

dr inż. Damian Szczech¹⁾
ORCID: 0000-0002-8357-2877

The effect of stirrup spacing and stirrup diameter on the shear capacity of concrete beams with GFRP reinforcement

Wpływ rozstawu i średnicy strzemion na nośność na ścinanie belek betonowych ze zbrojeniem GFRP

DOI: 10.15199/33.2025.07.09

Abstract. The paper investigates the effect of stirrup spacing s and stirrup diameter ϕ_s on the shear capacity of beams with non-metallic reinforcement. Stirrups of $\phi 8$ were used with a spacing of 120 mm, and stirrups of $\phi 12$ were used with a spacing of 270 mm, maintaining a uniform transverse reinforcement ratio $\rho_w = 0,33\%$. The influence of stirrup spacing was analysed in beams with two different longitudinal reinforcement ratios: $\rho_l = 2,9\%$ and $\rho_l = 3,7\%$. The paper presents the quantitative and qualitative influence of these parameters on the shear capacity and behaviour of the beams.

Keywords: shear; GFRP reinforcement; stirrup spacing; transverse reinforcement ratio.

Streszczenie. W artykule przeanalizowano wpływ rozstawu strzemion s i ich średnicy ϕ_s na nośność na ścinanie belek ze zbrojeniem niemetalicznym. Przyjęto strzemiona $\phi 8$ w rozstawie co 120 mm oraz strzemiona $\phi 12$ w rozstawie co 270 mm, zachowując jednolity stopień zbrojenia poprzecznego $\rho_w = 0,33\%$. Analizowano wpływ rozstawu strzemion w belkach o dwóch różnych stopniach zbrojenia podłużnego: $\rho_l = 2,9\%$ oraz $\rho_l = 3,7\%$. Przedstawiono ilościowy i jakościowy wpływ tego parametru na nośność na ścinanie oraz zachowanie się belek.

Słowa kluczowe: ścinanie; zbrojenie GFRP; rozstaw strzemion; stopień zbrojenia poprzecznego.

Shear in concrete elements is a highly complex phenomenon which, despite extensive research efforts, remains the subject of ongoing debate and technical uncertainty. The coexistence of shear force and bending moment in support regions results in a complex state of stress [1, 2].

The shear capacity of elements without transverse reinforcement primarily depends on three factors, with their approximate contributions estimated as follows: 30 – 50% due to aggregate interlock, 20 – 40% resulting from the contribution of the compressed concrete zone, and 15 – 25% attributed to the dowel action of longitudinal reinforcement [3]. In the case of transversely reinforced elements, these proportions change significantly, making it difficult to unambiguously determine the contribution of each mechanism to the overall shear resistance [4]. Transverse shear reinforcement facilitates the transfer of tensile stresses across diagonal shear cracks, provides confinement of the compressed concrete zone (thus enhancing shear capacity), and, by restraining longitudinal reinforcement, helps to prevent concrete splitting caused by the dowel action of the longitudinal bars [5 ÷ 7]. Other parameters influencing the shear capacity and failure mode include the shear slenderness ratio a/d (the ratio of the shear span a to the effective depth d of the member), the longitudinal reinforcement ratio, member dimensions, loading and support configuration, aggregate type

Ścinanie w elementach betonowych jest zjawiskiem bardzo złożonym, które mimo szeroko prowadzonych badań nadal pozostaje przedmiotem wielu dyskusji i wątpliwości merytorycznych. Występowanie siły tnącej i momentu zginającego w obszarze podpór jest przyczyną złożonego stanu naprężenia [1, 2].

Nośność na ścinanie elementów bez zbrojenia poprzecznego zależy głównie od trzech czynników, których szacunkowy udział kształtuje się następująco: 30 – 50% – ząbienie się kruszywa, 20 – 40% – udział ściskanej strefy betonu oraz 15 – 25% – efekt siły klockującej [3]. W przypadku elementów zbrojonych poprzecznie proporcje te ulegają istotnej zmianie, co znacznie utrudnia jednoznaczne określenie udziału poszczególnych mechanizmów w ogólnej nośności na ścinanie [4]. Zbrojenie poprzeczne na ścinanie umożliwia przenoszenie naprężeń rozciągających w miejscu ukośnych rys ścinających, kępuje beton w strefie ściskanej, co zwiększa nośność na ścinanie, a także, dzięki skrupowaniu zbrojenia podłużnego, zapobiega rozłupywaniu betonu przez klockowanie zbrojenia podłużnego [5 ÷ 7]. Innymi parametrami wpływającymi na sposób zniszczenia i nośność na ścinanie są: smukłość ścinania a/d (stosunek odległości przyłożenia obciążenia od podpory a do wysokości użytecznej elementu d); stopień zbrojenia podłużnego; wymiary elementu; sposób obciążenia i podparcia; rodzaj i uziarnienie kruszywa oraz średnica zbrojenia podłużnego [8, 9]. Analiza wpływu zmiennych parametrów na nośność na ścinanie została szczegółowo opisana w publikacjach własnych [10 ÷ 12]. Określenie no-

¹⁾ Lodz University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Architecture and Environmental Engineering; damian.szczech@p.lodz.pl

and grading, and the diameter of the longitudinal reinforcement bars [8–9]. The impact of these parameters on shear capacity has been thoroughly investigated by the present author and described in previous publications [10–12]. Determining the shear capacity of concrete beams becomes more challenging when both the longitudinal and transverse reinforcements are made of FRP bars, which unlike steel, are anisotropic materials [13, 14]. FRP bars exhibit significantly different mechanical properties in the longitudinal and transverse directions. Compared to traditional steel reinforcement, they differ in their linear-elastic stress-strain characteristics over the entire load range, lower elastic modulus and much higher tensile strength.

One of the key variable parameters influencing the shear capacity of FRP-reinforced beams is the transverse reinforcement ratio ρ_t . Most design models and guidelines incorporate a linear relationship between the transverse reinforcement ratio ρ_t and the shear capacity contributed by the transverse reinforcement V_f [15–19].

The transverse reinforcement ratio ρ_t is defined as the ratio of the area of transverse reinforcement A_{st} to the product of the stirrup spacing s , beam width b_w and the sine of the stirrup inclination angle α with respect to the longitudinal axis of the beam (Equation 1).

$$\rho_t = \frac{A_{st}}{s \cdot b_w \cdot \sin \alpha} \quad (1)$$

By varying the spacing and diameter of stirrups while maintaining a constant reinforcement ratio, the theoretical shear capacity contributed by the stirrups remains unchanged. However, this does not correspond with the actual shear capacity observed in practice. Based on a review of the literature in shear testing of beams reinforced longitudinally and transversely with FRP bars [20], experimental study was carried out to analyse the effect of stirrup spacing and diameter on shear resistance.

