dr inż. Jakub Zając[1)*)]
ORCID: 0000-0001-6080-2994
dr inż. Damian Szczech[1)]
ORCID: 0000-0002-8357-2877
dr inż. Janusz Rogowski[1)]
ORCID: 0000-0002-4080-5976
prof. dr hab. inż. Marcin Koniorczyk[1)]
ORCID: 0000-0002-6887-4324
prof. Ing. Drahomir Novák, DrSc[2)]
ORCID: 0000-0003-0744-8265
Ing. Jakub Večeře[2)]
ORCID: 0009-0005-1953-6758

Influence of stirrup spacing on the shear-transfer mechanism in T-shaped concrete beams longitudinally reinforced with GFRP bars

Wpływ rozstawu strzemion na mechanizm przenoszenia ścinania w belkach teowych zbrojonych podłużnie prętami GFRP

DOI: 10.15199/33.2026.10.22

Abstract. This paper presents results of experimental tests on three T-shaped concrete beams longitudinally reinforced with GFRP bars, differing in stirrup spacing: without transverse reinforcement (TG-N), with stirrups at 250 mm (TG-250), and at 120 mm (TG-120). Digital Image Correlation (DIC) using the ARAMIS 6M system was employed to provide full-field tracking of the critical crack development and to measure local kinematic quantities crack opening and crack slip along the crack path. The introduction of transverse reinforcement increased the shear capacity from 102.9 kN for TG-N to 234.2 kN for TG-250 and 348.4 kN for TG-120. Reducing the stirrup spacing from 250 to 120 mm produced a further 49% increase and expanded the active aggregate-interlock zone within the web.

Keywords: GFRP; shear; stirrups; T-beam; Digital Image Correlation (DIC); aggregate interlock.

Streszczenie. W artykule przedstawiono wyniki badań doświadczalnych trzech belek teowych zbrojonych podłużnie prętami GFRP, różniących się rozstawem strzemion: bez zbrojenia poprzecznego (TG-N), ze strzemionami co 250 mm (TG-250) i co 120 mm (TG-120). Do analizy mechanizmu ścinania zastosowano cyfrową korelację obrazu (DIC), umożliwiającą śledzenie rozwoju rysy krytycznej oraz pomiar lokalnych wielkości kinematycznych, rozwarcia i poślizgu krawędzi rysy wzdłuż jej przebiegu. Zastosowanie zbrojenia poprzecznego zwiększyło nośność na ścinanie ze 102,9 kN w belce TG-N do 234,2 kN w belce TG-250 i 348,4 kN w belce TG-120. Zmniejszenie rozstawu strzemion z 250 do 120 mm przyniosło dodatkowy wzrost nośności o 49% oraz poszerzenie aktywnej strefy zazębiania kruszywa w środniku.

Słowa kluczowe: GFRP; ścinanie; strzemiona; belka teowa; cyfrowa korelacja obrazu (DIC); zazębianie kruszywa.

Shear transfer in reinforced concrete members remains one of the most complex problems in structural mechanics. Unlike flexure, which is described by coherent theoretical models, shear capacity does not depend on a single dominant phenomenon but arises from the complex interaction of several load-transfer mechanisms in the critical-crack region [1÷4]. Following cracking, shear transfer involves aggregate interlock along the crack surfaces, residual tensile stresses in the concrete, dowel action of the reinforcement, and the contributions of the compression zone and, where present, transverse reinforcement [1÷4].

The use of glass fibre-reinforced polymer (GFRP) reinforcement significantly affects the shear capacity of concrete beams. This reinforcement has a substantially lower modulus of elasticity than conventional steel (lower by a factor of 3 to 5, depending on the type) [5], resulting in greater member deflections and wider crack openings. Wider cracks significant-

Mechanizm przenoszenia sił tnących w elementach z betonu zbrojonego pozostaje jednym z najbardziej złożonych zagadnień mechaniki konstrukcji. W przeciwieństwie do zginania, opisywanego spójnymi modelami teoretycznymi, nośność na ścinanie nie zależy od pojedynczego, dominującego zjawiska, lecz wynika ze złożonego współdziałania kilku mechanizmów transferu obciążeń w obszarze rysy krytycznej [1÷4]. W fazie po zarysowaniu, w przenoszeniu siły poprzecznej, biorą udział mechanizmy takie, jak: zazębianie kruszywa na powierzchniach rysy; resztkowe naprężenia rozciągające w betonie, klockowanie zbrojenia oraz udział strefy ściskanej i zbrojenia poprzecznego, o ile zostało zastosowane [1÷4].

Zbrojenie kompozytowe z włókien szklanych (GFRP) ma istotny wpływ na nośność na ścinanie belek betonowych. Rozwiązanie to charakteryzuje się znacznie mniejszym modułem sprężystości w porównaniu z tradycyjną stalą – 3–5-krotnie mniejszym w zależności od typu [5], co skutkuje zwiększonymi ugięciami elementów oraz szerszym rozwarciem zarysowań. Większa rozwartość rys istotnie redukuje efektywność tzw. mechanizmów związanych z przenoszeniem ścinania przez beton, ze

[1)] Politechnika Łódzka, Wydział Budownictwa, Architektury i Inżynierii Środowiska
[2)] Brno University of Technology
[*)] Correspondence address: jakub.zajac@p.lodz.pl

ly reduce the effectiveness of the so-called concrete-related shear-transfer mechanisms, particularly aggregate interlock [1]. Furthermore, the linear-elastic response of GFRP stirrups prevents the plastic equalisation of stirrup strains, limiting the capacity of the cross-section to redistribute stresses [6÷8]. Consequently, previous studies indicate that GFRP-reinforced beams, both with and without transverse reinforcement, generally achieve lower shear capacities than their steel-reinforced counterparts [6÷10]. Despite these characteristics, members reinforced with GFRP bars may be suitable for structures exposed to corrosive environments, where the corrosion resistance of composite reinforcement can improve structural durability.

Members with T-shaped cross-sections remain insufficiently investigated. The authors' previous studies [9÷11] show that the critical-crack trajectory in such beams is not limited to conventional diagonal cracking in the web, but changes direction into a nearly horizontal crack segment running along the underside of the flange. In this context, the aim of this paper is to provide an in-depth analysis of the influence of closer stirrup spacing on the shear-transfer mechanism in T-shaped concrete beams longitudinally reinforced with GFRP bars. The interpretation is based on measurements obtained using Digital Image Correlation (DIC). Three test specimens are analysed: a beam without stirrups (TG-N) and two beams with stirrups spaced at 250 mm (TG-250) and 120 mm (TG-120). The paper describes the DIC measurement methodology, analyses the kinematic profiles of the developing critical crack, and verifies a simplified shear-capacity balance. The proposed approach enables not only a quantitative assessment of the increase in shear capacity with decreasing stirrup spacing, but, more importantly, a qualitative assessment of critical-crack behaviour within a kinematic model.

Experimental programme

The analyses were performed on three T-shaped concrete beams longitudinally reinforced with GFRP bars, designated TG-N, TG-250 and TG-120. These specimens formed part of a broader programme comprising eighteen T-shaped concrete beams reinforced with steel or GFRP. The analysis presented in this paper is limited to the GFRP series. All specimens had identical cross-sectional geometry: web width b_w = 250 mm, flange width b_f = 650 mm, overall depth h = 400 mm and flange thickness h_f = 80 mm. The longitudinal reinforcement consisted of five 25 mm diameter GFRP bars (reinforcement ratio ρ_l = 2.91%), corresponding to an effective depth d = 335 mm.

