*dr inż. Damian Szczech*[1)*)]
ORCID: 0000-0002-8357-2877
*dr inż. Jakub Zając*[1)]
ORCID: 0000-0001-6080-2994
*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

# Shear capacity of GFRP-reinforced T-beams

## *Nośność na ścinanie belek teowych zbrojonych prętami GFRP*

Review paper (Artykuł przeglądowy)

*DOI: 10.15199/33.2026.10.18*

**Abstract:** This paper presents an analytical evaluation of the shear capacity of T-beams reinforced with Glass Fiber-Reinforced Polymer (GFRP) bars. The experimental shear capacities ($V_{test}$) were compared against the theoretical shear capacities ($V_{cal}$) determined in accordance with selected international design codes. The comparative analysis incorporated the American guidelines ACI 440.1R-15 and ACI 440.11-22, the Canadian standard CSA S806–12 (R2021), the Italian recommendations CNR-DT 203/2006, the European standard EN 1992–1-1:2023 as well as the Japanese standard JSCE 1997. The obtained results revealed substantial discrepancies in the shear capacities predicted by the respective standards, providing valuable insights into the scope of applicability and limitations of current design provisions for concrete beams reinforced with GFRP bars.

**Keywords:** GFRP reinforcement; shear capacity; T-beam; design standards; GFRP stirrups

**Streszczenie:** W artykule przedstawiono analityczną ocenę nośności na ścinanie belek o przekroju teowym, zbrojonych prętami kompozytowymi na bazie włókien szklanych (GFRP). Doświadczalne siły ścinające ($V_{exp}$) porównano z obliczeniową nośnością na ścinanie ($V_{cal}$), wyznaczonymi zgodnie z wybranymi międzynarodowymi normami projektowymi. Analiza porównawcza obejmowała amerykańskie wytyczne ACI 440.1R-15 oraz normę ACI 440.11-22, kanadyjską normę CSA S806-12 (R2021), włoskie zalecenia CNR-DT 203/2006, normę Eurokod EN 1992-1-1:2023 oraz normę japońską JSCE 1997. Uzyskane wyniki wykazały istotne rozbieżności w przewidywanej nośności na ścinanie pomiędzy poszczególnymi normami oraz dostarczyły cennych informacji dotyczących zakresu stosowania i ograniczeń aktualnych przepisów projektowych dotyczących belek betonowych zbrojonych prętami GFRP.

**Słowa kluczowe:** zbrojenie GFRP; nośność na ścinanie; belka teowa; normy projektowe; strzemiona GFRP

Glass fibre-reinforced polymer (GFRP) bars are increasingly considered as an alternative to conventional steel reinforcement in concrete structures exposed to aggressive environments. Their main advantages include corrosion resistance, low density, high tensile strength and electromagnetic neutrality. These properties make them an attractive solution for bridge decks, marine and hydraulic structures, and other applications where durability is essential [1, 2]. However, the behaviour of concrete members reinforced with GFRP bars differs substantially from that of steel-reinforced members, because GFRP bars behave linearly elastically up to failure, do not yield and have a lower modulus of elasticity than steel. These features affect member stiffness, crack development and force redistribution [2, 3].

Among the design issues concerning concrete members reinforced with GFRP bars, shear remains one of the most complex and least consistently covered by design provisions. In conventional reinforced concrete, shear capacity is generally understood as the result of several interacting mechanisms, including aggregate interlock, residual tensile stresses in cracked concrete, the contribution of the uncracked compression zone,

Pręty kompozytowe z polimeru wzmacnianego włóknami szklanymi (GFRP) są coraz częściej rozważane jako alternatywa tradycyjnego zbrojenia stalowego w konstrukcjach betonowych narażonych na agresywne warunki środowiskowe. Ich główne zalety to odporność na korozję, mała gęstość, duża wytrzymałość na rozciąganie oraz neutralność elektromagnetyczna, dzięki temu są atrakcyjnym rozwiązaniem w pomostach drogowych, konstrukcjach morskich, obiektach hydrotechnicznych i tam, gdzie trwałość ma kluczowe znaczenie [1, 2]. Zachowanie się elementów betonowych zbrojonych prętami GFRP różni się jednak istotnie od zachowania elementów zbrojonych tradycyjną stalą, ponieważ pręty GFRP zachowują się liniowo-sprężyście aż do zniszczenia, nie wykazują uplastycznienia i charakteryzują się mniejszym modułem sprężystości niż stal. Cechy te wpływają na sztywność elementu, rozwój zarysowania oraz redystrybucję sił [2, 3].

