plastycznego. Otwory są zjawiskiem inicjującym proces zniszczenia dźwigarów SIN.

Wytrzymałość krytyczna przy ścinaniu dźwigarów o falistym środniku z otworami jest zależna od dwóch głównych czynników, a mianowicie od wielkości otworu oraz ich rozstawu. Zmienia się nieliniowo wraz ze zmianą wysokości i liczby otworów na skutek lokalnej utraty stateczności środnika. Środniki dźwigarów z otworami o wysokości $h_w = 750 \text{ mm}$ ulegają lokalnej utracie stateczności.

W przypadku dźwigarów z pojedynczym otworem do wielkości 1/3 wysokości środnika, obramowanie otworu poprawia stateczność środnika, co powoduje zwiększenie nośności przy ścinaniu dźwigara o falistym środniku o ok. 21–25%. Z kolei w przypadku dźwigarów z pojedynczym otworem, o wysokości równej połowie środnika, drastycznie zmniejsza jego zdolność do przenoszenia obciążeń ścinających na skutek zmniejszenia powierzchni czynnej. Powoduje to zmianę stateczności środnika, co obniża nośność dźwigara z takim otworem o ok. 26 do 34% w porównaniu z wyznaczoną klasycznie wg równań [8, 9] z uwzględnieniem otworu.

W dźwigarach o falistym środniku, w których występuje wiele otworów, nośność przy ścinaniu warunkowana jest dodatkowo nośnością słupka wytworzonego między otworami. W przypadku dźwigarów z otworami do wielkości 1/3 wysokości środnika powstanie słupka znacznie zmniejsza nośność postaciową dźwigara. Z kolei w przypadku powiększenia otworu do połowy wysokości środnika, nośność postaciowa słupka jest większa niż nośność postaciowa dźwigara w miejscu otworu. Nośność postaciową dźwigara determinuje zatem wielkość otworu. W przypadku dźwigarów o falistym środniku z wieloma otworami należy rozpatrywać nośność związaną z wielkością otworu i nośność słupka i decyduje wartość mniejszej nośności.

Na podstawie przeprowadzonej analizy MES oraz porównania z dostępnymi metodami obliczeniowymi zaproponowano rozwiązanie szacowania nośności przy ścinaniu dźwigarów o falistym środniku z otworami. W przypadku dźwigarów o pojedynczym otworze obramowanym, o wielkości do 1/3 wysokości środnika, nośność przy ścinaniu należy wyznaczać

the shear resistance of the girder. For web-corrugated girders with a series of openings, two types of shear resistance should be considered: shear resistance related to an opening size and shear resistance of the post. The value of lower resistance determines the total resistance.

Based on the FEM analysis and comparison performed with available computational methods, it was proposed to determine shear resistance of web-corrugated girders with openings. For the girders with one framed opening having a height up to 1/3 of the web height, shear resistance should be determined from the equation (3), and for the girders with one opening having a height from 1/3 to 1/2 of the web height, shear resistance should be determined from the equation (4). A series of openings requires additional verification of the post resistance using the equations (5–7).

Received: 20.01.2025
Revised: 03.03.2025
Published: 24.06.2025

Artykuł wpłynął do redakcji: 20.01.2025 r.
Otrzymano poprawiony po recenzjach: 03.03.2025 r.
Opublikowano: 24.06.2025 r.

Literature

- [1] Erdal F, Doğan E, Saka MP. Optimum design of cellular beams using harmony search and particle swarm optimizers, *Journal of Constructional Steel Research*. Volume 67, Issue 2, February 2011, Pages 237–247. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.07.014>.
- [2] Lawson RM, Lim J, Hicks SJ, Simms WI. Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings. *Journal of Constructional Steel Research*. Volume 62, Issue 6, June 2006, Pages 614–629. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.09.012>.
- [3] Pachpor PD, Mittal ND, Gupta LM, Deshpande N.V. Finite Element Analysis and Comparison of Castellated and Cellular Beam. *Advanced Materials Research*. Volumes 264–265, pp694–699. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.264-265.694>.
- [4] Łubiński M, Filipowicz A, Żółtowski W. *Konstrukcje Metalowe*. Arkady. Warszawa 1986.
- [5] Piekarczyk M.: *Selected design problems of thin-walled steel members and connections in building structures*. Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 2019.
- [6] Kıymaz G, Coskun E, Cosgun C, Seckin E. Transverse load carrying capacity of sinusoidally corrugated steel web beams with web openings. *Steel and Composite Structures*, Vol. 10, No. 1, 2010, p. 69–85.
- [7] Profiles of corrugated web of SIN girders. Principles of dimensioning. Cracow University of Technology. Cracow 2002. (in Polish).
- [8] CEN „EN 1993–1–5, Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1–5: Plated structural elements”, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2008. <http://www.phd.eng.br/wp-content/uploads/2015/12/en.1993.1.5.2006.pdf>
- [9] Basiński W. Shear buckling of plate girders with corrugated web restrained by end stiffeners, *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, Vol. 62, No. 3, 2018, p. 757–771, <https://doi.org/10.3311/PPci.11554>.
- [10] Basiński W. Resistance of corrugated web girders reinforced with support and diagonals stiffeners. (Nośność dźwigarów o falistym środniku wzmocnionych żebrami podporowymi i przekątnymi), Monografia. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej. Gliwice 2020. (in Polish)
- [11] Nowak K. Analiza wpływu otworów w środniku na nośność dźwigarów SIN. Praca magisterska. Wydział Budownictwa Politechniki Śląskiej. Gliwice 2024
- [12] Abaqus software adjustment to estimate resistance of corrugated web girders reinforced with end stiffeners.
- [13] Łubiński M, Filipowicz A, Żółtowski W. *Konstrukcje Metalowe*. Arkady. Warszawa 1986.