Experimental programme and elements

The experimental programme involved six concrete beams reinforced with Glass Fibre Reinforced Polymer (GFRP) bars. A constant transverse reinforcement ratio of $\rho_w = 0,33\%$ was maintained, using two different stirrup arrangements (see Figure 1). Beams TG-525-8/120-30 and TG-528-8/120-30 were reinforced with $\phi 8$ stirrups spaced at 120 mm, whereas beams TG-525-12/270-30 and TG-528-12/270-30 utilised $\phi 12$ stirrups spaced at 270 mm. The effect of stirrup spacing was examined in beams with two different longitudinal reinforcement ratios: $\rho_l = 2,9\%$ and $\rho_l = 3,7\%$, corresponding to 5 $\phi 25$ and 5 $\phi 28$ longitudinal bars, respectively. Two reference beams, TG-525-N-30 and TG-528-N-30, were prepared without any transverse reinforcement. The variable parameters of the test programme are summarised in Table 1.

The experimental study examined simply supported T-section beams with a support-to-

śności na ścinanie w belkach jest utrudnione, gdy zbrojenie podłużne i poprzeczne wykonano z prętów FRP, które w przeciwieństwie do stali, są materiałami anizotropowymi [13, 14]. Pręty FRP wykazują inne właściwości mechaniczne wzdłuż i w poprzek włókien. W porównaniu z tradycyjnym zbrojeniem stalowym różnią się liniowo-sprężystą charakterystyką naprężenie-odkształcenie w całym zakresie obciążeń, mniejszym modułem sprężystości oraz znacznie większą wytrzymałością na rozciąganie.

Jednym z podstawowych parametrów zmiennych wpływających na nośność na ścinanie belek zbrojonych prętami FRP jest stopień zbrojenia poprzecznego ρ_t . Większość modeli i wytycznych projektowych uwzględnia liniowy wpływ stopnia zbrojenia poprzecznego ρ_t na nośność zbrojenia poprzecznego na ścinanie V_f [15–19].

Stopień zbrojenia poprzecznego ρ_t wyznaczany jest jako stosunek pola powierzchni zbrojenia poprzecznego A_{st} do iloczynu jego rozstawu s , szerokości belki b_w i sinusa kąta nachylenia zbrojenia do podłużnej osi belki $\sin \alpha$:

$$\rho_t = \frac{A_{st}}{s \cdot b_w \cdot \sin \alpha} \quad (1)$$

Modyfikując rozstaw i średnicę strzemion, przy zachowaniu jednakowego stopnia zbrojenia, teoretyczna nośność zbrojenia poprzecznego nie zmienia się. Nie pokrywa się to jednak z rzeczywistą nośnością belek na ścinanie. Na podstawie przeglądu literatury dotyczącej badań na ścinanie belek zbrojonych podłużnie i poprzecznie prętami FRP [20] przeprowadzono własne badania doświadczalne, w celu analizy wpływu rozstawu strzemion i ich średnicy na nośność na ścinanie.

Program badań i elementy badawcze

Program badań obejmował sześć belek betonowych ze zbrojeniem kompozytowym z włókien szklanych (GFRP). Zachowując jednolity stopień zbrojenia poprzecznego $\rho_w = 0,33\%$, przyjęto dwa różne układy strzemion (rysunek 1). Zaprojektowano strzemiona $\phi 8$ w rozstawie co 120 mm (belki TG-525-8/120-30 i TG-528-8/120-30) oraz strzemiona $\phi 12$ w rozstawie co 270 mm (belki TG-525-12/270-30 i TG-528-12/270-30).

Analizę wpływu rozstawu strzemion przeprowadzono na belkach o dwóch różnych stopniach zbrojenia podłużnego: $\rho_l = 2,9\%$ oraz $\rho_l = 3,7\%$, zakładając odpowiednio 5 $\phi 25$ oraz 5 $\phi 28$. Dwa elementy badawcze przyjęto bez zbrojenia poprzecznego (belki TG-525-N-30 i TG-528-N-30). Parametry zmienne programu badawczego przedstawiono w tabeli 1.

W badaniach doświadczalnych analizowano belki swobodnie podparte o teowym przekroju poprzecznym, rozpiętości w osiach podpór 1800 mm i długości całkowitej

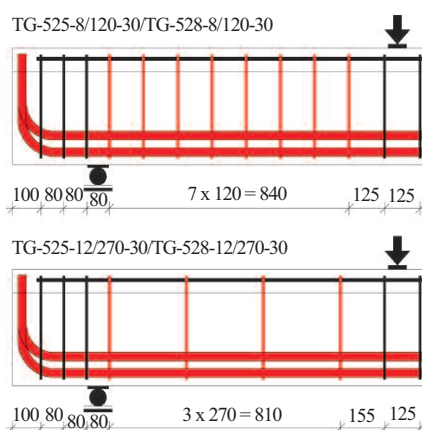


Fig. 1. Stirrup arrangement in beams
Rys. 1. Układ strzemion w belkach

support span of 1800 mm and a total length of 2400 mm. Each beam was subjected to a single concentrated load positioned 1050 mm from the centreline of one support. All beams had a height $h = 400$ mm, web width $b_w = 250$ mm, flange width $b_{eff} = 650$ mm and flange thickness $h_f = 80$ mm.

Longitudinal reinforcement in the form of ribbed glass fibre composite bars (GFRP) ($5 \phi 25$ or $5 \phi 28$) was assumed along the entire length of the beam, and transverse reinforcement in the form of closed, ribbed GFRP stirrups ($\phi 8$ at 120 mm or $\phi 12$ at 270 mm) was assumed in the shear section. In order to eliminate the arch effect in the beams, a shear slenderness ratio of more than 3.1 was safely assumed, resulting in an asymmetric static scheme. The opposing support zone was heavily reinforced with steel stirrups and bent bars.

Figure 2 presents the reinforcement layout, geometry, and support configuration of beam TG-525-12/270-30. The remaining beams followed the same reinforcement principles. All specimens were cast using ready-mix concrete with a target compressive strength of 30 MPa, consistency class S3, and a maximum aggregate size of 16 mm.

Table 1. Variable parameters in research program

Tabela 1. Parametry zmienne w programie badawczym

Element	Longitudinal reinforcement/ Zbrojenie podłużne	ρ_l [%]	Stirrup diameter/ Średnica strzemion [mm]	Stirrup spacing/ Rozstaw strzemion [mm]	ρ_w [%]
TG-525-8/120-30	$5 \phi 25$	2,9	8	120	0,33
TG-525-12/270-30			12	270	0,33
TG-525-N-30			without transverse reinforcement/ bez zbrojenia poprzecznego		
TG-528-8/120-30	$5 \phi 28$	3,7	8	120	0,33
TG-528-12/270-30			12	270	0,33
TG-528-N-30			without transverse reinforcement/ bez zbrojenia poprzecznego		

2400 mm. Belki obciążano siłą skupioną przyłożoną w odległości 1050 mm od osi podpory. Przekrój wszystkich belek miał wysokość $h = 400$ mm, szerokość środnika $b_w = 250$ mm, a półki szerokość $b_{eff} = 650$ mm oraz wysokość $h_f = 80$ mm.

