

dr inż. Krzysztof Śledziwski^{1*)}

ORCID: 0000-0003-3022-8105

dr inż. Marcin Górecki¹⁾

ORCID: 0000-0001-8746-8172

Experimental Fatigue Tests of Steel Plate Girders with a Sinusoidal Web

Eksperymentalne badania zmęczeniowe stalowych dźwigarów blachownicowych ze środkiem sinusoidalnym

DOI: 10.15199/33.2026.02.03

Abstract. This paper presents the results of experimental fatigue tests of steel plate girders with a sinusoidal corrugated web. Two girder specimens were tested in four-point bending. The study focuses on the macro-scale development of fatigue damage (crack initiation understood as the first observable macrocrack and/or the onset of a noticeable stiffness reduction) and on stiffness evolution under cyclic loading. Cracks occurred in the web-to-stiffener weld region and developed with a typical semi-elliptical shape. The decisive influence of load amplitude on fatigue life was demonstrated: high ranges led to rapid failure, whereas low ranges resulted in gradual stiffness degradation and life extension beyond 2 million cycles. The comparison of nominal and hot-spot stresses at the analysed location indicates a conservative character of nominal-stress-based assessment. Stiffness monitoring may serve as an indicator of damage accumulation.

Keywords: fatigue tests; steel plate girder; sinusoidal corrugated web; failure development mechanisms; hot-spot stresses.

Streszczenie. W artykule przedstawiono wyniki eksperymentalnych badań zmęczeniowych stalowych dźwigarów blachownicowych wyposażonych w środknik sinusoidalny. Badaniom poddano dwa elementy w schemacie czteropunktowego zginania. Analizowano rozwój uszkodzenia w ujęciu makroskopowym (za moment inicjacji przyjęto pojawienie się pierwszego makroskopowego pęknięcia i/lub początek wyraźnego spadku sztywności) oraz zmianę sztywności w trakcie obciążania cyklicznego. Pęknięcia powstawały w rejonie spoiny środknika z usztywnieniem, a ich rozwój miał typowy półeliptyczny charakter. Wykazano decydujący wpływ amplitudy obciążeń na żywotność zmęczeniową: duży zakres prowadził do szybkiego zniszczenia, natomiast mały do stopniowej degradacji sztywności i wydłużenia żywotności powyżej $2,0 \times 10^6$ cykli. Wyniki porównania naprężeń nominalnych i hot-spot w analizowanej lokalizacji wskazują na konserwatywny charakter oceny opartej na naprężeniach nominalnych. Zmiana sztywności może stanowić użyteczny wskaźnik akumulacji uszkodzeń.

Słowa kluczowe: badania zmęczeniowe; stalowy dźwigar blachownicowy; środknik falisty sinusoidalny; mechanizmy rozwoju zniszczenia; naprężenia hot-spot.

Sinusoidal web girders are an alternative to traditional flat web structures. They are primarily used to eliminate problems associated with web buckling, which, due to weight optimisation, is usually made as an element with a small thickness in relation to its height and length. I-beams with a sinusoidal web are characterised by a clear separation of load-bearing functions. The flanges take up most of the bending moment, while the web is mainly responsible for transferring transverse forces [1 ÷ 3]. They have high bending stiffness in the out-of-plane direction, which increases the overall stability of the structure. The folds act as natural transverse stiffeners, which not only improve the local stability of the flanges, but also significantly strengthen the web's resistance to shear buckling. This allows the use of thinner webs while eliminating the need for vertical stiffeners. This significantly reduces the amount of steel required as well as production costs. A corrugated web girder is therefore lightweight and

Dźwigary blachownicowe ze środknikiem sinusoidalnym stanowią alternatywę dla tradycyjnych konstrukcji z płaskimi środknikami. Stosuje się je przede wszystkim w celu wyeliminowania problemów związanych z wyboczeniem środknika, który ze względu na optymalizację masy wykonywany jest z reguły jako element o niewielkiej grubości w stosunku do jego wysokości oraz długości. Belki dwuteowe ze środknikiem sinusoidalnym charakteryzują się wyraźnym rozdziałem funkcji nośnych. Pasy przejmują zasadniczą część momentu zginającego, natomiast środknik odpowiada głównie za przenoszenie sił poprzecznych [1 ÷ 3]. Mają dużą sztywność na zginanie w kierunku poza płaszczyznę, co zwiększa ogólną stabilność układu. Fałdy działają jak naturalne usztywnienia poprzeczne, które nie tylko poprawiają lokalną stabilność pasów, ale także znacznie wzmacniają wytrzymałość środknika na wyboczenie ścinające. W efekcie można stosować środkniki o mniejszej grubości przy jednoczesnej rezygnacji z usztywnienia pionowego. Znacznie zmniejsza to ilość potrzebnej stali, jak również koszty produkcji. Blachownica wyposażona w środknik falisty jest więc lekka i ma dużą nośność, co pozwala zaoszczędzić 25 – 40% stali w porówna-

¹⁾ Politechnika Lubelska, Wydział Budownictwa i Architektury

^{*)} Correspondence address: k.sledziwski@pollub.pl

has a high load-bearing capacity, which allows for savings of approximately 25 – 40% in steel compared to a classic solution [4]. In recent years, there has been a growing use of beams with corrugated webs as girders in bridge load-bearing structures and other engineering structures, where these elements are subjected to long-term variable loads [5 ÷ 9]. To date, research on the fatigue of corrugated sheet girders has been limited [10]. This is due to the variety of corrugations used and the complexity of stress distribution at the web-flange connection. It should also be noted that the standard [11] does not include a specific category for fatigue design of welded connections between corrugated webs and flanges. Correct recognition of the impact of load history is essential for accurate prediction of their service life, development of safe design procedures and optimisation of structures in terms of load-bearing capacity and reliability.

This article presents the results of experimental fatigue tests on steel plate girders with a sinusoidal web. The tests were carried out in a four-point bending configuration on full-scale models, with displacement and deformation recorded in selected areas. The aim of the study is to compare the fatigue life of two test elements loaded with different amplitudes, to assess the usefulness of stiffness monitoring as an indicator of degradation, and to compare nominal stresses and hot spots in a selected location of the flange-web weld. The analysis was conducted on a macroscopic basis in accordance with the S-N approach used in fatigue design according to [11]. The presented research may serve as a reference point for future design and diagnostic work.