The beams were tested under asymmetric three-point bending (Figure 1) over a span of 1800 mm. The investigated shear span, a = 1050 mm (a/d = 3.15), extended between the load application point and the left support. The remaining part of the beam was reinforced with additional steel stirrups and bent-up bars to confine potential shear failure to the investigated 1050 mm shear span. The test setup was equipped with a load and displacement (LVDT) acquisition system, a DIC

szczególnym uwzględnieniem zjawiska zazębiania kruszywa [1]. Ponadto, liniowo-sprężysta charakterystyka pracy strzemion GFRP skutkuje brakiem plastycznego wyrównania odkształceń w strzemionach, co ogranicza zdolność przekroju do redystrybucji naprężeń [6÷8]. Dotychczasowe badania wykazują, że belki zbrojone kompozytami GFRP (zarówno posiadające zbrojenie poprzeczne, jak i go pozbawione) osiągają z reguły mniejszą nośność na ścinanie niż ich stalowe odpowiedniki [6÷10]. Pomimo wspomnianych cech, potencjalnym obszarem zastosowania elementów zbrojonych prętami GFRP są konstrukcje narażone na oddziaływania korozyjne, w których odporność zbrojenia kompozytowego na korozję może przyczynić się do zwiększenia trwałości konstrukcji.

Dotychczas niedostatecznie rozpoznanym przypadkiem analitycznym są **elementy o przekroju teowym**. Badania autorów [9÷11] dowodzą, że trajektoria rysy krytycznej w takich belkach nie ogranicza się do klasycznego, ukośnego zarysowania w środniku, lecz ulega załamaniu, przechodząc w niemal poziomy segment rysy biegnący wzdłuż spodu półki. Mając to na uwadze, w artykule zaprezentowano pogłębioną analizę wpływu zagęszczenia zbrojenia poprzecznego na mechanizm ścinania w belkach teowych, zbrojonych podłużnie prętami GFRP. Wnioski wyciągnięto na podstawie pomiarów z wykorzystaniem technologii cyfrowej korelacji obrazu (DIC). Przedmiotem analizy były trzy badane elementy: belka bez strzemion (TG-N) oraz dwie belki ze strzemionami w rozstawie co 250 mm (TG-250) i co 120 mm (TG-120). W artykule opisano metodykę wykorzystania systemu DIC, analizę profili kinematycznych rozwijającej się rysy krytycznej oraz weryfikację uproszczonego bilansu nośności na ścinanie. Zaproponowane podejście umożliwia nie tylko ilościową ocenę zwiększenia nośności wraz z zmniejszaniem rozstawu strzemion, lecz przede wszystkim jakościową ocenę zachowania w modelu kinematycznym rysy krytycznej.

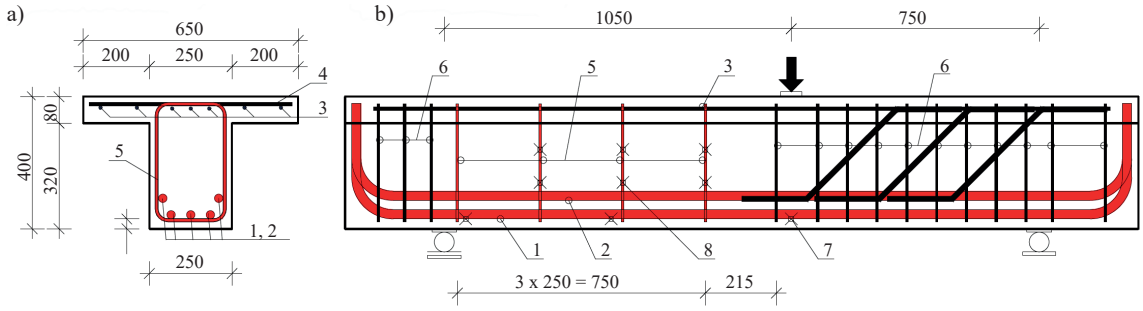
Program badań

Analizy przeprowadzono na trzech belkach teowych zbrojonych podłużnie prętami GFRP, oznaczonych jako TG-N, TG-250 i TG-120, stanowiących część szerszego programu obejmującego osiemnaście belek teowych zbrojonych zbrojeniem stalowym i GFRP. W artykule analizę ograniczono do serii GFRP. Wszystkie elementy miały identyczną geometrię przekroju: szerokość środnika b_w = 250 mm, szerokość półki b_f = 650 mm, wysokość całkowitą h = 400 mm i grubość półki h_f = 80 mm. Zbrojenie podłużne stanowiło pięć prętów GFRP o średnicy 25 mm (stopień zbrojenia ρ_l = 2,91%), co odpowiadało wysokości użytecznej d = 335 mm.

Belki badano w układzie asymetrycznego zginania trójpunktowego (rysunek 1) przy rozpiętości 1800 mm. Strefę ścinania o długości a = 1050 mm (a/d = 3,15) ukształtowano między punktem przyłożenia siły a podporą lewą. Pozostały fragment belki wzmocniono dodatkowymi strzemionami stalowymi oraz prętami odgiętymi tak, aby ograniczyć możliwy odcinek zniszczenia na ścinanie do analizowanej strefy o długości 1050 mm. Stanowisko badawcze wyposażono w układ rejestracji siły i przemieszczeń (LVDT), system pomiarowy

system covering the 1050 mm shear span, and strain gauges on the stirrups. The test configuration and transverse reinforcement arrangement are shown in Figure 1.

DIC na obszarze strefy ścinania o długości 1050 mm oraz tensometry na strzemionach. Schemat badania i zbrojenia poprzecznego przedstawiono na rysunku 1.



Legend: 1 – lower longitudinal reinforcement, 2 – upper longitudinal reinforcement, 3 – flange longitudinal reinforcement, 4 – flange transversal reinforcement, 5 – GFRP stirrups in measurement zone, 6 – steel stirrups, 7 – longitudinal reinforcement strain gauge, 8 – stirrups strain gauge

Fig. 1. Test specimen reinforcement: a) cross-section, b) longitudinal view
Rys. 1. Zbrojenie elementu badawczego: a) przekrój poprzeczny, b) przekrój podłużny

The ARAMIS 6M Digital Image Correlation system, comprising two CCD cameras with a resolution of 6 megapixels in a stereo configuration, was used to measure surface displacements within the shear span. The measurement area covered the entire region from the support to the load application point. Image acquisition was synchronised with the load and LVDT measurements at a sampling rate of 1 Hz. The DIC system served two main purposes: identifying and tracking crack development in the shear span, and measuring kinematic quantities at multiple points along the critical crack. For this purpose, virtual measurement points were placed at equal intervals on both sides of the crack, forming a series of quadrilaterals. For each quadrilateral, the normal component w_i (opening) and tangential component Δ_i (slip) of the relative displacement were determined in the local crack coordinate system, following the methodology described in detail in [4÷6]. The comparative analysis used the total deformation measure $\delta_{tot} = \sqrt{(w^2 + \Delta^2)}$, together with an analysis of the local shear angle at the crack, to identify the zones actively transferring shear through aggregate interlock.