Na całej długości belki przyjęto zbrojenie podłużne z żebrowanych prętów kompozytowych z włókien szklanych (GFRP) ($5 \phi 25$ lub $5 \phi 28$), a na odcinku ścinania zbrojenie poprzeczne w postaci zamkniętych, żebrowanych strzemion GFRP ($\phi 8$ co 120 mm lub $\phi 12$ co 270 mm). Aby wyeliminować efekt łukowo-ściągowy w belkach, założono bezpiecznie smukłość ścinania powyżej 3,1, co skutkowało niesymetrycznym schematem statycznym. Drugą strefę przypodporową zabezpieczono na ścinanie strzemionami stalowymi i prętami odgiętymi.

Na rysunku 2 przedstawiono zbrojenie belki TG-525-12/270-30 wraz ze schematem statycznym i geometrią. Pozostałe elementy były zbrojone analogicznie. Elementy badawcze wykonano z betonu towarowego o projektowanej wytrzymałości na ściskanie 30 MPa, konsystencji S3 i maksymalnej średnicy kruszywa 16 mm.

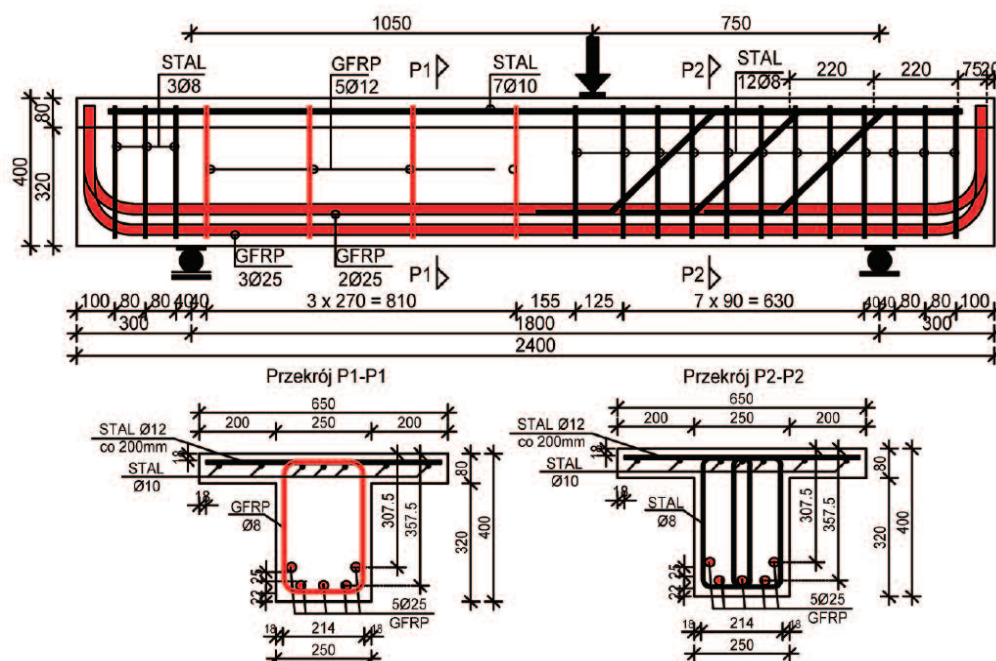


Fig. 2. Geometry, static scheme and reinforcement of beams
Rys. 2. Geometria, schemat statyczny i zbrojenie belek

Material testing

Testing of the GFRP glass bars showed an average tensile strength $f_{t,um}$ of $\phi 8$ bars of 1529 MPa ($\sigma_{f,um} = 112$ MPa), $\phi 12$ bars of 1445 MPa ($\sigma_{f,um} = 31$ MPa) and $\phi 25$ bars of 1167 MPa ($\sigma_{f,um} = 14$ MPa). For bars $\phi 28$ strength above 1026 MPa was

Badania materiałowe

Pręty GFRP $\phi 8$ wykazały średnią wytrzymałość na rozciąganie $f_{t,um}$ równą 1529 MPa ($\sigma_{f,um} = 112$ MPa), pręty $\phi 12$ – 1445 MPa ($\sigma_{f,um} = 31$ MPa), a pręty $\phi 25$ – 1167 MPa ($\sigma_{f,um} = 14$ MPa). W przypadku prętów $\phi 28$ określono wytrzymałość

determined. The average modulus of elasticity for the stirrups was equal to $E_{fm} = 76$ GPa, while for the longitudinal bars $E_{fm} = 65,2$ GPa. The limiting strain at rupture ε_{fum} was achieved at 18 – 23‰. The parameters of the GFRP composite bars obtained from the material tests are in accordance with the parameters declared by the bar manufacturer ($f_{fu} > 950$ MPa, $E_f > 60$ GPa). The material tests confirmed fully linear stress-strain characteristics for the GFRP composite bars up to failure.

On the cubic specimens, the average compressive strength of the concrete $f_{c,cube} = 47,9$ MPa and the average tensile strength of the concrete $f_{ct, rozl} = 3,5$ MPa were determined. On the cylindrical specimens, the average compressive strength of the concrete $f_{c, cyl} = 39,7$ MPa and the average elastic modulus of the concrete $E_c = 30,3$ GPa were determined.

Experimental results

The beams were monitored using linear variable differential transformers (LVDTs). Concrete strains were measured in both the compressive and tensile zones of the beam using horizontally positioned inductive displacement sensors. To capture concrete strains along the lateral surface of the web within the shear span, sensors arranged in four-point rosettes forming equilateral triangles were employed. The vertical displacements of the beams were recorded with sensors in the longitudinal axis of the beam at the centre of the top flange, and the deformations of the longitudinal and transverse reinforcement with strain gauges. The layout of the LVDT sensors is illustrated in Figure 3.