Spośród różnych zagadnień projektowych związanych z elementami betonowymi zbrojonymi prętami GFRP, ścinanie pozostaje jednym z najbardziej złożonych i najmniej spójnie ujętych w przepisach. W tradycyjnym żelbecie nośność na ścinanie jest zazwyczaj interpretowana jako wypadkowa kilku współdziałających mechanizmów, w tym zazębienia kruszyw, resztkowych naprężeń rozciągających w zarysowanym betonie, udziału niezarysowanej strefy ściskanej, działania klockują-

[1)] Politechnika Łódzka, Wydział Budownictwa, Architektury i Inżynierii Środowiska
[2)] Brno University of Technology, Czech Republic
[*)] Address for correspondence: damian.szczech@p.lodz.pl

dowel action of the longitudinal reinforcement and the contribution of transverse reinforcement. Several of these mechanisms change in GFRP-reinforced members. Wider cracks may develop because GFRP bars have low axial stiffness, while dowel action of the longitudinal reinforcement is considerably reduced because FRP reinforcement has relatively low transverse stiffness and strength [4–6]. In addition, unlike steel, GFRP is an anisotropic material. Consequently, design procedures originally developed for steel-reinforced concrete cannot be applied directly to GFRP-reinforced members without appropriate modifications.

A further source of uncertainty is the variety of available shear-capacity models. Some are mainly empirical and are derived from regression of experimental data, whereas others are partly mechanics-based and retain truss-model equilibrium concepts. Although many design provisions express total shear capacity as the sum of the concrete and transverse-reinforcement contributions, the methods used to determine these components differ considerably. The greatest discrepancies concern the concrete contribution and the limits placed on the effective stress in bent GFRP stirrups [4, 7–9].

This paper compares the experimental results with the shear capacity calculated using six selected guidelines and standards: ACI 440.1R-15 (ACI 15), ACI 440.11-22 (ACI 22), CSA S806-12 (CSA), CNR-DT 203/2006 (CNR-DT), EN 1992-1-1:2023 (EN 2023) and JSCE 1997 (JSCE). Particular attention is paid to the code-dependent limit on the effective stress in GFRP stirrups and its influence on the agreement between measured and calculated values.

## Experimental programme

the experimental programme comprised twenty-two T-beams reinforced with composite and steel bars, designed to investigate the effect of GFRP transverse reinforcement on the shear capacity of members with longitudinal and transverse GFRP reinforcement. Each configuration was represented by one test member instrumented with LVDTs and strain gauges and monitored using the Aramis digital image correlation system, what enabled detailed observation of crack development, failure mode and the role of transverse reinforcement in shear transfer. All beams were cast from the same batch of concrete and had identical geometry and longitudinal reinforcement. The only variable was the amount of transverse reinforcement in the shear span under consideration.

**Test members and materials.** Three reinforced-concrete T-beams were selected from the wider experimental programme. The main geometric and reinforcement parameters are listed in Table 1. Each member had a web width $b_w = 250$ mm, flange width $b_f = 650$ mm, total depth $h = 400$ mm, flange thickness $h_f = 80$ mm and effective depth $d = 334$ mm (Figure 1). The member length between support axes was 1,800 mm. The longitudinal reinforcement ratio was kept constant at $\rho_l = 2.91\%$, using five Ø25 bars. The beams were reinforced with longitudinal GFRP bars and Ø8 GFRP stirrups. Both reinforcement types had the same surface area, and the bars were manufactured with a single helical rib.

cego zbrojenia podłużnego oraz pracy zbrojenia poprzecznego. W elementach zbrojonych GFRP kilka z tych mechanizmów ulega zmianie. Szerokie rysy mogą powstawać ze względu na małą sztywność osiową prętów GFRP, natomiast działanie klockujące zbrojenia podłużnego jest znacznie ograniczone ze względu na niewielką poprzeczną sztywność i wytrzymałość zbrojenia FRP [4÷6]. Dodatkowo, w przeciwieństwie do stali, pręty GFRP są materiałem anizotropowym. W konsekwencji procedury projektowania opracowane pierwotnie pod kątem konstrukcji żelbetowych nie mogą być bezpośrednio przenoszone na elementy betonowe zbrojone GFRP bez odpowiednich modyfikacji.