Test results

Material tests. All beams were cast from the same batch of concrete, produced with a maximum aggregate size of 8 mm. The concrete was designed as strength class C50/60, and its mean cube compressive strength was 63.4 MPa. Compressive strength was determined using six 150 × 150 × 150 mm cubes in accordance with EN 12390-3 [12], whereas tensile splitting strength was determined using three 150 × 150 × 150 mm cubes in accordance with EN 12390-6 [13]. Ten additional prismatic specimens with nominal dimensions of 100 × 100 × 400 mm were used to determine the fracture energy. These tests were performed under three-point bending over a support span of 300 mm. All specimens were tested at an age of approximately 90 days (Table 1).

Ribbed GFRP reinforcement with nominal diameters of 8 mm (stirrups) and 25 mm (longitudinal bars) was tested.

System cyfrowej korelacji obrazu ARAMIS 6M z dwiema kamerami CCD o rozdzielczości 6 Mpix, pracujący w konfiguracji stereoskopowej, wykorzystano do pomiaru przemieszczeń na powierzchni strefy ścinania. Obszar pomiarowy obejmował całą strefę od podpory do punktu przyłożenia siły. Akwizycję obrazów zsynchronizowano z pomiarem siły i LVDT, przyjmując częstotliwość rejestracji 1 Hz. System DIC pełnił dwie podstawowe funkcje: identyfikację i śledzenie rozwoju rys w strefie ścinania oraz wielopunktowy pomiar wielkości kinematycznych wzdłuż rysy krytycznej. W tym celu po obu stronach rysy rozmieszczono wirtualne punkty pomiarowe w równych odstępach, tworząc serie czworoboków. W przypadku każdego z nich wyznaczano składową normalną w_i (rozwarcie) i styczną Δ_i (poślizg) przemieszczenia względnego w lokalnym układzie odniesienia rysy, zgodnie z metodyką opisaną w [4÷6]. W analizie porównawczej wykorzystano całkowitą miarę deformacji $\delta_{tot} = \sqrt{(w^2 + \Delta^2)}$ oraz analizę lokalnego kąta ścinania w rysie, co pozwala wskazać strefy aktywne w przenoszeniu ścinania przez mechanizm zazębiania kruszywa.

Wyniki badań

Badania materiałowe. Wszystkie belki wykonano z tej samej partii mieszanki betonowej na kruszywie o średnicy do 8 mm. Beton projektowano w klasie C50/60, a średnia wytrzymałość kostkowa wyniosła 63,4 MPa (tabela 1). Wytrzymałość na ściskanie wyznaczono na sześciu próbkach sześciennych 150 × 150 × 150 mm zgodnie z normą EN 12390-3 [12], natomiast wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu zbadano na trzech próbkach sześciennych 150 × 150 × 150 mm zgodnie z normą EN 12390-6 [13]. Dodatkowych dziesięć próbek pryzmatycznych, o wymiarach nominalnych 100 × 100 × 400 mm, wykorzystano do badania energii pękania. Badania te przeprowadzono w schemacie trójpunktowego zginania przy rozpiętości podpór 300 mm. Wszystkie próbki poddano badaniom po ok. 90 dniach (tabela 1).

Badaniom poddano żebrowane zbrojenie GFRP o średnicy nominalnej 8 mm (strzemiona) i 25 mm (pręty podłuż-

Table 1. Concrete parameters
Tabela 1. Parametry betonu

Parameter / Parametr	Specimen [mm] / Wymiary próbki [mm]	Mean value (standard deviation) / Wartość średnia (odchylenie standardowe)	Coefficient of variation [%] / Współczynnik zmienności [%]
Compressive strength $f_{cm.cube}$ [MPa] / Wytrzymałość na ściskanie $f_{cm.cube}$ [MPa]	150 × 150 × 150	63.4 (1.5)	2.4
Tensile splitting strength $f_{ct.cube}$ [MPa] / Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu $f_{ct.cube}$ [MPa]	150 × 150 × 150	4.4 (0.1)	2.2
Modulus of elasticity E [GPa] / Moduł sprężystości E [GPa]	100 × 100 × 400	36.1 (2.2)	6.2
Fracture energy G_F [J/m^2] / Energia pękania G_F [J/m^2]	100 × 100 × 400	121.3 (5.2)	4.3

The tensile mechanical properties were determined from uniaxial tensile tests on five specimens per diameter in accordance with EN ISO 15630-1 [14]. The mean tensile strength $f_{t,GFRP}$ was 1529 MPa for the 8 mm diameter bars and 1171 MPa for the 25 mm diameter bars, reflecting the bar-size effect in composite reinforcement [15]. The corresponding mean longitudinal moduli of elasticity E_{GFRP} were 78.9 GPa and 66.3 GPa, respectively. The properties of the GFRP reinforcement are summarised in Table 2.

Shear capacity and critical-crack development. The tests revealed clear differences between the beams in terms of the peak loads, which were converted into the corresponding shear forces at the investigated support (Table 3). Beam TG-N, without transverse reinforcement, failed at a shear force of V_{exp} = 102.9 kN. Introducing stirrups at 250 mm spacing more than doubled the shear capacity to 234.2 kN, while further reducing the spacing to 120 mm produced an additional 49% increase, to 348.4 kN. The diagonal-crack inclination angle ranged from 39 to 49 degrees along the segment be-

ne). Właściwości mechaniczne przy rozciąganiu określono na podstawie prób jednoosiowego rozciągania przeprowadzonych na pięciu próbkach w przypadku każdej średnicy na podstawie normy EN ISO 15630-1 [14]. Średnia wytrzymałość na rozciąganie $f_{t,GFRP}$ prętów o średnicy 8 mm wyniosła 1529 MPa, a prętów o średnicy 25 mm – 1171 MPa, co odzwierciedla efekt skali w zbrojeniu kompozytowym [15]. Odpowiadające im średnie moduły sprężystości podłużnej E_{GFRP} wyniosły odpowiednio 78,9 GPa i 66,3 GPa. Właściwości zbrojenia GFRP zestawiono w tabeli 2.

Nośność na ścinanie i rozwój rysy krytycznej. Badania wykazały wyraźną różnicę uzyskanych sił maksymalnych pomiędzy belkami, które przeliczono na odpowiadające siły ścinające na analizowanej podporze (tabela 3). Belka TG-N, pozbawiona zbrojenia poprzecznego, uległa zniszczeniu przy sile poprzecznej V_{exp} = 102,9 kN. Wprowadzenie strzemion o rozstawie 250 mm zwiększyło ponaddwukrotnie nośność do 234,2 kN, a dalsze zagęszczenie strzemion do 120 mm przyniosło kolejny wzrost o 49% (do 348,4 kN). Kąt nachylenia rysy ukośnej wynosił w belkach 39–49° na odcinku pomię-

Table 2. Properties of GFRP bars
Tabela 2. Parametry prętów GFRP

Nominal bar diameter [mm] / Nominalna średnica zbrojenia [mm]	Mean value (standard deviation) / Wartość średnia (odchylenie standardowe)	Coefficient of variation [%] / Współczynnik zmienności [%]
Tensile strength f_t [MPa] / Wytrzymałość na rozciąganie f_t [MPa]		
8	1529 (112)	7.3
25	1171 (14)	1.2
Modulus of elasticity E_{GFRP} [GPa] / Moduł sprężystości E_{GFRP} [GPa]		
8	78.9 (2.2)	2.8
25	66.3 (1.8)	2.7