Test elements

Models similar to actual structures were used as test elements. Test elements with a total length of 6510 mm and a span of 6045 mm were used. The corrugated web was made of cold-formed steel sheet with a thickness of 3 mm and a height of 500 mm. The web fold had a sinusoidal shape with dimensions of 43×155 mm. The width of the flanges was 200 mm and their thickness was 20 mm. Their cross-section was selected in such a way as to eliminate the risk of buckling. At the points of support and external load application, the elements were reinforced with vertical single double-sided stiffeners made of 12 mm thick flat sheet metal. The support stiffeners were made along the entire height of the web, while in order to minimise the impact of unfavourable fatigue details, the height of the stiffener under load was reduced by $\frac{1}{4}$ from the bottom flange. Due to the negligible values of longitudinal normal stresses in corrugated web panels [12], flexible support ribs were used [13, 14]. The length of the plate end on each side was assumed to be 233 mm. The test elements were manufactured on an automatic line at the Zekon Sp. z o.o. steel structure manufacturing plant [15, 16]. The web was connected to the flanges with a continuous single-sided fillet weld made using the MIG welding method. Figure 1 shows the geometry of the test elements, the location of the applied external load and the support conditions.

ni z klasycznym rozwiązaniem [4]. W ostatnich latach można zaobserwować zwiększone zastosowanie belek z falistym środkiem jako dźwigarów w ustrojach nośnych mostów oraz innych konstrukcjach inżynierskich, gdzie elementy te poddawane są długotrwałym obciążeniom zmiennym [5 ÷ 9]. Dotychczas przeprowadzone badania nad zmęczeniem dźwigarów z blachy falistej są ograniczone [10] ze względu na różnorodność stosowanych połańdowań i złożoność rozkładu naprężeń w połączeniu pas i środek. Należy również zauważyć, że norma [11] nie określa kategorii projektowania zmęczeniowego połączeń spawanych między środkiem falistym a pasem. Prawidłowe rozpoznanie wpływu historii obciążeń ma istotne znaczenie dla prawidłowego prognozowania ich trwałości eksploatacyjnej, opracowania bezpiecznych procedur projektowych oraz optymalizacji konstrukcji w aspekcie nośności i niezawodności.

W artykule przedstawiono wyniki eksperymentalnych badań zmęczeniowych stalowych dźwigarów blachownicowych wyposażonych w środek sinusoidalny. Badania przeprowadzono w schemacie czteropunktowego zginania na modelach w skali naturalnej, z rejestracją przemieszczeń i odkształceń w wybranych strefach. Celem pracy jest porównanie żywotności zmęczeniowej dwóch elementów badawczych obciążanych różnymi amplitudami, ocena przydatności monitorowania sztywności jako wskaźnika degradacji oraz porównanie naprężeń nominalnych i hot-spot w wybranej lokalizacji spoiny pas-środek. Analizę prowadzono w ujęciu makroskopowym zgodnie z podejściem S-N (zależność zakresu naprężeń S od liczby cykli do zniszczenia N) stosowanym w projektowaniu zmęczeniowym wg [11]. Przedstawione badania mogą stanowić punkt odniesienia do przyszłych prac projektowych i diagnostycznych.

Badane elementy

Elementy te stanowiły modele zbliżone do rzeczywistych konstrukcji. Ich długość całkowita wynosiła 6510 mm, a rozpiętość 6045 mm. Środek falisty wykonano z blachy stalowej formowanej na zimno o grubości 3 mm i wysokości 500 mm. Fałda środka miała kształt sinusoidy o wymiarach 43×155 mm. Szerokość pasów wynosiła 200 mm, a grubość 20 mm. Ich przekrój dobrano w taki sposób, aby wyeliminować niebezpieczeństwo zwichrzenia. W miejscach podparcia oraz przyłożenia obciążenia zewnętrzne elementy zostały wzmocnione pionowymi pojedynczymi usztywnieniami dwustronnymi z płaskich blach o grubości 12 mm. Usztywnienia podporowe wykonano na całej wysokości środka, natomiast w celu zminimalizowania wpływu niekorzystnych detali zmęczeniowych wysokość usztywnienia pod obciążeniem zredukowano o $\frac{1}{4}$ licząc od pasa dolnego. Ze względu na pomijalne wartości podłużnych naprężeń normalnych, w panelach środków falistych [12] zastosowano podatne żebra podporowe [13, 14]. Długość blachownicy za podporą wynosiła 233 mm. Produkcja badanych elementów odbyła się na automatycznej linii wytwórni konstrukcji stalowych [15, 16]. Środek połączono z pasami ciągłą jednostronną spoiną pachwinową, wykonaną metodą spawania MIG. Na rysunku 1 przedstawiono geometrię badanych elementów, lokalizację przyłożonego obciążenia zewnętrznego oraz warunki podparcia.

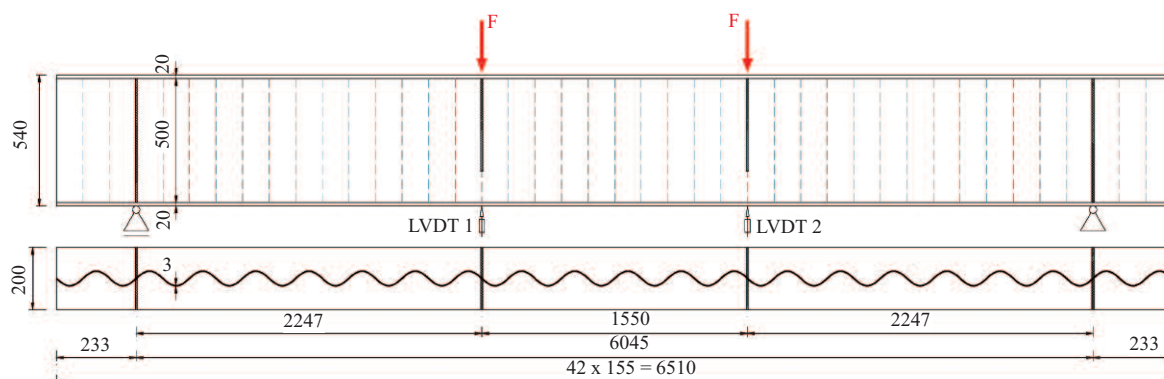


Fig. 1. Geometry of tested elements with the load application points and support conditions

Rys. 1. Geometria badanych elementów wraz z lokalizacją przyłożonego obciążenia oraz warunkami podparcia

All components of the test specimens were made of S355J2+N steel. After completing the basic tests, additional steel strength tests were carried out to determine the exact material parameters. Samples for material testing were taken from fragments of beams that had not been subjected to excessive stress. The static tensile tests and sample dimensions were carried out in accordance with the standard [17]. The obtained yield strengths (f_y) and tensile strengths (f_u) and Young's modulus (E) of the main steel components are summarised in Table 1 as average values from five samples. The samples for the tensile test were cut from the end sections of the elements, outside the zone of constant bending moment and outside the zones of supports and load application (separately from the flange and web).