The results obtained from the experimental investigations are summarised in Table 2. The table presents the values of the maximum applied force F_{max} and the corresponding transverse shear force V_{max} , as well as the maximum shear stress τ_{max} . It also includes the force at which initial diagonal cracking occurred F_{cr} the corresponding shear force V_{cr} and the associated shear stress level τ_{cr} . All tested beams failed in shear within the monitored shear span located on the left side of the beam. Analysis of the crack pattern and failure mechanism (Figure 4) did not reveal any loss of bond between the concrete and either the longitudinal or transverse reinforcement. In the case of beam TG-528-12/270-30, the failure was sudden and primarily associated with the rupture of the GFRP stirrups at the bend corners. The crack patterns observed in the tested beams are illustrated in Figure 4. The figure indicates the location and configuration of the critical

powyżej 1026 MPa. Średni moduł sprężystości strzemion był równy $E_{fm} = 76$ GPa, natomiast prętów podłużnych $E_{fm} = 65,2$ GPa. Graniczne odkształcenia przy zerwaniu ε_{fum} osiągnięto na poziomie 18 – 23‰. Parametry prętów kompozytowych GFRP uzyskane z badań materiałowych są zgodne z deklarowanymi przez producenta ($f_{fu} > 950$ MPa, $E_f > 60$ GPa). Badania materiałowe prętów kompozytowych GFRP potwierdziły liniową charakterystykę naprężenie-odkształcenie, aż do ich zerwania.

Na próbkach sześciennych określono średnią wytrzymałość betonu na ściskanie $f_{c,cube} = 47,9$ MPa oraz jego średnią wytrzymałość na rozciąganie $f_{ct, rozl} = 3,5$ MPa, natomiast na próbkach walcowych średnią wytrzymałość betonu na ściskanie $f_{c, cyl} = 39,7$ MPa oraz średni moduł sprężystości betonu $E_c = 30,3$ GPa.

Wyniki przeprowadzonych badań

Odształcenia betonu mierzono w ściskanej i rozciąganej strefie belki, za pomocą poziomo umieszczonych czujników indukcyjnych. Do rejestracji odkształceń betonu na bocznej powierzchni średnika belki, na długości odcinka ścinania, zastosowano czujniki w kształcie czterech rozet na planie trójkątów równobocznych. Przemieszczenia pionowe belek rejestrowano czujnikami w osi podłużnej belki na środku górnej półki, a odkształcenie zbrojenia podłużnego i poprzecznego tensometrami. Schemat rozmieszczenia czujników LVDT przedstawiono na rysunku 3.

Wyniki badań zestawiono w tabeli 2. Przedstawiono wartości maksymalnej siły obciążającej F_{max} i odpowiadającej jej siły poprzecznej V_{max} , a także naprężeń ścinających τ_{max} i siły, przy której doszło do zarysowania ukośnego belki F_{cr} oraz odpowiadającej jej siły poprzecznej V_{cr} i poziom naprężeń stycznych τ_{cr} . Wszystkie badane belki zniszczyły się wskutek ści-

niania z lewej strony. Analizując ich schemat zarysowania i zniszczenia (rysunek 4), nie zaobserwowano utraty przyczepności pomiędzy betonem a zbrojeniem podłużnym, ani zbrojeniem poprzecznym. W belce TG-528-12/270-30 zniszczenie odbyło się w sposób nagły, co było związane z uszkodzeniem strzemion GFRP w narożniku ich zagięcia. Na rysunku 4 zaznaczono czerwonym kolorem położenie i kształt ukośnej rysy niszczącej. Zaobserwowano, że belki ze strzemiona-

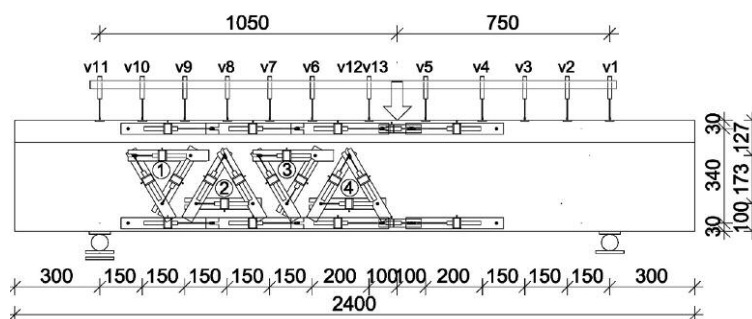


Fig. 3. LVDT sensor configuration for strain measurement

Rys. 3. Schemat rozmieszczenia czujników LVDT do pomiaru odkształceń

Table 2. Beam test results

Tabela 2. Wyniki badania belek

Element	F_{max} [kN]	V_{max} [kN]	τ_{max} [MPa]	F_{cr} [kN]	V_{cr} [kN]	τ_{cr} [MPa]	α_{cr} [°]	s_{cr} [mm]
TG-525-N-30	262	109	1,31	102	43	0,51	55	185
TG-525-8/120-30	780	325	3,90	160	67	0,80	38	430
TG-525-12/270-30	646	269	3,23	140	58	0,70	49	130
TG-528-N-30	281	117	1,42	111	46	0,56	56	40
TG-528-8/120-30	858	358	4,34	180	75	0,91	37	140
TG-528-12/270-30	538	224	2,72	170	71	0,86	45	220