Kolejnym źródłem niepewności jest różnorodność dostępnych modeli nośności na ścinanie. Niektóre mają charakter głównie empiryczny i wywodzą się z regresji danych doświadczalnych, inne zaś są częściowo mechaniczne i zachowują kratownicowe pojęcia równowagi. Z wielu przepisów normowych wynika wprawdzie, że całkowitą nośność na ścinanie wyraża się jako sumę udziału betonu i zbrojenia poprzecznego, to jednak sposób wyznaczania tych składowych istotnie różni się pomiędzy normami. Znaczne rozbieżności pojawiają się przede wszystkim przy szacowaniu udziału betonu oraz przy ograniczeniu efektywnych naprężeń w giętych strzemionach GFRP [4, 7÷9].

W artykule wyniki doświadczalne porównano z nośnością obliczoną zgodnie z sześcioma wybranymi przepisami o charakterze wytycznych oraz norm: ACI 440.1R-15 (ACI 15); ACI 440.11-22 (ACI 22); CSA S806-12 (CSA); CNR-DT 203/2006 (CNR-DT); EN 1992-1-1:2023 (EN 2023) oraz JSCE 1997 (JSCE). Szczególną uwagę poświęcono zależnemu od normy dopuszczalnemu naprężeniu efektywnemu w strzemionach GFRP i jego wpływowi na zgodność wartości zmierzonych i obliczonych.

## Program badań eksperymentalnych

Program badań eksperymentalnych obejmował dwadzieścia dwie belki ze zbrojeniem kompozytowym i stalowym o przekroju teowym, zaprojektowane w celu zbadania wpływu zbrojenia poprzecznego GFRP na nośność na ścinanie elementów zbrojonych prętami GFRP podłużnie i poprzecznie. Każda konfiguracja była reprezentowana przez jeden badany element, oprzyrządowany czujnikami LVDT, tensometrami oraz analizowany systemem cyfrowej korelacji obrazu Aramis, co umożliwiło szczegółową obserwację rozwoju zarysowania, postaci zniszczenia oraz roli zbrojenia poprzecznego w przenoszeniu ścinania. Wszystkie belki wykonano z tej samej partii betonu i miały one identyczną geometrię oraz zbrojenie podłużne. Jedyną zmienną była ilość zbrojenia poprzecznego w analizowanym odcinku ścinania.

**Badane elementy i materiały.** Z programu badań eksperymentalnych wybrano trzy żelbetowe belki o przekroju teowym. Podstawowe parametry geometryczne i zbrojeniowe badanych belek zestawiono w tabeli 1. Wszystkie elementy miały szerokość środnika $b_w = 250$ mm, szerokość półki $b_f = 650$ mm, całkowitą wysokość $h = 400$ mm, grubość półki $h_f = 80$ mm oraz wysokość użyteczną $d = 334$ mm (rysunek 1). Długość elementu wynosiła 1800 mm w osiach podpór. Stopień zbrojenia podłużnego utrzymano na stałym poziomie $\rho_l = 2{,}91\%$, stosując pięć

The test series comprised one beam without stirrups (TG-N) and two beams with GFRP stirrups spaced at 250 mm (TG-250) and 120 mm (TG-120), respectively.

**Material properties.** The mechanical properties of the GFRP and steel bars were determined from tensile tests on three specimens taken from each batch, in accordance with EN ISO 15630-1. The mean yield strength $f_y$ for the steel bars, tensile strength $f_u$ and modulus of elasticity E for the steel and GFRP bars are given in Table 2. All members were cast from the same concrete batch, with a mean compressive strength $f_c$ = 63 MPa (SD 1.5), mean tensile strength $f_{ct}$ = 4.67 MPa (SD 0.34) and maximum aggregate size $d_g$ = 8 mm. Concrete tests were conducted in accordance with EN 12390-3 and EN 12390-6.

**Table 1. Characteristics of the tested beams**
*Tabela 1. Właściwości badanych belek*

| Specimen/ Element | Longitudinal reinforcement ratio [%]/ Stopień zbrojenia podłużnego [%] | Transverse reinforcement ratio [%]/ Stopień zbrojenia poprzecznego [%] | Stirrup diameter [mm]/ Średnica strzemion [mm] | Stirrup spacing [mm]/ Rozstaw strzemion [mm] |
|---|---|---|---|---|
| TG-250 | 2.91 | 0.15 | 8 | 250 |
| TG-120 | 2.91 | 0.36 | 8 | 120 |
| TG-N | 2.91 | No stirrups/ bez strzemion | – | – |