Table 1. Material properties of the girder steels

Tabela 1. Cechy materiałowe stali dźwigarów

Location/ Miejsce po- brania próbki	f_y [MPa]	f_u [MPa]	E [GPa]
Web/Środek	370	506	207
Flange/Pas	379	514	209

Wszystkie części składowe badanych elementów zostały wykonane ze stali S355J2+N. Po zakończeniu badań zasadniczych przeprowadzono dodatkowe badania wytrzymałościowe stali mające na celu wyznaczenie dokładnych parametrów materiałowych. Próbkę do badań materiałowych pobrano z fragmentów belek, które nie uległy nadmiernemu wyężeniu. Statyczną próbę rozciągania wykonano wg [17]. Uzyskaną granicę plastyczności (f_y) oraz wytrzymałość na rozciąganie (f_u) i moduł sprężystości podłużnej (E) stali elementów głównych zestawiono w tabeli 1 jako wartości średnie z pięciu próbek. Próbkę do analizy rozciągania wycięto z odcinków końcowych elementów, poza strefą stałego momentu zginającego oraz poza strefami podpór i przyłożenia obciążenia (oddzielnie z pasa i ze środka).

Research implementation

The tests were carried out in cooperation with the Kielce University of Technology and the Bridge Research Centre, a branch of the Road and Bridge Research Institute in Kielce. Two test elements were subjected to testing, which were placed between the posts of a steel frame. In the event of the beam slipping off one of the bearings, it was secured against displacement from its central position. The test elements were supported on one side by a non-sliding articulated support and on the other side by a sliding articulated support. The point of application of external loads was selected in such a way that the value of the bending moment generated in the centre was constant – a four-point scheme. The load in the form of two concentrated forces was applied at a distance of 2480 mm from the ends of the test model, and the distance between them was 1550 mm (Figure 1). The external load was applied using two hydraulic actuators with a force of 400/700 kN (two possible measuring ranges of the actuators). Additionally, the forces were applied to the upper flange of the plate beam via a steel plate distributing them to a band transverse to the beam axis with dimensions of 140×200 mm. Photo 1 shows the test setup under consideration.

Realizacja badań

Badania przeprowadzono we współpracy z Politechniką Świętokrzyską oraz Ośrodkiem Badań Mostów, filia „Kielce”, należącym do Instytutu Badawczego Dróg i Mostów. Badaniom poddano dwa elementy, które zostały umieszczone między słupkami ramy stalowej, zabezpieczającymi belkę przed przemieszczeniem się z pozycji centralnej. Badane elementy zostały posadowione na podporze przegubowo nieprzesuwnej i na podporze przegubowo przesuwnej. Miejsce przyłożenia obciążeń zewnętrznych dobrano w taki sposób, aby wartość wywołanego momentu zginającego w środku była stała – schemat czteropunktowy. Obciążenie w postaci dwóch sił skupionych przykładano w odległości 2480 mm od końców badanego modelu, a odległość między nimi wynosiła 1550 mm (rysunek 1). Obciążenie zewnętrzne realizowano za pomocą dwóch siłowników hydraulicznych o sile wymuszającej 400/700 kN (dwa możliwe zakresy pomiarowe siłowników). Dodatkowo siły zostały przyłożone do pasa górnej blachownicy za pośrednictwem stalowej blachy rozkładającej je na pasmo poprzeczne do osi belki o wymiarach 140×200 mm. Na fotografii 1 przedstawiono rozpatrywany układ.

Before proceeding with the fatigue tests, the test specimens were initially statically loaded in order to determine their static response. The static load was of a control nature and was applied within the elastic range; no permanent deformations were found after unloading.

During the laboratory tests, deformations in the pure bending zone were measured. Therefore, in accordance with [18], in the stress concentration zones, in order to determine hot spots stresses, the hot spot location S was defined as shown in Figure 2. The measurement was performed in accordance with [19] using three unidirectional strain gauges, arranged in the longitudinal direction, at reference points 0.4 t, 0.9 t and 1.4 t (where t is the web thickness). In addition, seven control strain gauges were placed on the web wave crest to monitor local web deformations and possible instability effects after damage. Point S on the tension chord in corrugated steel beams is the most critical point of stress concentration, where fatigue cracks most often occur [10, 19]. The σ_{hs} values were determined at the beginning of each stage of cyclic loading and were not monitored over time.

During the tests, no systematic measurement of crack lengths or determination of their propagation speeds was carried out. Cracks were recorded by visual inspection, and the moment of initiation (in macroscopic terms) was taken to be the appearance of the first observable crack and/or the beginning of a clear reduction in stiffness in the K history. In addition, during the tests, the vertical displacements of the test elements were recorded synchronously with the applied load using inductive sensors (LVDT). The measuring points were located on the underside of the lower belt directly under the forces, as shown in Figure 1.

Due to the assumptions of the research programme (expected initiation of damage in the zone of constant bending moment), no strain gauges were provided in the area of the stiffening rib end, where cracks ultimately initiated. It was assumed that the tests would be conducted at various load ranges (ΔF) until a significant decrease in load or the appearance of clear cracks. The minimum load level was 10 kN. The maximum load values

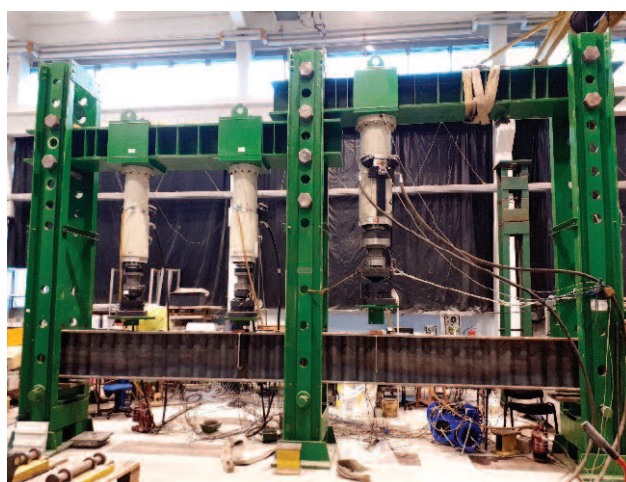


Photo 1. Element on the test stand

Fot. 1. Element na stanowisku badawczym

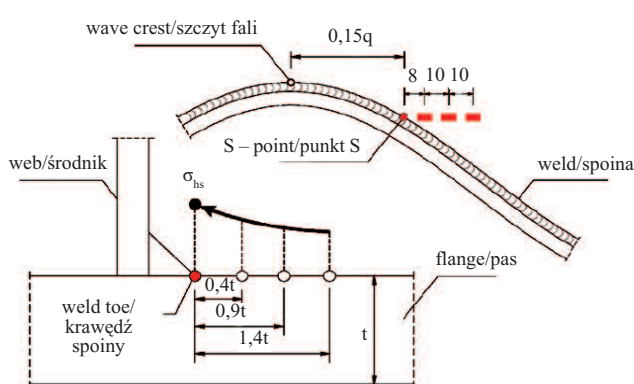


Fig. 2. Positioning of strain gauges for measuring hot-spot stresses near the flange – web weld toe in the tension flange

Rys. 2. Położenie tensometrów do pomiaru naprężeń hot-spot w rejonie spoiny pas – środek w pasie rozciągany

Przed przystąpieniem do badań zmęczeniowych elementy badawcze wstępnie obciążono statycznie w celu określenia ich odpowiedzi statycznej. Obciążenie statyczne miało charakter kontrolny i realizowano je w zakresie sprężystym. Po odciążeniu nie stwierdzono odkształceń trwałych.