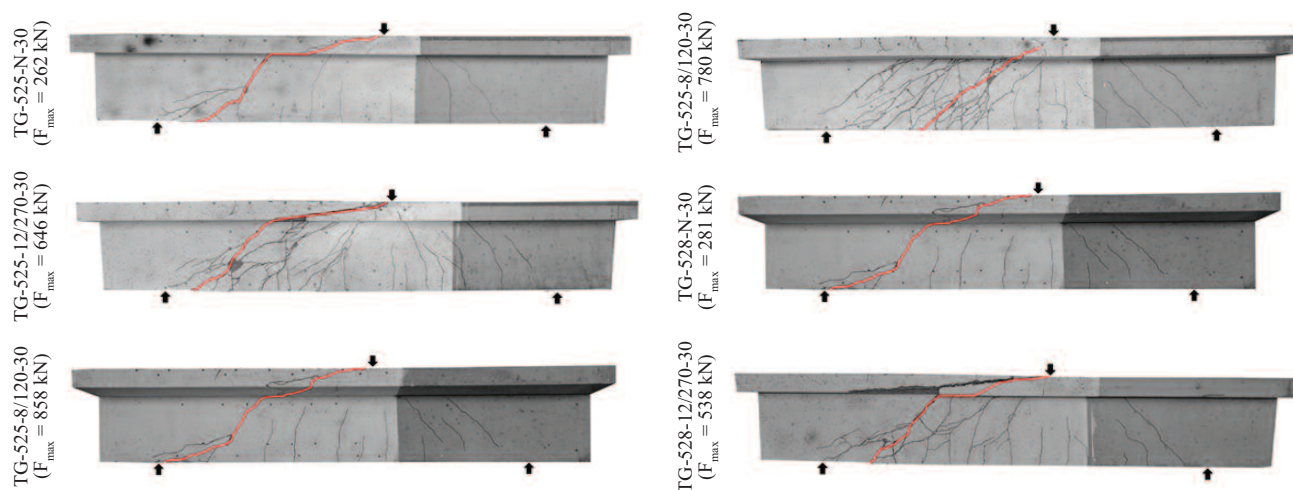


Fig. 4. Crack patterns and the view of beams after failure

Rys. 4. Obraz zarysowania i widok belek po zniszczeniu

diagonal shear cracks. It was observed that beams reinforced with $\phi 12$ stirrups at 270 mm spacing exhibited flexural cracking at a lower load level ($F_{cr, bend}$) compared to beams with the same transverse reinforcement ratio ($\rho_w = 0,33\%$), but with more closely spaced $\phi 8$ stirrups at 120 mm. A similar trend was noted for the load level at which diagonal shear cracking occurred ($F_{cr, shear}$) – the beams with wider stirrup spacing exhibited lower cracking loads. This relationship was consistent across both levels of longitudinal reinforcement. The observed difference may be attributed to the confinement effect provided by the denser distribution of smaller-diameter stirrups, which enhances the shear resistance by restricting crack propagation and improving the integrity of the compressed concrete zone.

The experimental results also revealed differences in the inclination angle of the critical shear crack α_{cr} and the location of its initiation point relative to the support s_{cr} . Both parameters are summarised in Table 2. The inclination angle of the critical diagonal crack (measured at mid-height of the web in the region of the strain gauge rosettes) which led to the failure of beams without transverse reinforcement ranged from 55° to 56° . In contrast, for beams reinforced with GFRP stirrups, the crack inclination angle was observed to vary between 37° and 49° . This considerable variation in crack inclination may be attributed to the complex behaviour of shear stress transfer mechanisms, the significant variability in the mechanical properties of both longitudinal and transverse GFRP reinforcement, the efficiency of bond between the GFRP bars and concrete, as well as the inherent heterogeneity of concrete as a material [21 – 22].

Analysis of the shear deformations measured by the strain gauge rosettes also indicates a detrimental influence of increased transverse reinforcement diameter when combined with a larger stirrup spacing. For beams with an identical transverse reinforcement ratio $\rho_w = 0,33\%$, but different stirrup configurations: $\phi 8$ co 120 mm i $\phi 12$ co 270 mm, significantly lower strain values were recorded in the specimens with more closely spaced stirrups.

All beams exhibited a similar, linear load – deflection behaviour prior to cracking. However, once cracking occurred, differences in beam stiffness became evident. In beams without transverse reinforcement, stiffness increased with the

mi $\phi 12$ co 270 mm uległy zarysowaniu od zginania przy mniejszym obciążeniu ($F_{cr, bend}$) niż belki o tym samym stopniu zbrojenia poprzecznego ($\rho_w = 0,33\%$), ale ze strzemiionami o gęstszym rozstawie – $\phi 8$ co 120 mm. Tę samą różnicę zaobserwowano w przypadku obciążenia, przy którym belka zarysowała się ukośnie ($F_{cr, shear}$). W przypadku belek ze zbrojeniem siła rysująca była mniejsza. Zależność ta występowała w przypadku obu stopni zbrojenia podłużnego. Przyczyną może być wpływ skrępowania betonu przez bardziej gęste rozmieszczenie strzemion o mniejszej średnicy.

Odnutowano różnice w nachyleniu rysy niszczącej od ścinania α_{cr} oraz położeniu jej początku względem podpory s_{cr} . Obie wartości zestawiono w tabeli 2. Nachylenie krytycznej rysy niszczącej (mierzonej w środku wysokości belki, na wysokości rozet), która spowodowała zniszczenie belek bez zbrojenia poprzecznego, wyniosło 55° – 56° . W przypadku belek zbrojonych strzemiionami kąt nachylenia rysy niszczącej wyniósł 37° – 49° . Przyczyną zmiany nachylenia rysy ścinającej w tak szerokim zakresie może być skomplikowane zachowanie się mechanizmów przenoszenia naprężeń ścinających, duża zmienność właściwości mechanicznych podłużnego i poprzecznego zbrojenia GFRP, stopień przyczepności zbrojenia do betonu oraz niejednorodność betonu [21, 22].

Analizując odkształcenia ścinające w rozetach, zauważono negatywny wpływ większej średnicy zbrojenia poprzecznego GFRP przy większym rozstawie strzemion. W belkach zbrojonych prętami GFRP o tym samym stopniu zbrojenia poprzecznego $\rho_w = 0,33\%$, ale o różnym rozstawie strzemion: $\phi 8$ co 120 mm i $\phi 12$ co 270 mm, znacznie mniejsze wartości odkształceń zarejestrowano w przypadku belek zbrojonych o mniejszym rozstawie strzemion.

Wszystkie belki prezentowały podobne, liniowe zachowanie się przed zarysowaniem, ale po powstaniu rysy, różna jest ich sztywność. W przypadku belek bez strzemion sztywność zwiększa się wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia podłużnego ρ_p , co prowadzi do mniejszego ugięcia przy tym samym poziomie obciążenia.

longitudinal reinforcement ratio ρ_l resulting in reduced deflections under comparable loading levels.

Table 3 presents the deflection characteristics of the tested beams at various load levels. Specifically, the table includes the deflection corresponding to the bending crack initiation force

$F_{cr, bend}$ at which flexural cracking was recorded in the bottom tensile zone of the beam, as well as the deflection at the diagonal crack initiation force $F_{cr, shear}$, associated with the formation of the first inclined shear crack. Additionally, the maximum deflection u_{max} measured at the point of load application is reported.

An analysis of beam deflections reveals a distinctly adverse effect of using larger-diameter stirrups at wider spacing – while maintaining the same transverse reinforcement ratio $\rho_w = 0,33\%$ in beams with a longitudinal reinforcement ratio $\rho_l = 2,9\%$. In the beam reinforced transversely with GFRP ϕ 12 at 270 mm (TG-525-12/270-30) vertical displacements were significantly greater than those observed in the beam reinforced with ϕ 8 stirrups spaced at 120 mm (TG-525-12/270-30). Figure 5 illustrates the load – curvature relationship for the tested specimens.