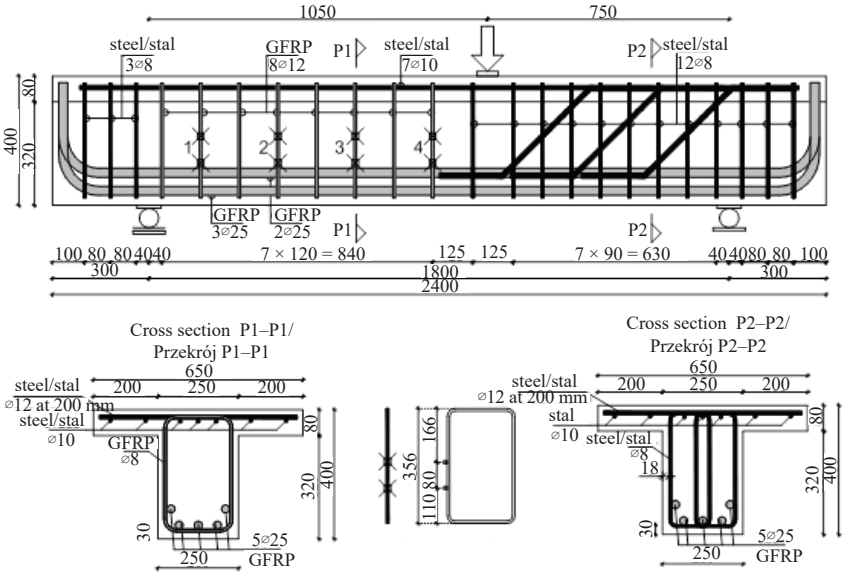



**Fig. 1. Geometric dimensions and reinforcement of the element**
*Rys. 1. Wymiary geometryczne i zbrojenie elementu*

**Table 2. Properties of GFRP and steel bars**
*Tabela 2. Właściwości prętów GFRP i stalowych*

| Reinforcement type/ Rodzaj zbrojenia | Bar diameter [mm]/ Średnica pręta [mm] | Parameters/Parametry | | |
|---|---|---|---|---|
| | | $f_y$ [MPa] (SD) | $f_u$ [MPa] (SD) | $E$ [GPa] (SD) |
| GFRP | 8 | – | 1529 (112) | 78.6 (2.2) |
| GFRP | 25 | – | 1213 (14) | 69.3 (1.8) |
| Steel/Stal | 8 | 609 (4.0) | 722 (4.0) | 197.2 (3.1) |
| Steel/Stal | 12 | 532 (2.5) | 681 (2.6) | 199.2 (1.8) |
| Steel/Stal | 16 | 554 (2.4) | 690 (1.4) | 198.9 (5.4) |

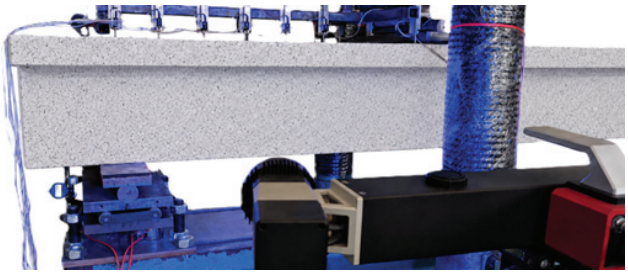
**Test stand.** The beams were tested in an asymmetric three-point bending configuration using a hydraulic testing frame (Photo). The distance between the support axes was 1,800 mm, while the distance from the support to the loading point was 1050 mm, giving a shear-span-to-effective-depth ratio a/d = 3.15 (a is the distance from the support to the loading point [mm]; d is the effective depth of the section [mm]). The setup was selected to ensure typical slender-beam behaviour, in which shear transfer is dominated primarily by beam action rather than arch action. The opposite shear span was heavily reinforced with steel bars to prevent failure outside the test region.

prętów Ø25 mm. Elementy belkowe zbrojono podłużnymi prętami GFRP oraz strzemionami GFRP o średnicy 8 mm. Powierzchnia obu typów zbrojenia była identyczna, a pręty wykonano z pojedynczym oplotem żebrowym.

Analizowany program badań obejmuje jedną belkę bez strzemion (TG-N) oraz dwie belki ze strzemionami GFRP w rozstawie odpowiednio 250 mm (TG-250) i 120 mm (TG-120).