Table 3. Basic parameters of tested beams
Tabela 3. Podstawowe parametry analizowanych belek

Beam / Element	Longitudinal reinforcement ratio [%] / Stopień zbrojenia podłużnego [%]	Transverse reinforcement ratio [%] / Stopień zbrojenia poprzecznego [%]	Stirrup spacing [mm] / Rozstaw strzemion [mm]	Peak test load [kN] / Maksymalna siła w badaniu [kN]	Maximum shear force at the investigated support / Maksymalna siła tnąca na analizowanej podporze [kN]	Shear angle (over the web segment) [°] / Kąt ścinania (na odcinku środnika) [°]
TG-N	2,91	–	–	247	102,9	43 (30)
TG-250	2,91	0,15	250	562	234,2	39 (30)
TG-120	2,91	0,36	120	830	348,4	49 (26)

tween the reinforcement axis and the upper flange, and from 26 to 30 degrees when the horizontal crack segment extending beneath the flange towards the load application point was also considered. The shear angle defined in this way is relevant to assessing the stirrup contribution and correlating strain-gauge readings. The lowest overall shear angle was obtained in the beam with the highest transverse reinforcement ratio, which also exhibited the largest shear angle over the web segment.

Figure 2 presents an analysis of the path and total opening of the critical crack (shown in red) and two subsequent secondary cracks. Beam TG-N exhibited a single dominant diagonal crack that then extended into a nearly horizontal segment along the underside of the flange, leading to brittle failure. The largest opening of this crack occurred in the upper part of the web. In beam TG-250, the crack developed over a greater length, and the increase in deformation in the crack segment beneath the flange was recorded at relatively lower load levels than in beam TG-N. This indicates the effective contribution of transverse reinforcement to restraining crack propagation. In beam TG-120, cracking was most widely distributed, crack deformations extended over a greater proportion of the web depth, and the failure mechanism was more ductile than in the other two specimens. After testing, the beams and reinforcement were inspected (Photo). Beam TG-N failed in a brittle manner through a single dominant diagonal crack. In beams TG-250 and TG-120, local rupture of selected GFRP stirrups was observed at the bent corners; bending of a stirrup leg was also observed in TG-250. These failures indicate stress concentration and fibre rupture in the bend-radius region.

The total deformation profiles δ_{tot} determined at peak load (Figure 3) directly illustrate the influence of stirrup spacing on crack kinematics. The points along the crack height that satisfy the criteria for including aggregate interlock in the overall shear-capacity balance are shown in blue

dzy osią zbrojenia a półką górną oraz 26–30°, jeżeli uwzględniono również poziomy odcinek zarysowania biegnący pod półką ku punktowi przyłożenia obciążenia. Tak określony kąt ścinania jest istotny do analizy udziału strzemion i korelacji odczytów z tensometrów. Najmniejszy całkowity kąt ścinania uzyskano w belce o najwyższym stopniu zbrojenia poprzecznego. W tej samej belce odnotowano jednocześnie największy kąt ścinania na odcinku środnika.

Analizę przebiegu i całkowite rozwarcia rysy krytycznej (kolor czerwony) oraz dwóch kolejnych rys drugorzędnych przedstawiono na rysunku 2. Belka TG-N charakteryzowała się jedną dominującą rysą ukośną, która następnie przechodziła w niemal poziomy odcinek wzdłuż dolnej powierzchni półki, prowadząc do kruchego zniszczenia. Rysa ta odznaczała się największym rozwarciem w górnej części środnika. W belce TG-250 rysa rozwijała się na większej długości, a przyrost deformacji w segmencie rysy pod półką odnotowano przy relatywnie niższych poziomach obciążenia niż w belce TG-N. Wskazuje to na efektywny udział zbrojenia poprzecznego w ograniczaniu propagacji rysy. W belce TG-120 przebieg rysy był najbardziej rozproszony, deformacje zachodzące w rysie rozkładały się na dużą część wysokości środnika, a mechanizm zniszczenia miał bardziej ciągliwy charakter niż w dwóch pozostałych elementach. Po zakończeniu badań przeprowadzono oględziny belek i zbrojenia (fotografia). W belce TG-N zniszczenie miało charakter kruchy i przebiegało przez pojedynczą dominującą rysę ukośną. W belkach TG-250 i TG-120 stwierdzono lokalne zerwania wybranych strzemion GFRP w narożach zagięć, a w TG-250 obserwowano również odgięcie ramienia strzemienia. Uszkodzenia te wskazują na koncentrację naprężeń i przerwanie włókien w rejonie promienia gięcia.

Profile całkowitej deformacji δ_{tot}, wyznaczone przy obciążeniu maksymalnym (rysunek 3) przedstawiają bezpośrednio wpływ rozstawu strzemion na kinematykę rysy. Kolorem niebieskim

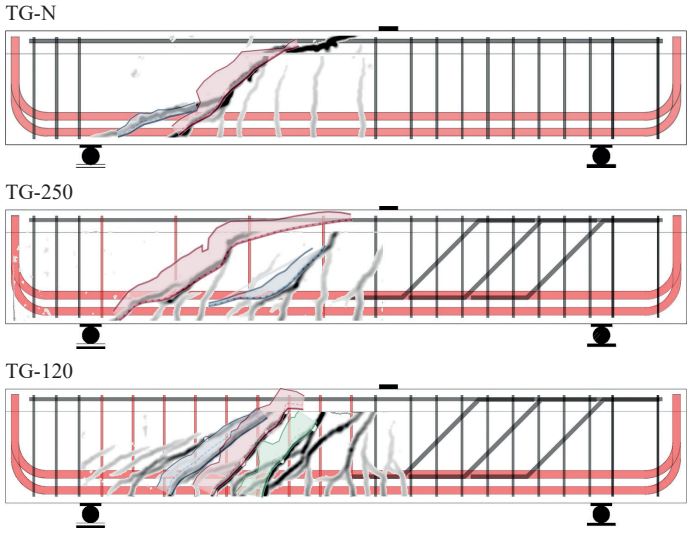
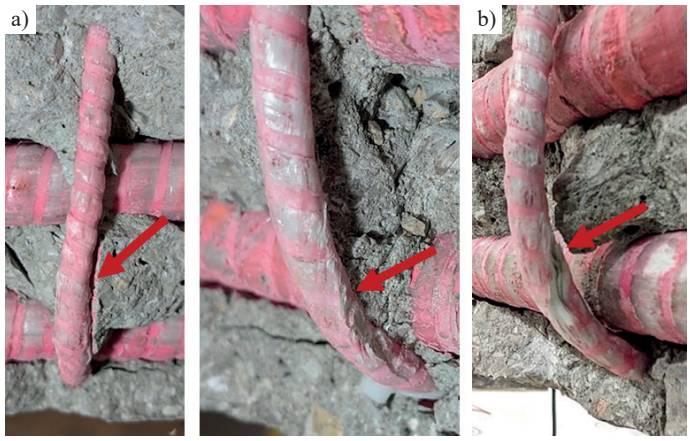