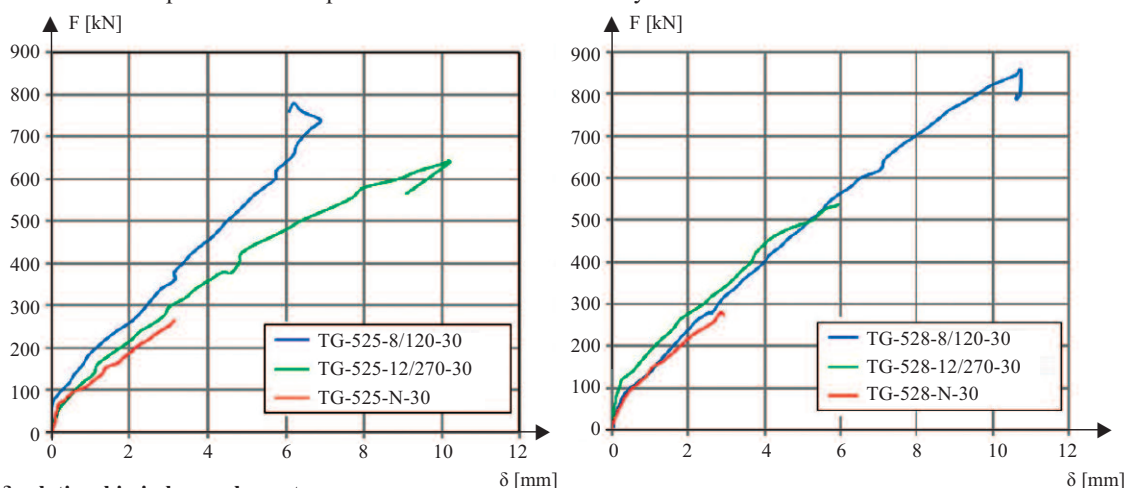


Fig. 5. $F - \delta$ relationship in beam elements

Rys. 5. Zależność $F - \delta$ w elementach belkowych

Based on the strain components recorded by each strain rosette sensor ($\epsilon_a, \epsilon_b, \epsilon_c$) the principal strains (ϵ_1 i ϵ_2), were calculated in accordance with Equation (2). Table 4 presents the values of the principal strains corresponding to the maximum load reached by each beam. The grey colour indicates the rosettes through which the critical crack has passed.

$$\epsilon_{1,2} = \frac{1}{3} (\epsilon_a + \epsilon_b + \epsilon_c) \pm \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_a - \epsilon_b)^2 + (\epsilon_b - \epsilon_c)^2 + (\epsilon_a - \epsilon_c)^2} \quad (2)$$

Table 4. Principal strain results for rosettes

Tabela 4. Wyniki odkształceń głównych rozet

Element	Rosette 1/Rozeta 1		Rosette 2/Rozeta 2		Rosette 3/Rozeta 3		Rosette 4/Rozeta 4	
	ϵ_1 [%]	ϵ_2 [%]	ϵ_1 [%]	ϵ_2 [%]	ϵ_1 [%]	ϵ_2 [%]	ϵ_1 [%]	ϵ_2 [%]
TG-525-8/120-30	4,07	-0,39	23,41	-0,41	20,63	-0,04	4,64	-0,69
TG-525-12/270-30	24,83	2,82	9,26	-2,27	15,67	-2,77	13,94	0,21
TG-525-N-30	1,26	-0,17	0,02	-0,26	2,16	-0,05	7,03	-2,34
TG-528-8/120-30	4,87	0,30	19,33	-2,40	15,13	1,27	2,58	-0,10
TG-528-12/270-30	3,38	0,58	7,39	-2,01	23,41	-0,34	1,32	-0,18
TG-528-N-30	0,78	-0,23	0,87	0,17	1,64	-0,22	0,01	-0,01

Table 3. Vertical displacement of beams

Tabela 3. Przeszyczenia pionowe belek

Element	$F = F_{cr, bend}$	$F = F_{cr, shear}$	$F = 200$ [kN]	$F = 300$ [kN]	$F = 400$ [kN]	$F = 500$ [kN]	$F = 600$ [kN]	$F = 700$ [kN]	δ_{max} [mm]
TG-525-N-30	0,2	0,5	1,8	–	–	–	–	–	2,9
TG-525-8/120-30	0,01	0,7	1,0	2,1	3,0	4,0	5,2	5,9	6,4
TG-525-12/270-30	0,1	1,0	1,8	3,0	4,8	6,4	8,9	–	10,2
TG-528-N-30	0,3	0,7	1,8	–	–	–	–	–	2,9
TG-528-8/120-30	0,2	1,3	1,3	2,5	4,0	5,2	6,5	8,0	10,7
TG-528-12/270-30	0,1	0,9	1,1	2,4	3,6	5,2	–	–	5,9

W tabeli 3 przedstawiono charakterystykę ugięcia belek w przypadku różnych poziomów obciążenia. Wyodrębniono ugięcie belek pod siłą $F_{cr, bend}$ przy której czujniki zarejestrowały zarysowanie

betonu od zginania w dolnej części belki, oraz pod siłą $F_{cr, shear}$, przy której doszło do powstania rysy ukośnej. Podano ugięcie maksymalne u_{max} w miejscu przyłożenia obciążenia.

Zaobserwowano negatywny wpływ zastosowania większej średnicy sztrzymów przy ich mniejszym rozstawie w ramach tego samego stopnia zbrojenia poprzecznego $\rho_w = 0,33\%$ w belce o podłużnym stopniu zbrojenia $\rho_l = 2,9\%$. W belce ze zbrojeniem poprzecznym GFRP ϕ 12 co 270 mm (TG-525-12/270-30) wartości przemieszczeń pionowych były znacznie większe niż w belce zbrojonej poprzecznie ϕ 8 co 120 mm (TG-525-12/270-30). Na rysunku 5 przedstawiono zależność siła-krzywizna w elementach badawczych.

Na podstawie składowych odkształceń z każdego czujnika rozet ($\epsilon_a, \epsilon_b, \epsilon_c$) obliczono odkształcenia główne (ϵ_1 i ϵ_2), zgodnie z wzorem 2. W tabeli 4 przedstawiono wartości odkształceń głównych odpowiadających maksymalnemu obciążeniu każdej z belek. Szarym kolorem oznaczono rozety, przez które przeszła rysa krytyczna.

Analysis of the influence of stirrup spacing s and diameter ϕ_s on the shear capacity

Figure 6 illustrates the influence of stirrup diameter ϕ_s and spacing s on the shear capacity of the beams, distinguished according to the degree of longitudinal reinforcement ($\rho_l = 2,9\%$ and $\rho_l = 3,7\%$). Despite maintaining an identical transverse reinforcement ratio, a detrimental effect of increased stirrup diameter and wider spacing on the shear capacity of the beams was observed in specimens with more widely spaced stirrups. An increase in both stirrup diameter and spacing resulted in a significant reduction in shear capacity. In the case of beams with a longitudinal reinforcement ratio of $\rho_l = 2,9\%$ changing the transverse reinforcement from ϕ 8 at 120 mm (TG-525-8/120-30) to ϕ 12 at 270 mm (TG-525-12/270-30) resulted in a 17,2%. Beams with a higher degree of reinforcement $\rho_l = 3,7\%$ (TG-528-8/120-30 and TG-528-12/270-30) showed a decrease of 37,3%. The experimental results clearly confirmed the substantial impact of transverse composite reinforcement configuration in beams. When selecting the diameter and spacing of stirrups, it is insufficient to rely solely on the theoretical shear capacity derived from calculations. Instead, attention should be given to the most favourable reinforcement layouts namely, the use of smaller diameter stirrups placed at closer spacing.