W trakcie badań laboratoryjnych dokonywano pomiaru odkształceń w strefie czystego zginania. Zgodnie z [18], w celu wyznaczenia naprężeń konstrukcyjnych (hot-spot) w strefach koncentracji naprężeń, tzw. punktach gorących, ustalono położenie punktu S w tym obszarze (rysunek 2). Pomiaru dokonano na podstawie [19] za pomocą trzech jednokierunkowych tensometrów, rozmieszczonych w kierunku podłużnym, w punktach odniesienia 0,4 t, 0,9 t i 1,4 t (gdzie t jest grubością pasa). Na grzbiecie fali środka umieszczono siedem tensometrów kontrolnych w celu monitorowania lokalnych odkształceń środka oraz ewentualnych efektów niestaczejności po uszkodzeniu. Punkt S na pasie rozciągany w belkach z blach falistych jest

najbardziej krytycznym miejscem koncentracji naprężeń, gdzie najczęściej powstają pęknięcia zmęczeniowe [10, 19]. Wartość σ_{hs} wyznaczano punktowo na początku każdego etapu obciążenia cyklicznego i nie monitorowano jej w czasie.

W trakcie badań nie prowadzono systematycznego pomiaru długości pęknięć ani prędkości ich propagacji. Pęknięcia rejestrowano w drodze oględzin wizualnych, a za moment inicjacji (w ujęciu makroskopowym) przyjęto pojawienie się pierwszego obserwowalnego pęknięcia i/lub początek wyraźnej redukcji sztywności w historii K. Ponadto podczas badań rejestrowano synchronicznie z przyłożonym obciążeniem przemieszczenia pionowe elementów badawczych za pomocą czujników indukcyjnych (LVDT). Punkty pomiarowe znajdowały się na spodniej stronie pasa dolnego bezpośrednio pod siłami, co pokazano na rysunku 1.

Ze względu na założenia programu badawczego (oczekiwana inicjacja zniszczenia w strefie stałego momentu zginającego) nie przewidziano tensometrów w rejonie zakończenia żebra usztywniającego, w którym ostatecznie inicjowały pęknięcia. Przyjęto, że badania będą prowadzone przy różnym zakresie obciążenia (ΔF) do momentu znacznego spadku wartości obciążenia lub pojawienia się wyraźnych pęknięć. Poziom minimalnego obciążenia w przypadku badanych elementów 1 i 2

were 260 kN and 130 kN for test specimens 1 and 2, respectively. However, during the fatigue tests, test specimen 2 reached the agreed number of limit cycles n (2×10^6) for structural elements [11]. The maximum load was then increased by half, i.e. to 195 kN.

The loading programme was defined by the values $F_{\min}$ and $F_{\max}$ and the corresponding nominal stresses σ_x in the bottom flange in the zone of constant bending moment. The cycle characteristics were determined using the load ratio $R = F_{\min}/F_{\max}$, the mean stress $\sigma_m = (\sigma_{x, \max} + \sigma_{x, \min})/2$ and the range of variation $\Delta\sigma_x = \sigma_{x, \max} - \sigma_{x, \min}$ were used to characterise the cycle. The exact values are listed in Table 2.

Table 2. Loading programme and cycle parameters

Tabela 2. Program obciążania i parametry cyklu

Test element/ Badany element	Loading stage/ Etap obciążenia	$F_{\min}$ [kN]	$F_{\max}$ [kN]	ΔF [kN]	$\sigma_{x, \min}$ [MPa]	$\sigma_{x, \max}$ [MPa]	R [-]	σ_m [MPa]	$\Delta\sigma_x$ [MPa]	n [$\times 10^6$]
1	1	10	260	250	9,82	255,20	0,038	132,51	245,38	0,455
2	1	10	130	120	9,82	127,60	0,077	68,71	117,78	2,000
	2	10	195	185	9,82	191,40	0,051	100,61	181,58	0,460

Test results and discussion

The tests carried out on the test elements showed a clear influence of the load amplitude on the development of damage and the evolution of the stiffness of the structure. The area where the stiffening rib ends in the region of the web weld with stiffening (Photo 2) was identified as critical, i.e. a detail with unfavourable geometry conducive to local stress concentration and the formation of fatigue notches. Stress concentration was identified based on the geometry of the detail and the location of the revealed crack; concentration factors were not determined numerically and no non-destructive testing (NDT) of welds was performed, therefore any welding non-conformities were considered only as a potential accompanying factor.

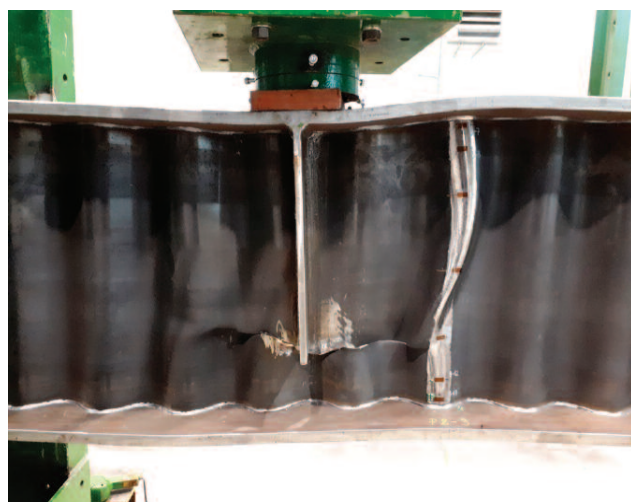


Photo 2. Mechanism of fatigue failure of the tested elements

Fot. 2. Mechanizm zniszczenia zmęczeniowego badanych elementów

wynosił 10 kN, a jego wartość maksymalna odpowiednio 260 oraz 130 kN. W trakcie przeprowadzania badań zmęczeniowych element 2 osiągnął poziom umownej liczby cykli granicznych n (2×10^6) [11] przy założonej fluktuacji obciążenia. Zwiększono wówczas wartość obciążenia maksymalnego o połowę, tj. do 195 kN.

Program obciążania zdefiniowano przez wartości $F_{\min}$ i $F_{\max}$ oraz odpowiadające im naprężenia nominalne σ_x w pasie dolnym w strefie stałego momentu zginającego. Do charakterystyki cyklu wykorzystano współczynnik asymetrii $R = F_{\min}/F_{\max}$, naprężenie średnie $\sigma_m = (\sigma_{x, \max} + \sigma_{x, \min})/2$ oraz zakres zmienności $\Delta\sigma_x = \sigma_{x, \max} - \sigma_{x, \min}$. Dokładne wartości zestawiono w tabeli 2.