Fig. 2. Critical crack path and kinematics in beams TG-N, TG-250 and TG-120 at peak load, determined from DIC measurements
Rys. 2. Przebieg głównych zarysowań oraz ich kinematyka w belkach TG-N, TG-250 i TG-120, wyznaczony z pomiarów DIC przy sile maksymalnej



Stirrups after failure: a) TG-250 (bending of stirrup leg and rupture at the corner); b) TG-120 (rupture at the corner)
Strzemiona po zniszczeniu: a) TG-250 (zginanie i zerwanie w narożniku); b) TG-120 (zerwanie w narożniku)

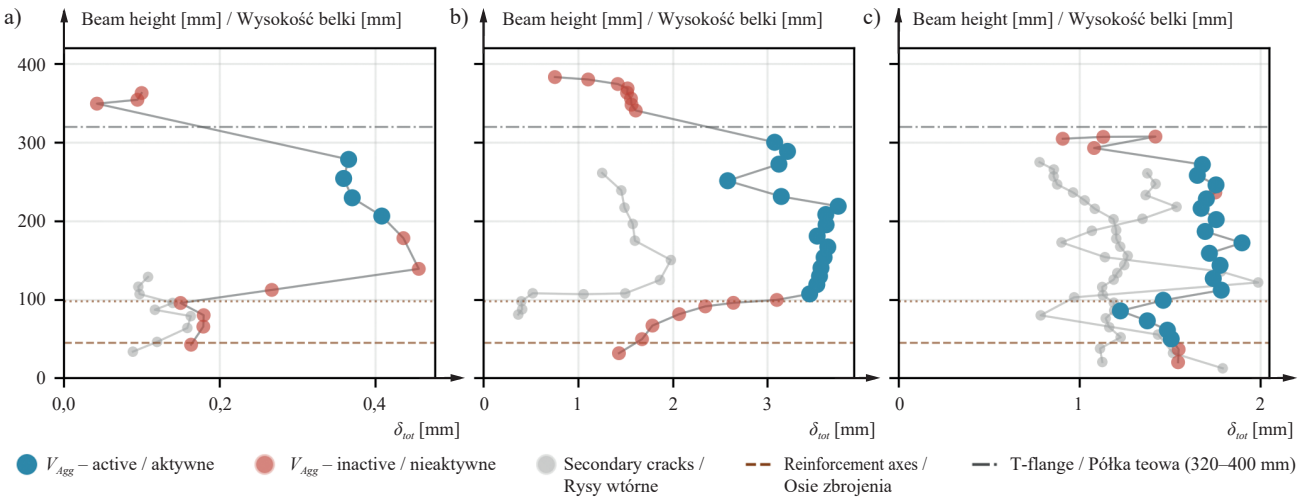


Fig. 3. Total deformation δ_{tot} profiles along the critical crack at V_{max} for beams: a) TG-N; b) TG-250; c) TG-120; points active and inactive in the V_{agg} calculation and secondary cracks are indicated
Rys. 3. Profile całkowitej deformacji δ_{tot} wzdłuż rysy krytycznej przy V_{max} w przypadku belek: a) TG-N; b) TG-250; c) TG-120; zaznaczono punkty aktywne i nieaktywne w obliczeniu V_{agg} oraz rysy wtórne

(points satisfying the condition given in Eq. (3.3) were considered active in the calculation) [3, 16, 17], whereas points at which the limit on the local shear angle at the crack was exceeded are shown in orange [3, 16, 17]. In beam TG-N, the values of δ_{tot} remained relatively small (up to approximately 0.4 mm) and were concentrated within a narrow zone of the web. This corresponds to a localised, brittle failure mechanism in which aggregate interlock is rapidly exhausted after crack formation.

In beams with stirrups, the profiles of δ_{tot} were markedly broader, and the maximum deformation values reached 2.0–3.5 mm over a substantial proportion of the web depth. In beam TG-250, deformations were concentrated mainly above the longitudinal reinforcement axis, whereas in TG-120 the distribution was more uniform over the full section depth. Closer stirrup spacing therefore promotes a more uniform redistribution of crack opening, thereby activating a wider aggregate-interlock zone (V_{agg}).

Of particular importance is the horizontal crack segment at the web–flange junction, indicated in the figure by a horizontal dashed line at a height of 320 mm. In the beam without stirrups, this segment was nearly parallel to the relative displacement vector of the two crack surfaces, meaning that it remained kinematically inactive with respect to aggregate interlock. In beams with stirrups, the same segment intersected successive stirrup legs and provided an additional zone of stirrup mobilisation. At the same time, the inclined crack segment beneath the flange remained inactive in the aggregate-interlock force balance. This effect is characteristic of T-shaped cross-sections and is not observed to the same extent in rectangular beams.

Analysis of the main shear-transfer mechanisms. A full decomposition of shear capacity into five constituent mechanisms (Eq. 3.1), based on the studies and publications of Cavagnis and Muttoni [2÷4], comprising aggregate interlock (Eq. 3.2), residual tensile stresses in concrete, dowel action of the reinforcement, compres-

przedstawiono te punkty na wysokości rysy, które spełniają wymagania uwzględnienia mechanizmu zazębiania kruszywa w sumarycznym bilansie nośności na ścinania (za aktywne w obliczeniu uznano punkty, w których spełniony był warunek podany w wzorze (3.3)) [3, 16, 17], a kolorem pomarańczowym te, w których warunek lokalnego kąta ścinania w rysie był przekroczony [3, 16, 17]. W belce TG-N wartości δ_{tot} pozostawały stosunkowo małe (ok. 0,4 mm) i były skoncentrowane w wąskiej strefie środnika. Odpowiada to zlokalizowanemu, kruchemu mechanizmowi zniszczenia, w którym mechanizmy zazębiania kruszywa wyczerpują się szybko po powstaniu rysy.

W belkach ze strzemionami profile δ_{tot} były wyraźnie szersze, a maksymalne wartości deformacji osiągały 2,0–3,5 mm na znacznej części wysokości środnika. W belce TG-250 deformacje koncentrowały się przede wszystkim powyżej osi zbrojenia podłużnego, natomiast w TG-120 rozkład był bardziej jednorodny na całej wysokości przekroju. Gęste zbrojenie poprzeczne sprzyja zatem równomierniejszej redystrybucji rozwarcia rysy, aktywując tym samym szerszą strefę zazębiania kruszywa (V_{agg}).

Jako istotny należy wskazać poziomy odcinek rysy przy styku środnika z półką, oznaczony na rysunku 3 poziomą linią przerywaną na wysokości 320 mm. W belce bez strzemion odcinek ten był prawie równoległy do wektora przemieszczeń względnych obu powierzchni rysy. Oznacza to, że pozostawał kinematycznie nieaktywny z punktu widzenia zazębiania kruszywa. W belkach ze strzemionami ten sam segment przecinał kolejne ramiona strzemion i stawał się dodatkową strefą ich mobilizacji. Ukośny segment rysy pod półką pozostawał jednocześnie nieaktywny przy bilansie sił od zazębiania kruszywa. Efekt ten jest charakterystyczny w przypadku przekroju teowego, a nieobserwowany w tak istotnym stopniu w belkach prostokątnych.