Based on the analysis of the results, it was found that beams with more widely spaced transverse reinforcement (TG-525-12/270-30 and TG-528-12/270-30) exhibited significantly greater deflections due to reduced stiffness, as well as notably higher strains on the concrete surface within the shear zone, in comparison to beams with the same transverse reinforcement ratio but denser stirrup spacing (TG-525-8/120-30 and TG-528-8/120-30).

Table 5 presents the maximum crack widths at selected load levels for the beams in which the influence of stirrup arrangement was analysed. When comparing beams with a lower longitudinal reinforcement ratio of $\rho_l = 2,9\%$ (TG-525-8/120-30 and TG-525-12/270-30) a detrimental effect of increased stirrup diameter and spacing on the resulting crack widths was observed.

In the beam reinforced with ϕ 12 stirrups at 270 mm spacing, the cracks exhibited significantly wider openings than those in the beam with ϕ 8 stirrups spaced at 120 mm. A similar pattern was noted in beams with a higher longitudinal reinforcement ratio of $\rho_l = 3,7\%$. An increase in stirrup diameter ϕ_s and spacing s led to an increase in diagonal crack width.

Table 5. Influence of stirrup diameter and spacing on crack opening width

Tabela 5. Wpływ średnicy i rozstawu strzemion na szerokość rozwarcia rys

Element	$w_{k,max}$ [mm]					
	200 kN	260 kN	300 kN	340 kN	380 kN	420 kN
TG-525-8/120-30	0,10	0,15	0,2	0,25	0,5	0,6
TG-525-12/270-30	0,20	0,25	0,3	0,35	1	–
TG-528-8/120-30	0,10	0,15	0,20	0,35	0,50	0,7
TG-528-12/270-30	0,15	0,2	0,4	0,8	1,2	1,4

Analiza wpływu rozstawu strzemion s i ich średnicy ϕ_s na nośność na ścinanie oraz ugięcie i zarysowanie

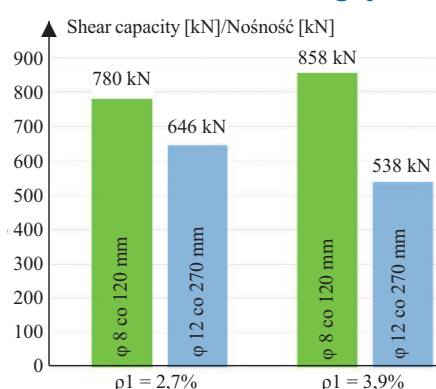


Fig. 6. Effect of stirrup diameter and spacing on shear capacity

Rys. 6. Wpływ średnicy strzemion i ich rozstawu na nośność na ścinanie

Na rysunku 6 przedstawiono wpływ średnicy strzemion ϕ_s i ich rozstawu s na nośność na ścinanie belek, z uwzględnieniem stopnia zbrojenia podłużnego ($\rho_l = 2,9\%$ i $\rho_l = 3,7\%$). Mimo jednakowego stopnia zbrojenia poprzecznego, w belkach o rzadszym rozstawie strzemion zaobserwowano negatywny wpływ większej średnicy i większego rozstawu na nośność na ścinanie belek. Zwiększenie średnicy i rozstawu strzemion spowodowało znaczny spadek nośności na ścinanie. W przypadku belek o podłużnym stopniu zbrojenia $\rho_l = 2,9\%$ i przy zmianie zbrojenia poprzecznego z ϕ 8 co 120 mm (TG-525-8/120-30) na ϕ 12 co 270 mm (TG-525-12/270-30) zaobserwowano spadek nośności o 17,2%. W przypadku belek o większym stopniu zbrojenia $\rho_l = 3,7\%$ (TG-528-8/120-30 i TG-528-12/270-30) odnotowano spadek o 37,3%. Badania potwierdziły znaczny wpływ kształtowania zbrojenia kompozytowego w belkach na ich nośność na ścinanie. Dobierając średnicę i rozstaw strzemion w elemencie, nie należy kierować się jedynie nośnością teoretyczną uzyskaną z obliczeń, ale wziąć pod uwagę najbardziej korzystne schematy układu strzemion, tj. stosować strzemiona o mniejszej średnicy, ale o gęstszym rozstawie.

Na podstawie analizy wyników stwierdzono, że w belkach o rzadszej rozmieszczonym zbrojeniu (TG-525-12/270-30 i TG-528-12/270-30) odnotowano dużo większe ugięcie spowodowane mniejszą sztywnością belki, a także znacznie większe odkształcenia na powierzchni betonu w strefie ścinanej niż w belkach o identycznym stopniu zbrojenia poprzecznego, ale o gęstszym rozmieszczeniu zbrojenia poprzecznego (TG-525-8/120-30 i TG-528-8/120-30).

W tabeli 5 przedstawiono maksymalne szerokości rozwarcia rys w przypadku wybranych poziomów obciążenia belek, w których analizowano wpływ układu strzemion. Porównując belki o mniejszym stopniu zbrojenia podłużnego $\rho_l = 2,9\%$ (TG-525-8/120-30 i TG-525-12/270-30) widać negatywny wpływ zastosowania większej średnicy i większego rozstawu strzemion na szerokość powstałych rys.

W belce ze strzemionami z ϕ 12 co 270 mm zaobserwowane rysy wykazywały znacznie większą szerokość rozwarcia niż rysy w belce ze zbrojeniem poprzecznym ϕ 8 co 120 mm.

Taką samą zależność zaobserwowano w belkach o większym stopniu zbrojenia podłużnego $\rho_l = 3,7\%$. Zwiększenie średnicy ϕ_s i rozstawu strzemion s powoduje zwiększenie szerokości rozwarcia rys.

When analysing the widths of diagonal cracks, it should be concluded that, at significantly lower load levels, the Serviceability Limit State (SLS) criteria related to the permissible crack width w_{max} were exceeded.

Summary

The conducted experimental investigation demonstrated a significant influence of stirrup diameter ϕ_s and spacing s , on both shear capacity and overall structural behaviour of the tested beams. Despite maintaining a consistent transverse reinforcement ratio, in beams with a larger stirrup spacing (ϕ 12 at 270 mm) a negative effect of the larger diameter and larger spacing than in beams with a denser spacing (ϕ 8 at 120 mm) was observed on the load carrying capacity of the beams (17 – 37% reduction), the behaviour of the members, their maximum deflection (more than 50% increase), and the crack opening widths (doubled). In the case of a beam with a larger diameter and larger stirrup spacing, there was a rupture of the transverse reinforcement at the corner of the stirrup due to the significant stress concentration in the bent part of the GFRP bar.