Wyniki badań i ich dyskusja

Przeprowadzone badania elementów badawczych wykazały wyraźny wpływ amplitudy obciążenia na rozwój uszkodzeń oraz ewolucję sztywności konstrukcji. Za krytyczną zidentyfikowano strefę zakończenia żebra usztywniającego w rejonie spoiny środknika z usztywnieniem (fotografia 2), tj. detal o niekorzystnej geometrii sprzyjającej lokalnemu spiętrzeniu naprężeń i powstaniu karbu zmęczeniowego. Koncentrację naprężeń zidentyfikowano na podstawie geometrii detalu oraz lokalizacji pęknięcia; nie wyznaczano liczbowo współczynników koncentracji ani nie prowadzono badań nieniszczących spoin (NDT), dlatego ewentualne niezgodności spawalnicze rozpatrywano jedynie jako potencjalny czynnik towarzyszący.



As shown in Photo 2, the resulting cracks were semi-elliptical in shape and initially developed at an angle of approximately 45° to the weld line. With successive load cycles, they propagated towards the centre of the web until the cross-section was completely torn apart. Analysis of the fracture surfaces revealed the presence of two characteristic zones. The upper zone was relatively smooth and flat, corresponding to the long-term fracture propagation process associated with the cyclic opening and closing of the gap and surface friction. The lower zone was rough and irregular, resulting from the final brittle rupture of the residual part of the cross-section. During the tests, no measurements of the length of fatigue and brittle cracks were made, hence a qualitative description of the observed damage progression is presented. After reaching an advanced stage of damage, as a result of the weakening of the cross-section continuity and stress redistribution, local corrugation of the web in the vicinity of the damage zone was observed, which can be interpreted as secondary instability occurring after fatigue damage.

Significant differences in the fatigue life of both test elements were observed. **Test element 1**, loaded with a constant amplitude at $F_{\min} = 10$ kN and $F_{\max} = 260$ kN ($\Delta F = 250$ kN), failed after approx. $N_f = 0.455 \times 10^6$ cycles. The high load amplitude promoted rapid development of fatigue cracking (in macroscopic terms), accompanied by a sharp decrease in stiffness in the final stage of the test. **Test element 2** was tested in a two-stage programme: in stage 1, at $F_{\min} = 10$ kN and $F_{\max} = 130$ kN ($\Delta F_1 = 120$ kN), 2.0×10^6 cycles without failure, after which the amplitude was increased to $F_{\max} = 195$ kN ($\Delta F_2 = 185$ kN) in order to accelerate degradation. Failure occurred after an additional 0.46×10^6 cycles, i.e. a total of approx. $N_f = 2.46 \times 10^6$ cycles. As a result, the service life of test element 2 was approx. 5.4 times longer than that of test element 1, which is consistent with the significantly lower load amplitude in the dominant part of the test (stage 1).

Due to the two-stage loading programme of test element 2, the equivalent load variation range ΔF_{eq} was determined in accordance with Palmgren-Miner damage accumulation rule (1) at $m = 3$:

$$\Delta F_{eq} = \left(\frac{n_1 (\Delta F_1)^m + n_2 (\Delta F_2)^m}{N_f} \right)^{1/m} \quad (1)$$

$\Delta F_{eq} = 137.3$ kN was obtained, which is significantly lower than $\Delta F = 250$ kN in test element 1. The lower equivalent load range of test element 2 is consistent with the higher number of cycles to failure in this element and provides a quantitative justification for the observed difference in service life.

During the cyclic loading and unloading process, the stiffness of the system under consideration may change as a result of the formation and propagation of fatigue cracks. Figure 3 shows the determined stiffnesses K_i for each test element according to equation (2):

Pęknięcia miały kształt półeliptyczny (fotografia 2) i w początkowej fazie rozwijały się pod kątem ok. 45° względem linii spoiny. Wraz z kolejnymi cyklami obciążenia następowała ich propagacja w kierunku środkowej części środnika, aż do całkowitego rozerwania przekroju. Analiza powierzchni pęknięć ujawniła obecność dwóch charakterystycznych stref: górnej stosunkowo gładkiej i płaskiej, odpowiadającej długotrwałemu procesowi propagacji pęknięcia związanemu z cyklicznym otwieraniem i zamykaniem szczeliny oraz tarcie powierzchni, oraz dolnej – chropowatej i nieregularnej, powstałej w wyniku końcowego, kruchego zerwania resztkowej części przekroju. W trakcie badań nie prowadzono pomiarów długości pęknięć zmęczeniowych i kruchych, stąd przedstawiono opis jakościowy obserwowanego przebiegu zniszczenia. Po osiągnięciu zaawansowanego stadium zniszczenia, wskutek osłabienia ciągłości przekroju i redystrybucji naprężeń, obserwowano lokalne pofałdowanie środnika w sąsiedztwie strefy uszkodzenia, które można interpretować jako wtórną niestateczność pojawiającą się po uszkodzeniu zmęczeniowym.

Zaobserwowano istotne różnice w żywotności zmęczeniowej obu badanych elementów. **Element 1**, obciążany stałoaamplitudowo przy $F_{\min} = 10$ kN i $F_{\max} = 260$ kN ($\Delta F = 250$ kN), uległ zniszczeniu po ok. $N_f = 0,455 \times 10^6$ cykli. Duża amplituda obciążenia sprzyjała szybkiemu rozwojowi pęknięcia zmęczeniowego (w ujęciu makroskopowym), czemu towarzyszył gwałtowny spadek sztywności w końcowej fazie badania. **Element 2** analizowano w programie dwuetapowym: w 1 etapie przy $F_{\min} = 10$ kN i $F_{\max} = 130$ kN ($\Delta F_1 = 120$ kN) osiągnięto $2,0 \times 10^6$ cykli bez doprowadzenia do zniszczenia, po czym amplitudę zwiększono do $F_{\max} = 195$ kN ($\Delta F_2 = 185$ kN) w celu przyspieszenia degradacji. Zniszczenie nastąpiło po dodatkowych $0,46 \times 10^6$ cyklach, tj. łącznie po ok. $N_f = 2,46 \times 10^6$ cykli. W efekcie żywotność elementu 2 była ok. 5,4-krotnie większa niż badanego elementu 1, co jest spójne z istotnie mniejszą amplitudą obciążenia w dominującej części badań (etap 1).

Ze względu na dwuetapowy program obciążenia badanego elementu 2 wyznaczono równoważny zakres zmienności obciążenia ΔF_{eq} zgodnie z regułą kumulacji uszkodzeń Palmgren-Minera (1) przy $m = 3$:

$$\Delta F_{eq} = \left(\frac{n_1 (\Delta F_1)^m + n_2 (\Delta F_2)^m}{N_f} \right)^{1/m} \quad (1)$$

Otrzymano $\Delta F_{eq} = 137,3$ kN, co stanowi wartość istotnie mniejszą niż $\Delta F = 250$ kN w badanym elemencie 1. Mniejszy równoważny zakres obciążenia elementu 2 jest zgodny z większą liczbą cykli do zniszczenia w tym elemencie oraz stanowi ilościowe uzasadnienie obserwowanej różnicy żywotności.