Analiza głównych mechanizmów nośności na ścinanie. Na podstawie pełnej dekompozycji nośności na ścinanie na pięć składowych mechanizmów (wzór 3.1), bazując na badaniach i publikacjach Cavaganisa i Muttoniego [2÷4]: zazębianie kru-

sion-zone action and stirrup action, was used to present a simplified balance in terms of two combined contributions: the concrete contribution V_c (the sum of the first four components) and the transverse reinforcement contribution V_s (Table 3, Figure 4). The sum of the decomposition components is expressed as:

$$V_{cal} = V_{res} + V_{agg} + V_{dowel} + V_{compr} + V_s \quad (3.1)$$

$$V_{Agg} = \sum_i \tau_{agg,i} \cdot b_w \cdot \Delta l_i \quad (3.2)$$

where:

$$\tau_{agg,i} = \frac{1}{2} f_{cp} \cdot \cos(90° - \psi_i + \xi) \quad (3.3)$$

– local shear angle: ψ ($17° \le \psi \le 70°$)
– internal friction angle: $\xi = 17°$

szywa (wzór 3.2), resztkowe naprężenia rozciągające w betonie, klockowanie zbrojenia, udział strefy ściskanej i siłę w strzemionach przedstawiono uproszczony bilans w postaci dwóch wielkości zbiorczych: części betonowej V_c (suma czterech pierwszych składowych) oraz wkładu zbrojenia poprzecznego V_s (tabela 3, rysunek 4). Suma składników dekompozycji wyrażona jest jako:

$$V_{cal} = V_{res} + V_{agg} + V_{dowel} + V_{compr} + V_s \quad (3.1)$$

$$V_{Agg} = \sum_i \tau_{agg,i} \cdot b_w \cdot \Delta l_i \quad (3.2)$$

gdzie:

$$\tau_{agg,i} = \frac{1}{2} f_{cp} \cdot \cos(90° - \psi_i + \xi) \quad (3.3)$$

– lokalny kąt ścinania: ψ ($17° \le \psi \le 70°$)
– kąt tarcia wewnętrznego: $\xi = 17°$.

The critical-crack kinematic parameters summarised in Table 4 illustrate the differences in the contributions of the individual shear-capacity components. In the beam without transverse reinforcement (TG-N), failure occurred at very small deformations, with a crack opening of approximately 0.3 mm, and the opening–slip kinematics (a local shear angle at the crack of 44.3 degrees) reflect the brittle nature of cracking. Introducing stirrups (TG-250) changes this behaviour, allowing substantial crack openings to develop (up to 3.10 mm), which is a direct consequence of the low modulus of elasticity of GFRP bars. In turn, closer stirrup spacing (TG-120) reduces crack opening and slip by half, also lowering the mean local shear angle to 39.7 degrees. Limiting crack opening prevents rapid degradation of aggregate interlock. Consequently, a nearly 50% greater contribution of the concrete-related mechanisms was observed in beam TG-120 (113.4 kN) than in beam TG-250 (76.1 kN).

In beam TG-N, shear capacity was provided exclusively by concrete-related mechanisms. Calculations using the adopted analytical model yielded a sum of contributions of 156.8 kN, substantially exceeding the experimental value V_{exp} = 102.9 kN. This discrepancy confirms that brittle fail-

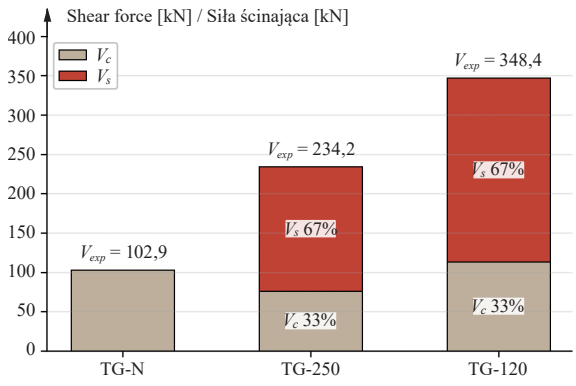


Fig. 4. Shear strength components in analysed beams
Rys. 4. Składowe ścinania w analizowanych belkach

Zestawione w tabeli 4 parametry kinematyczne rysy krytycznej przedstawiają różnice w udziałach poszczególnych składowych nośności na ścinanie. W belce bez zbrojenia poprzecznego (TG-N) zniszczenie następuje przy bardzo małych deformacjach, rzędu 0,3 mm rozwarcia rysy, a kinematyka rozwarcia i poślizgu (lokalny kąt ścinania w rysie wynoszący 44,3°) odzwierciedla kruchy charakter pękania. Wprowadzenie strzemion (TG-250) zmienia tę charakterystykę, umożliwiając rozwój znacznych rozwarć rys (do 3,10 mm), co jest bezpośrednim skutkiem małego modułu sprężystości prętów GFRP. Zagęszczenie strzemion (TG-120) pozwala natomiast na ograniczenie rozwarcia i poślizgu rysy o połowę, co przekłada się również na obniżenie średniego lokalnego kąta ścinania do 39,7°. Ograniczenie szerokości rozwarcia rysy zapobiega gwałtownej degradacji zazębiania kruszywa. W wyniku tego zaobserwowano większy o blisko 50% udział składowej mechanizmów związanych z betonem w belce TG-120 (113,4 kN) w porównaniu z belką TG-250 (76,1 kN).

W belce TG-N nośność na ścinanie wynikała wyłącznie z mechanizmów betonowych. Obliczenia wykonano na podstawie przyjętego modelu analitycznego zakładającego

Table 4. Kinematic parameters of critical shear crack and components of shear
Tabela 4. Parametry kinematyczne krytycznej rysy ukośnej i składowe ścinania

Beam / Element	Mean local shear angle [°] / Średni lokalny kąt ścinania [°]	Mean crack opening [mm] / Średnie rozwarcie rysy [mm]	Maximum crack opening [mm] / Maksymalne rozwarcie rysy [mm]	Mean crack slip [mm] / Średni poślizg rysy [mm]	Shear force carried by concrete [kN] / Składowa ścinania przenoszona przez beton [kN]	Shear force carried by stirrups [kN] / Składowa ścinania przenoszona przez strzemiona [kN]
TG-N	44,3	0,27	0,30	0,27	156,8	–
TG-250	41,9	2,50	3,10	2,18	76,1	158,0
TG-120	39,7	1,25	1,48	1,05	113,4	233,7

ure occurs before all concrete-related mechanisms simultaneously reach their maximum contributions, and that the active aggregate-interlock zone in the beam without stirrups is too narrow to fully mobilise the potential concrete capacity. This overestimation was expected given the characteristics of the adopted analytical model, which provides closer agreement for members with transverse reinforcement [3, 17].

Very good agreement between the analytical and experimental results was obtained for beams with stirrups. In beam TG-250, the concrete contribution was 76.1 kN and the stirrup contribution was 158.0 kN (a total of 234.1 kN, compared with V_{exp} = 234.2 kN). In beam TG-120, the corresponding values were 113.4 and 233.7 kN (a total of 347.1 kN, compared with V_{exp} = 348.4 kN). Reducing the stirrup spacing therefore increased not only V_s but also V_c, indicating that closer stirrup spacing improves crack control and increases the contribution of concrete-related mechanisms.