Current design standards and guidelines do not account for the influence of stirrup diameter and spacing, assuming an identical shear capacity V_f of the transverse reinforcement for the same reinforcement ratio ρ_w . These documents typically prescribe only minimum reinforcement ratios $\rho_{w, min}$, and maximum stirrup spacing s_{max} (for example: $0,8d \leq 333$ mm – CNR-DT-203/2006, $0,6d \cot\theta \leq 400$ mm – CSA-S806-12) [16 – 17]. Despite meeting these limiting conditions, it is recommended to use transverse reinforcement with a smaller diameter and closer spacing rather than stirrups with a larger diameter and wider spacing.

Received: 20.01.2025

Revised: 10.03.2025

Published: 23.07.2025

Analizując szerokość rozwarcia rys ukośnych, należałoby uznać, że przy znacznie mniejszym poziomie siły, SGU ze względu na dopuszczalną szerokość rozwarcia rys w_{max} został przekroczony.

Podsumowanie

Przeprowadzone badania wykazały znaczny wpływ średnicy strzemion ϕ_s i ich rozstawu s zarówno na nośność ścinania, jak i na zachowanie się belek pod obciążeniem. Mimo przyjęcia jednolitego stopnia zbrojenia poprzecznego, w belkach o większym rozstawie strzemion (ϕ 12 co 270 mm) zaobserwowano negatywny wpływ większej średnicy i większego rozstawu niż w belkach o mniejszym rozstawie (ϕ 8 co 120 mm) na nośność belek (redukcja o 17 – 37%), zachowanie się elementów, ich maksymalne ugięcie (zwiększenie o ponad 50%) oraz szerokość rozwarcia rys (dwukrotne zwiększenie). W przypadku belki o większej średnicy i większym rozstawie strzemion doszło do zerwania zbrojenia poprzecznego w narożniku strzemienia ze względu na znaczną koncentrację naprężeń w zagiętej części pręta GFRP.

Obowiązujące normy i wytyczne dotyczące projektowania nie uwzględniają wpływu średnicy i rozstawu strzemion, prezentując jednakową nośność na ścinanie zbrojenia poprzecznego V_f z uwagi na taki sam stopień zbrojenia poprzecznego ρ_w . Wprowadzają jedynie warunki dotyczące minimalnego stopnia zbrojenia poprzecznego $\rho_{w, min}$ oraz maksymalnego rozstawu s_{max} (przykład: $0,8d \leq 333$ mm wg CNR-DT-203/2006, $0,6d \cot\theta \leq 400$ mm wg CSA-S806-12) [16 – 17]. Mimo spełnienia warunków granicznych, rekomenduje się stosowanie zbrojenia poprzecznego o mniejszej średnicy i w mniejszym rozstawie niż strzemion o większej średnicy i większym rozstawie.

Artykuł wpłynął do redakcji: 20.01.2025 r.

Otrzymano poprawiony po recenzjach: 10.03.2025 r.

Opublikowano: 23.07.2025 r.

Literature

- [1] Godycki-Ćwirko T. Ścinanie w żelbecie. Wydawnictwo Arkady, 1968.
- [2] Knauff M. Obliczanie konstrukcji żelbetowych według Eurokodu 2. Wydawnictwo Naukowe PWN 2017.
- [3] Taylor HPJ. Investigation of Dowel Shear Forces Carried by the Tensile Steel in RC Beams. TRA-431, Cement and Concrete Association, London 1969.
- [4] Sigrist V, Bentz E, Ruiz MF, Foster S, Muttoni A. Background to the fib Model Code 2010 shear provisions – part I: Beams and slabs. Structural Concrete. 2013; 3 (14).
- [5] Fenwick RC, Paulay T. Mechanisms of Shear Resistance of Concrete Beams. Journal of the Str. Division, Proc. of the American Society of Civil Eng. 1968; 94No. ST10.
- [6] Walraven JC. Fundamental Analysis of Aggregate Interlock Journal of the Structural Division. 1981; 107 (No. ST11), 2245 – 2269.
- [7] Pruijssers A. Aggregate interlock and dowel action under monotonic and cyclic loading. Delft University of Technology. 1988.
- [8] Desai S. Influence of Constituents of Concrete on Its Tensile Strength and Shear Strength. Magazine of Concrete Research. 2003; v. 55, no. 1, s. 77 – 84.
- [9] Kazemi MT, Broujerdian V. Reinforced concrete beams without stirrups considering shear friction and fracture mechanics. Canadian Jour. of Civil Eng. 2006; v. 33, no. 2.
- [10] Szczech D, Kotynia R. Shear tests on GFRP reinforced concrete beams. 10th International Conference on AMCM. MATEC Web od Conf. 2020; Vol. 323.
- [11] Szczech D, Kotynia R. Effect of shear reinforcement ratio on the shear capacity of GFRP reinforced concrete beams. Archives of Civil Engineering. 2021; Volume 67, Issue 1.
- [12] Szczech D, Kotynia R. Badania na ścinanie belek zbrojonych podłużnie i poprzecznie prętami FRP. Materiały Budowlane. 2024; 11 (627).
- [13] Guadagnini M, Pilakoutas K, Waldron P. Investigation on Shear Carrying Mechanisms in FRP RC Beams. (FRPRCS-5), Cambridge, UK, 949-958, 2001.
- [14] Ali MSM, Oehlers DJ, Griffith MC. Shear Transfer across Cracks in FRP Strengthened RC Members. Jour. of Comp. for Constr. 2008; 12, 416 – 424.
- [15] ACI 440.1R-15 Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars, American Concrete Institute. 2015.
- [16] CNR-DT-203/2006 Guide for the design and construction of concrete structures reinforced with fiber-reinforced polymer bars. 2007.
- [17] CAN/CSA-S806-12 Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers, Canadian Standards Association. 2012.
- [18] JSCE Recommendation for design and construction of concrete structures using continuous fiber reinforcing materials. 1997.
- [19] CEN/TC 250/SC 2/WG 1/TG 1 N 110 Draft Reinforcing With FRP. 2017.
- [20] Szczech D, Kotynia R. Badania na ścinanie belek zbrojonych podłużnie i poprzecznie prętami FRP. Materiały Budowlane. 2024; 4 (620).
- [21] Razaqpur G, Spadea S. Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Members with Stirrups. Journal of Composites for Construction. 2015; 19.
- [22] Jumaa GB, Yousif AR. Size effect on the shear failure of high-strength concrete beams reinforced with basalt FRP bars and stirrups. Constr. and Build. Mat. 2019; 209 77 – 94.