W trakcie procesu cyklicznego obciążania i odciążania w wyniku powstania i rozprzestrzeniania się pęknięć zmęczeniowych może dojść do zmiany sztywności rozpatrywanego układu. Na rysunku 3 przedstawiono wyznaczoną sztywność K_i każdego badanego elementu zgodnie z równaniem (2):

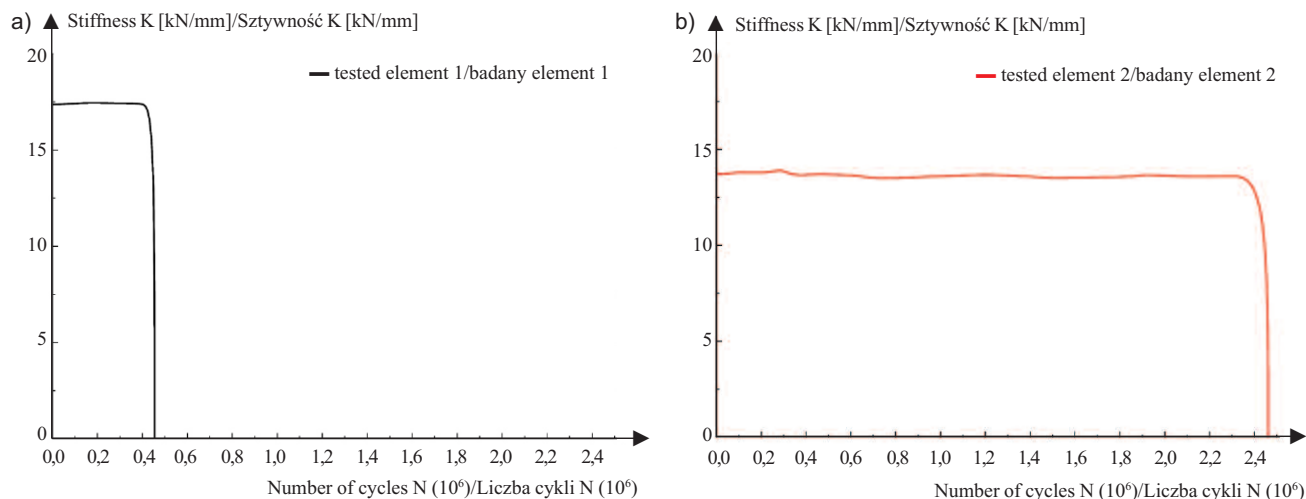


Fig. 3. Stiffness history of the tested elements: a) element 1; b) element 2

Rys. 3. Historia sztywności badanych elementów: a) element 1; b) element 2

$$K_i = \frac{\Delta F_i}{\Delta \delta_i} = \frac{F_{i,\max} - F_{i,\min}}{\delta_{i,\max} - \delta_{i,\min}} \quad (2)$$

where:

ΔF_i – the force range in the cycle;

$\Delta \delta_i$ – the deflection range determined on the basis of synchronous readings from LVDT sensors (average of two measuring points under forces).

The results obtained clearly indicate that the key factor determining the fatigue life of the tested girders was the amplitude of the applied load and, in terms of stresses, the range of their variability. In welded structures, the critical point is usually the connection detail, where there is a weld notch and local stress concentration. In the analysis, initiation was taken as the moment of the first macroscopic crack and/or the beginning of a clear degradation of stiffness K . The identified location of the crack in the area of the web weld with stiffening corresponds to observations concerning welded elements, where stress concentration determines critical points.

The differences in the course of stiffness degradation are of practical importance. Under high load amplitude conditions, degradation is sudden, which makes early detection difficult. At lower amplitudes, however, it is possible to detect changes earlier by monitoring stiffness, which can be a valuable tool in structural diagnostics. Additionally, in the zone of constant bending moment, at the edge of the weld connecting the bottom flange with the web, deformation measurements were performed in three consecutive positions. On this basis, structural stresses at the hot spot (σ_{hs}) were calculated using extrapolation and interpolation methods. The obtained values were compared with the nominal stresses σ_x determined in accordance with the standard [13]. The nominal stress was defined as the longitudinal stress in the bottom chord in the cross-section at the centre of the span, calculated without taking into account the web, according to the simple beam theory ($\sigma = My/I$, where M is the bending moment, y is the ordinate of the calculation point, and I is the moment of inertia). The values $\sigma_{x, \min}$ and $\sigma_{x, \max}$ corresponding to the

$$K_i = \frac{\Delta F_i}{\Delta \delta_i} = \frac{F_{i,\max} - F_{i,\min}}{\delta_{i,\max} - \delta_{i,\min}} \quad (2)$$

gdzie:

ΔF_i – zakres siły w cyklu;

$\Delta \delta_i$ – zakres ugięcia wyznaczony na podstawie synchronicznych wskazań czujników LVDT (średnia z dwóch punktów pomiarowych pod siłami).

Uzyskane wyniki wskazują jednoznacznie, że kluczowym czynnikiem determinującym żywotność zmęczeniową badanych dźwigarów jest amplituda przyłożonego obciążenia, a w ujęciu naprężeń – zakres jej zmienności. W konstrukcjach spawanych miejscem krytycznym jest zwykle detal połączenia, w którym występuje karb spawalniczy i lokalne spiętrzenie naprężeń. W analizie przyjęto inicjację jako moment pojawienia się pierwszego pęknięcia makroskopowego i/lub początek wyraźnej degradacji sztywności K . Zidentyfikowane miejsce ujawnienia pęknięcia w rejonie spoiny środknika z usztywnieniem odpowiada obserwacjom dotyczącym elementów spawanych, gdzie koncentracja naprężeń wyznacza punkty krytyczne.

Różnice w przebiegu degradacji sztywności mają znaczenie praktyczne. W warunkach dużej amplitudy obciążeń degradacja ma charakter nagły, co utrudnia wczesne wykrycie. Przy mniejszych amplitudach możliwe jest natomiast wcześniejsze wychwycenie zmian dzięki monitorowaniu sztywności, co może stanowić cenne narzędzie w diagnostyce konstrukcji. Dodatkowo, w strefie stałego momentu zginającego, na krawędzi spoiny łączącej pas dolny ze środknikiem, wykonywano pomiary odkształceń w trzech kolejnych pozycjach. Na tej podstawie, metodą ekstrapolacji i interpolacji, obliczono naprężenia konstrukcyjne w punkcie gorącym (σ_{hs}). Uzyskane wartości zestawiono z naprężeniami nominalnymi σ_x wyznaczonymi zgodnie z normą [13]. Naprężenie nominalne określono jako wzdłużne naprężenie w przekroju w pasie dolnym w środku rozpiętości, obliczone z pominięciem udziału środknika, według teorii belki ($\sigma = My/I$, gdzie M – moment zginający; y – rzędna punktu obliczeniowego; I – moment bezwładności). Wartości $\sigma_{x, \min}$ oraz $\sigma_{x, \max}$ odpowiadające pozio-

levels $F_{\min}$ and $F_{\max}$ are listed in Table 2 (load programme). The measured stress distribution and a comparison of the nominal stress values (σ_x) and hot-spot stress values (σ_{hs}) are presented in Table 3.