It should be emphasised that not all stirrups within the shear span interacted with the critical crack to the same extent. The DIC data showed that two stirrups in beam TG-120 did not intersect the main diagonal crack and were therefore excluded from the calculation of V_s. This observation indicates that nominal stirrup spacing does not directly correspond to effective stirrup mobilisation, and that DIC verification is important for interpreting the results independently of strain-gauge readings.

Discussion

The results indicate that the influence of stirrup spacing on the capacity of GFRP-reinforced T-shaped concrete beams is not limited to a proportional increase in transverse reinforcement area. Reducing the spacing also changes the critical-crack path, its opening and slip kinematics, and the actual extent of stirrup mobilisation. Consequently, the increase in shear capacity results from the combined effects of crack geometry, concrete-related mechanisms and the contribution of transverse reinforcement. An important outcome of the study is the identification of the role of the flange in the shear-transfer mechanism of T-beams. In beams with transverse reinforcement, the horizontal crack segment along the underside of the flange provides an additional zone of stirrup mobilisation, an effect not observed in rectangular beams [4, 5]. This arises partly from the shift in the beam centroid and partly from the significantly higher shear strength of the flange itself, which affect stress and crack concentrations at the web–flange junction. In beams without stirrups, the same crack segment does not increase the shear force, as it remains kinematically inactive with respect to aggregate interlock. This means that shear analysis of T-beams should account for their specific cross-sectional geometry rather than treating them merely as a variant of rectangular beams.

A limitation of the study is the small number of specimens in the analysed series, with one beam per configuration. The results are therefore qualitative and cannot provide a direct

sumę składowych równą 156,8 kN, co znacznie przekraczało wartość doświadczalną V_{exp} = 102,9 kN. Rozbieżność ta potwierdza, że kruche zniszczenie następuje, zanim wszystkie mechanizmy betonowe osiągną jednocześnie swoje wartości maksymalne, a aktywna strefa zazębiania kruszywa w belce bez strzemion jest zbyt wąska, aby w pełni zmobilizować potencjalną nośność betonu. Przeszacowanie to było spodziewane ze względu na charakterystykę przyjętego modelu analitycznego, w którym większa zbieżność uzyskiwana jest w elementach ze zbrojeniem poprzecznym [3, 17].

Bardzo dobrą zgodność wyników analitycznych z wynikiem doświadczalnym uzyskano w belkach ze strzemionami. W belce TG-250 część betonowa wyniosła 76,1 kN, a wkład strzemion 158,0 kN (łącznie 234,1 kN wobec V_{exp} = 234,2 kN). W belce TG-120 wartości te wyniosły odpowiednio 113,4 i 233,7 kN (łącznie 347,1 kN wobec V_{exp} = 348,4 kN). Zmniejszenie rozstawu strzemion powodowało zatem wzrost nie tylko V_s, ale również V_c, co wskazuje, że gęstsze strzemiona pozwalają na kontrolę zarysowań i większy udział pracy mechanizmów betonowych.

Należy podkreślić, że nie wszystkie strzemiona obecne w strefie ścinania współpracowały z rysą krytyczną w tym samym stopniu. Na podstawie danych DIC stwierdzono, że w belce TG-120 dwa strzemiona nie przecinały głównej rysy ukośnej i zostały wyłączone z bilansu V_s. Wskazuje to, że nominalny rozstaw strzemion nie jest tożsamy z ich efektywną aktywacją i że weryfikacja DIC ma istotne znaczenie interpretacyjne niezależnie od odczytów tensometrów.

Omówienie wyników

Uzyskane wyniki wskazują, że wpływ rozstawu strzemion na nośność belek teowych zbrojonych GFRP nie sprowadza się jedynie do proporcjonalnego zwiększenia pola zbrojenia poprzecznego. Zmniejszenie rozstawu zmienia jednocześnie przebieg rysy krytycznej, kinematykę jej rozwarcia i poślizgu oraz realny zakres aktywacji strzemion. W konsekwencji zwiększenie nośności na ścinanie jest efektem zarówno geometrii rysy, pracy mechanizmów betonowych, jak i wkładu zbrojenia poprzecznego. Istotnym efektem badań jest identyfikacja roli półki teowej w mechanizmie ścinania. Poziomy odcinek rysy wzdłuż dolnej powierzchni półki w belkach zbrojonych poprzecznie stanowi dodatkową strefę mobilizacji strzemion i jest to efekt, którego nie obserwuje się w belkach prostokątnych [4, 5]. Wynika on po części z przesunięcia środka ciężkości belki, jak i znacznie większej wytrzymałości na ścinanie półki, co wpływa na koncentrację naprężeń i zarysowań na jej styku ze środnikiem. W belkach bez strzemion ten sam odcinek rysy nie skutkuje zwiększeniem siły ścinającej, ponieważ pozostaje kinematycznie nieaktywny z punktu widzenia zazębiania kruszywa. Oznacza to, że w analizie ścinania belek teowych nie należy pomijać specyfiki kształtu przekroju i traktować go jedynie jako wariantu belki prostokątnej.

Ograniczeniem przeprowadzonych badań jest niewielka liczba elementów w analizowanej serii (jedna belka w danym wariancie). Wyniki mają zatem charakter jakościowy i nie mogą sta-

statistical basis. Nevertheless, the observed trends are consistent with the findings of other researchers [6÷10].

For the interpretation of the tests, an important finding is that an accurate assessment of the stirrup contribution (V_s) requires knowledge of the actual intersections between the critical crack and individual transverse reinforcement legs. Neither the stirrup arrangement nor the measured strains alone provide sufficient information. In this context, DIC is not merely a visualisation technique but a tool that supports the interpretation of experimental results and reduces the risk of overestimating the contribution of V_s in the development of simplified design models.

Conclusions

Based on the experimental study, the following conclusions were drawn:

1) The use of GFRP stirrups at 250 mm spacing increased the shear capacity by 128% relative to the beam without transverse reinforcement, from 102.9 to 234.2 kN. With stirrups spaced at 120 mm, the increase relative to TG-N was 239%, reaching 348.4 kN. Reducing the stirrup spacing from 250 to 120 mm provided a further 49% increase in shear capacity.

2) The DIC system (ARAMIS 6M) enables the simultaneous tracking of critical-crack development, measurement of crack opening w and crack slip Δ, and construction of total deformation profiles δ_{tot} along the crack, providing an effective tool for verifying shear-capacity decomposition models.

3) Nominal stirrup spacing does not directly correspond to effective stirrup mobilisation. Not all stirrups within the shear span intersect the critical crack. DIC measurements identify the stirrups that actually contribute, which is important both for interpreting experimental results and for verifying calculation procedures.

4) In a T-shaped cross-section, the critical crack forms a characteristic, nearly horizontal segment along the underside of the flange. In beams with stirrups, this segment enhances the effective mobilisation of transverse reinforcement, whereas in beams without transverse reinforcement it remains kinematically inactive with respect to aggregate interlock.

5) Closer stirrup spacing increases the number of cracks with similar openings and expands the active aggregate-interlock zone within the web. Beam TG-120 exhibited a more uniform deformation profile δ_{tot} than TG-250, indicating more effective redistribution of shear deformations.

This research was funded by the National Science Centre, Poland under the OPUS call in the Weave programme, project no. 2023/51/I/ST11/00069, and by the Czech Science Foundation, project no. 25-14337L, within the project entitled "Multi-fidelity modelling of shear concrete strength based on experiments, simulation and probabilistic approaches (MMOSS)".