The measurement results showed a stable stress distribution in the analysed location of the flange-web weld, without local disturbances. In the analysed load range, the stress values increased proportionally to the force F , which confirms the elastic nature of the response at this point. For levels $F = 130, 195$ and 260 kN, the corresponding values of σ_x were 127.60 MPa, 191.40 MPa and 255.20 MPa. In all analysed cases, the nominal stresses σ_x exceeded the structural stresses (hot-spot) σ_{hs} . The differences ($(\sigma_x/\sigma_{hs} - 1)$) were 17.0% for test element 1 at $F = 260$ kN and 7.4% and 30.1% for test element 2 at $F = 130$ and 195 kN. However, it should be emphasised that the comparison of σ_x and σ_{hs} applies only to the web-flange weld location, while the failure of the specimens was initiated in another detail (the area of the flange weld with stiffening at the end of the rib). Therefore, this result should be interpreted locally, at the analysed point $\sigma_x > \sigma_{hs}$, which when using the same S-N curve, would lead to a lower calculated fatigue life [20, 21]. No numerical safety margin for the entire element was determined on this basis.

The most favourable distribution was observed in test element 2 at $F = 130$ kN, where the stresses σ_{hs} had the lowest value and at the same time remained relatively close to the nominal value σ_x . At a load of $F = 195$ kN in the same element, a moderate increase in σ_{hs} relative to σ_x was recorded, which indicates the influence of the weld geometry and web waviness. The least favourable distribution was obtained in test element 1 at $F = 260$ kN. The measured value of stresses σ_{hs} was the highest and was characterised by the greatest deviation from the value σ_x , which confirms the occurrence of local stress concentration in the weld zone.

Summary

Experimental tests conducted on steel plate girders with sinusoidal webs allowed for the assessment of their behaviour under cyclic loads in macroscopic terms. It was demonstrated that the failure initiated in the area of the stiffening rib end (web to stiffener weld), and the failure pattern was a semi-elliptical fatigue crack with a final brittle fracture of the remaining part of the cross-section. A comparative analysis confirmed the decisive influence of load amplitude on service life: test element 1 failed after approx. 0.455×10^6 cycles at $F_{\min} = 10$ kN and $F_{\max} = 260$ kN ($\Delta F = 250$ kN), while test specimen 2 reached 2.46×10^6 cycles at lower load ranges ($\Delta F_{eq} = 137.3$ kN). The stiffness history remained stable in the initial loading phase, with a marked decrease occurring only in the final stage of the test, indicating that stiffness monitoring can be a useful

Table 3. Stress distribution in the weld zone connecting the flange to the web

Tabela 3. Rozkład naprężeń w strefie spoiny łączącej pas z środnikiem

Test element/ Badany element	F [kN]	0,4t _σ [MPa]	0,9t _σ [MPa]	1,4t _σ [MPa]	σ _{hs} [MPa]	σ _x [MPa]
1	260	210,84	199,91	186,99	218,17	255,20
2	195	145,01	142,56	140,36	147,16	191,40
	130	114,52	110,86	109,03	118,78	127,60

mom $F_{\min}$ i $F_{\max}$ zestawiono w tabeli 2 (program obciążenia). Natomiast zmierzony rozkład naprężeń oraz porównanie wartości naprężeń nominalnych (σ_x) oraz konstrukcyjnych (σ_{hs}) przedstawiono w tabeli 3.

Wyniki pomiarów wykazały stabilny charakter rozkładu naprężeń w analizowanej lokalizacji spoiny pas – środnik, bez lokalnych zakłóceń. W analizowanym zakresie obciążenia wartości naprężeń zwiększały się proporcjonalnie do siły F , co potwierdza sprężysty charakter odpowiedzi w tym punkcie. W przypadku $F = 130, 195$ i 260 kN odpowiadająca wartość σ_x wyniosła $127,60; 191,40$ i $255,20$ MPa. We wszystkich analizowanych przypadkach naprężenie nominalne σ_x przewyższało naprężenia konstrukcyjne (hot-spot) σ_{hs} . W przypadku badanego elementu 1 przy $F = 260$ kN różnica ($(\sigma_x/\sigma_{hs} - 1)$) wynosiła – $17,0\%$ oraz $7,4$ i $30,1\%$ w przypadku elementu 2 przy $F = 130$ i 195 kN. Należy podkreślić, że porównanie σ_x i σ_{hs} dotyczy wyłącznie lokalizacji spoiny pas – środnik, natomiast zniszczenie elementów inicjowało się w innym detalu (rejon spoiny środnika z usztywnieniem przy zakończeniu żebra). W związku z tym wynik ten należy interpretować lokalnie, w analizowanym punkcie $\sigma_x > \sigma_{hs}$, co przy zastosowaniu tej samej krzywej S-N prowadziłoby do mniejszej trwałości obliczeniowej [20, 21]. Nie wyznaczano liczbowego marginesu bezpieczeństwa całego elementu.

Najbardziej korzystny rozkład odnotowano w badanym elemencie 2 przy $F = 130$ kN, gdzie naprężenia σ_{hs} miało wówczas najmniejszą wartość i jednocześnie było bliskie wartości nominalnej σ_x . Przy obciążeniu $F = 195$ kN w tym samym elemencie zarejestrowano umiarkowany wzrost σ_{hs} względem σ_x , co wskazuje na wpływ geometrii spoiny oraz falistości środnika. Najmniej korzystny rozkład uzyskano w badanym elemencie 1 przy $F = 260$ kN. Zmierzona wartość naprężeń σ_{hs} była największa i charakteryzowała się największym odchyleniem od wartości σ_x , co potwierdza występowanie lokalnej koncentracji naprężeń w strefie spoiny.

Najbardziej korzystny rozkład odnotowano w badanym elemencie 2 przy $F = 130$ kN, gdzie naprężenia σ_{hs} miało wówczas najmniejszą wartość i jednocześnie było bliskie wartości nominalnej σ_x . Przy obciążeniu $F = 195$ kN w tym samym elemencie zarejestrowano umiarkowany wzrost σ_{hs} względem σ_x , co wskazuje na wpływ geometrii spoiny oraz falistości środnika. Najmniej korzystny rozkład uzyskano w badanym elemencie 1 przy $F = 260$ kN. Zmierzona wartość naprężeń σ_{hs} była największa i charakteryzowała się największym odchyleniem od wartości σ_x , co potwierdza występowanie lokalnej koncentracji naprężeń w strefie spoiny.

Podsumowanie

W analizach wykazano, że zniszczenie inicjowało się w rejonie zakończenia żebra usztywniającego (spoiny środnika z usztywnieniem), a jego przebieg miał charakter pęknięcia zmęczeniowego o kształcie półeliptycznym z końcowym kruchym zerwaniem resztkowej części przekroju. Analiza porównawcza potwierdziła decydujący wpływ amplitudy obciążenia na żywotność: badany element 1 uległ zniszczeniu po ok. $0,455 \times 10^6$ cykli przy $F_{\min} = 10$ kN i $F_{\max} = 260$ kN ($\Delta F = 250$ kN), natomiast element 2 osiągnął $2,46 \times 10^6$ cykli przy mniejszym obciążeniu ($\Delta F_{eq} = 137,3$ kN). Historia sztywności pozostawała stabilna w początkowej fazie obciążania, a wyraźny spadek następował dopiero pod koniec testu, co wskazuje, że monitoring sztywności może stanowić użyteczny wskaźnik akumulacji uszkodzeń. Porównanie na-

indicator of damage accumulation. A comparison of nominal stresses and hot spots was performed for the flange-web weld and is local in nature. At the analysed point, σ_x exceeded σ_{hs} by 7.4 – 30.1%, which should be interpreted as a locally more conservative estimate in terms of nominal stresses.

Photos: authors archive

The authors would like to thank Zekon Sp. z o.o. Konstrukcje Stalowe, based in Ruda Śląska, for the free production and provision of test elements for research.

The study was financed in full by the National Science Centre [Grant No.: 2019/03/X/ST8/00245].

Received: 03.11.2025

Revised: 30.12.2025

Opublikowano: 20.02.2026

przeżeń nominalnych i hot-spot w przypadku spoiny pas – środkowej ma charakter lokalny. W analizowanym punkcie σ_x przewyższało σ_{hs} o 7,4 – 30,1%, co należy interpretować jako lokalnie bardziej zachowawcze oszacowanie w ujęciu naprężeń nominalnych.

Fotografie: archiwum autorów

Autorzy pragną podziękować firmie Zekon Sp. z o.o. Konstrukcje Stalowe z siedzibą w Rudzie Śląskiej za nieodpłatne wykonanie i udostępnienie do badań elementów badawczych.

Badanie zostało sfinansowane w całości przez Narodowe Centrum Nauki [Grant nr: 2019/03/X/ST8/00245].

Artykuł wpłynął do redakcji: 03.11.2025 r.

Otrzymano po recenzjach: 30.12.2025 r.

Opublikowano: 20.02.2026 r.

Literature

- [1] Eldib MEAH. Shear buckling strength and design of curved corrugated steel webs for bridges. *J. Constr. Steel Res.* 2009. DOI: 10.1016/j.jcsr.2009.07.002.
- [2] Górecki M, Śledziwski K. Experimental Investigation of Impact Concrete Slab on the Bending Behavior of Composite Bridge Girders with Sinusoidal Steel Web. *Materials (Basel)*. 2020. DOI: 10.3390/ma13020273.
- [3] Górecki M, Śledziwski K. Influence of corrugated web geometry on mechanical properties of i-beam: Laboratory tests. *Materials (Basel)*. 2022. DOI: 10.3390/ma15010277.
- [4] H. Pasternak H, Kubieniec G. Plate girders with corrugated webs. *J. Civ. Eng. Manag.* 2010. DOI: 10.3846/jcem.2010.17.
- [5] Elgaaly M, Seshadri A, Rodriguez R, Ibrahim S. Bridge girders with corrugated webs, in *Transportation Research Record*. 2000. DOI: 10.3141/1696-19.
- [6] Ibrahim SA, El-Dakhkhni WW, Elgaaly M. Behavior of bridge girders with corrugated webs under monotonic and cyclic loading. *Eng. Struct.* 2006. DOI: 10.1016/j.engstruct.2006.03.026.
- [7] Hassanein MF, Kharoob OF. Behavior of bridge girders with corrugated webs: (I) Real boundary condition at the juncture of the web and flanges. *Eng. Struct.* 2013. DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.03.004.
- [8] Hassanein MF, Kharoob OF. Behavior of bridge girders with corrugated webs: (II) Shear strength and design. *Eng. Struct.* 2013 DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.04.015.
- [9] Yanlin G, Feng L, Tao L, Ziqin J, Hang C. Design Principle and Application of Components with Sinusoidal Corrugated Web. *Constr. Technol.* 2012, Accessed: Sep. 10, 2025.
- [10] Hlal F, Al-Emrani M. Detail categories for the flange-to-web weld detail in corrugated web girders. *Eng. Struct.* 2025. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.119342.
- [11] EN 1993-1-9 Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-9: Fatigue. CEN, 2005.
- [12] Zevallos E, Hassanein MF, Real E, Mirambell E. Shear evaluation of tapered bridge girder panels with steel corrugated webs near the supports of continuous bridges. *Eng. Struct.* 2016 DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.01.030.
- [13] PN-EN 1993-1-05:2008 Projektowanie konstrukcji stalowych. Część 1-5: Blachownice.
- [14] He J, Liu Y, Chen A, Yoda T. Mechanical behavior and analysis of composite bridges with corrugated steel webs: State-of-the-art. *Int. J. Steel Struct.* 2012 DOI: 10.1007/s13296-012-3003-9.
- [15] Siokola W. The corrugated web beam – Production and application of girders with corrugated web. *Stahlbau*. 1997; vol. 66, no. 9, pp. 595-605.
- [16] H. Pasternak H, Robra J, Bachmann V. Sinusoidal corrugated web beams with increased web thickness-Manufacturing technology and load carrying capacity. *Bauingenieur*. 2009; 10, vol. 84, pp. 415-419.
- [17] PN-EN ISO 6892-1 Metale. Próba rozciągania. Część 1: Metoda badania w temperaturze pokojowej.
- [18] Zuo G, Tong L, Zhao Z, Wang H, W. Shi W, Yan Y. SCF formulae of corrugated-web steel girders: Experiments and numerical analysis. *J. Constr. Steel Res.* 2025. DOI: 10.1016/j.jcsr.2025.109445.
- [19] Hobbacher AF, Baumgartner J. Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. in *IIW Collection*. Cham: Springer Nature Switzerland. 2016. DOI: 10.1007/978-3-319-23757-2_8.
- [20] Al Zamzami I, Susmel L. On the accuracy of nominal, structural, and local stress based approaches in designing aluminium welded joints against fatigue. *Int. J. Fatigue*. 2017. DOI: 10.1016/J.IJFATIGUE.2016.11.002.
- [21] Hu T. Comparative study on the welded structure fatigue strength assessment method. *AIP Conf. Proc.* 2018. DOI: 10.1063/1.5033628.