Fot. autors

Received: 12.05.2026
Revised: 28.07.2026
Published: 21.10.2026

nować bezpośredniej podstawy statystycznej. Zaobserwowane zależności są jednak zgodne z wynikami innych badaczy [6÷10].

Na podstawie analiz przeprowadzanych badań stwierdzono, że prawidłowa ocena wkładu strzemion (V_s) wymaga znajomości rzeczywistego przecięcia rysy krytycznej z poszczególnymi ramionami zbrojenia poprzecznego. Geometria rozstawu strzemion i zmierzone wartości odkształceń nie dają wystarczającej informacji. Pomiar DIC nie jest w tym kontekście jedynie techniką wizualizacyjną, lecz narzędziem wspomagającym interpretację wyników badań, ograniczającym ryzyko przeszacowania udziału V_s w opracowywanych uproszczonych modelach projektowych.

Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych badań sformułowano następujące wnioski:

1) zastosowanie strzemion GFRP w rozstawie 250 mm zwiększyło nośność na ścinanie o 128% w porównaniu z belką bez zbrojenia poprzecznego ze 102,9 do 234,2 kN; w przypadku rozstawu 120 mm wzrost w porównaniu z TG-N wyniósł 239%, (do 348,4 kN). Zmniejszenie rozstawu strzemion z 250 do 120 mm zapewniło dodatkowy wzrost nośności o 49%;

2) system DIC (ARAMIS 6M) umożliwia jednoczesne śledzenie rozwoju rysy krytycznej, pomiar rozwarcia w i poślizgu Δ oraz budowę profili całkowitej deformacji δ_{tot} wzdłuż rysy, co stanowi skuteczne narzędzie weryfikacji modeli dekompozycji nośności na ścinanie;

3) nominalny rozstaw strzemion nie jest tożsamy z ich efektywną aktywacją; nie wszystkie strzemiona obecne w strefie ścinania przecinają rysę krytyczną. Pomiar DIC pozwala zidentyfikować rzeczywiście współpracujące strzemiona, co ma znaczenie zarówno w interpretacji wyników badań, jak i w przypadku weryfikacji procedur obliczeniowych;

4) w przekroju teowym rysa krytyczna tworzy charakterystyczny, niemal poziomy segment wzdłuż dolnej powierzchni półki, który w belkach ze strzemionami zwiększa efektywną mobilizację zbrojenia poprzecznego, natomiast w belkach bez zbrojenia poprzecznego pozostaje kinematycznie nieaktywny z punktu widzenia zazębiania kruszywa;

5) gęstszy rozstaw strzemion zwiększa liczbę rys o zbliżonym rozwarciu oraz poszerza aktywną strefę zazębiania kruszywa w środniku. Belka TG-120 wykazywała bardziej jednorodny profil deformacji δ_{tot} niż TG-250, co świadczy o skuteczniejszej redystrybucji odkształceń ścinających.

Badania sfinansowane zostały przez Narodowe Centrum Nauki w ramach konkursu OPUS w programie Weave nr 2023/51/I/ST11/00069 oraz Czeską Fundację Naukową, projekt numer 25-14337L, w ramach projektu pt. Wielopoziomowe modelowanie nośności na ścinanie na podstawie badań, symulacji i metod probabilistycznych (WMNSS).

Fot. autorzy

Artykuł wpłynął do redakcji: 12.05.2026 r.
Otrzymano poprawiony po recenzjach: 28.07.2026 r.
Opublikowano: 21.10.2026 r.

Literature

[1] Resende TL, Pacheco DDE, Cardoso DCT, Noël M. Analysis of the shear behavior of GFRP reinforced concrete beams through crack kinematics and shear transfer mechanisms. Eng Struct 2025;340:120778. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2025.120778.

[2] Cavagnis F, Fernández Ruiz M, Muttoni A. An analysis of the shear-transfer actions in reinforced concrete members without transverse reinforcement based on refined experimental measurements. Struct Concr 2018;19:49–64. https://doi.org/10.1002/suco.201700145.

[3] Monney F, Fernández Ruiz M, Muttoni A. Influence of amount of shear reinforcement and its post-yield response on the shear resistance of reinforced concrete members. Struct Concr 2023;24:1002–34. https://doi.org/10.1002/suco.202200331.

[4] Fernández Ruiz M. The influence of the kinematics of rough surface engagement on the transfer of forces in cracked concrete. Eng Struct 2021;231:111650. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111650.

[5] D'Antino T, Pisani MA. Long-term behavior of GFRP reinforcing bars. Compos Struct 2019;227:111283. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2019.111283.

[6] Zhao J, Bao X, Yang S, Wang Z, He H, Xu X. Experimental and Theoretical Studies on the Shear Performance of Concrete Beams Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Stirrups. Materials 2024;17:593. https://doi.org/10.3390/ma17030593.

[7] Li W, Huang W, Fang Y, Zhang K, Liu Z, Kong Z. Experimental and theoretical analysis on shear behavior of RC beams reinforced with GFRP stirrups. Structures 2022;46:1753–63. https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.10.138.

[8] Iraqy A, Eladawy M, Ibrahim B, Ahmed E, Benmokrane B. Shear behavior of concrete beams reinforced with new-generation GFRP bars and stirrups: Experimental and theoretical strain limit analysis. Eng Struct 2026;354:122425. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2026.122425.

[9] Szczech D, Kotynia R. Effect of Shear Reinforcement Ratio on The Shear Capacity of GFRP Reinforced Concrete Beams. Arch Civ Eng 2021:425–37. https://doi.org/10.24425/ace.2021.136481.

[10] Szczech D, Kotynia R. Shear tests on GFRP reinforced concrete beams. MATEC Web Conf 2020;323:01009. https://doi.org/10.1051/matecconf/202032301009.

[11] Szczech D. Analysis of the effect of variable parameters on the shear capacity of elements reinforced with FRP bars. Mater Bud 2024;1:14–23. https://doi.org/10.15199/33.2024.11.02.

[12] European Committee for Standardization (CEN). Testing hardened concrete – Part 3: Compressive strength of test specimens (EN 12390-3:2019). Brussels, Belgium: CEN; 2019.

[13] European Committee for Standardization (CEN). Testing hardened concrete – Part 6: Tensile splitting strength of test specimens (EN 12390-6:2023). Brussels, Belgium: CEN; 2023.

[14] International Organization for Standardization (ISO). Steel for the reinforcement and prestressing of concrete – Test methods – Part 1: Reinforcing bars, rods and wire (EN ISO 15630-1:2019). Geneva, Switzerland: ISO; 2019.

[15] Han Z, Qu W, Zhu P. Tensile behavior of GFRP bar at quasi-static and high strain rate. Constr Build Mater 2023;364:129915. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129915.

[16] Cavagnis F, Fernández Ruiz M, Muttoni A. A mechanical model for failures in shear of members without transverse reinforcement based on development of a critical shear crack. Eng Struct 2018;157:300–15. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.12.004.

[17] Cavagnis F, Fernández Ruiz M, Muttoni A. Shear failures in reinforced concrete members without transverse reinforcement: An analysis of the critical shear crack development on the basis of test results. Eng Struct 2015;103:157–73. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.09.015.