**Charakterystyka materiałowa.** Właściwości mechaniczne prętów GFRP i stalowych określono na podstawie prób rozciągania przeprowadzonych na trzech próbkach pobranych z każdej partii na podstawie normy EN ISO 15630-1. Średnie wartości granicy plastyczności $f_y$ w przypadku prętów stalowych, wytrzymałości na rozciąganie $f_u$ oraz modułu sprężystości $E$ prętów stalowych i GRFP przedstawiono w tabeli 2. Wszystkie elementy wykonano z tej samej partii betonu, charakteryzującego się średnią wytrzymałością na ściskanie $f_c$ = 63 MPa (SD 1,5), średnią wytrzymałością na rozciąganie $f_{ct}$ = 4,67 MPa (SD 0.34) oraz maksymalnym wymiarem kruszywa $d_g$ = 8 mm. Badania betonu przeprowadzono na podstawie norm EN 12390-3 oraz 12390-6.

**Stanowisko badawcze.** Belki badano w niesymetrycznym układzie trójpunktowego zginania w hydraulicznej ramie badawczej (fotografia). Rozpiętość między osiami podpór wynosiła 1800 mm, natomiast odległość podpory od miejsca przyłożenia obciążenia 1050 mm, co odpowiadało smukłości ścinania $a/d$ = 3,15 (a – odległość od podpory do punktu przy-



**Test stand**
*Stanowisko badawcze*

## Experimental results

**Shear capacity**. All beams failed in a typical shear mode. In the beams without stirrups, one dominant diagonal crack was observed; at the final loading stage it crossed the compression zone and divided the beam into two parts. In the beams with stirrups, it was found the stirrups fracture at the corners because of stress concentration at the bends. As expected the results showed that increasing the transverse reinforcement ratio increased both the load at diagonal cracking, $F_{cr,\,s}$, and the beam capacity $V_{exp}$ corresponding to the failure load $F_{exp}$. The shear forces $V_i$ correspond to the loads recorded in the monitored span at flexural cracking ($F_{cr,\,f}$), diagonal cracking ($F_{cr,\,s}$) and failure ($F_{exp}$) which are given in Table 3.

The increase in shear capacity was described by the parameter μ, defined as the ratio of the shear capacity of a member with transverse reinforcement, $V_{exp,\,f}$, to that of the beam without stirrups, $V_{exp,\,N}$ ($\mu = V_{exp,\,f}/V_{exp,\,N}$). It was also determined the angle Θ of the diagonal crack, measured from the longitudinal reinforcement axis to the flange.

Transverse reinforcement at a ratio of 0.15% (TG-250) caused increase in the shear capacity by 128% compared with the beam without transverse reinforcement (TG-N). Reducing the stirrup spacing from 250 mm (TG-250) to 120 mm (TG-120) increased the shear capacity by 49%, corresponding to a 239% increase compared with the beam without stirrups (TG-N).

łożenia obciążenia [mm], d – wysokość użyteczna przekroju [mm]). Układ ten dobrano w celu zapewnienia pracy typowej w przypadku belek smukłych, w których przenoszenie ścinania jest zdominowane przede wszystkim przez mechanizm belkowy, a nie przez mechanizm łukowy. Przeciwległe przęsło ścinania zostało silnie zazbrojone prętami stalowymi, aby zapobiec zniszczeniu poza analizowanym obszarem.

## Wyniki badań eksperymentalnych

**Nośność na ścinanie.** Wszystkie belki uległy zniszczeniu w typowym mechanizmie ścinania. W belkach bez strzemion zaobserwowano jedną dominującą rysę ukośną przecinającą element, a w końcowej fazie obciążania przecinającą strefę ściskaną, prowadząc do podziału belki na dwa elementy. W belkach ze strzemionami stwierdzono zerwanie strzemion w narożach, spowodowane koncentracją naprężeń w zagięciach prętów. Zgodnie z oczekiwaniami wyniki wykazały, że zwiększenie stopnia zbrojenia poprzecznego spowodowało wzrost obciążenia powodującego zarysowanie ukośne $F_{cr,\,s}$ oraz nośność belek $V_{exp}$ odpowiadającą obciążeniu niszczącemu $F_{exp}$. Siły ścinające $V_i$ odpowiadają siłom działającym w monitorowanym przęśle: zarysowaniu zginanemu $F_{cr,\,f}$, zarysowaniu ukośnemu $F_{cr,\,s}$ oraz obciążeniu niszczącemu $F_{exp}$, które przedstawiono w tabeli 3.

Zwiększenie nośności na ścinanie badanych elementów przedstawiono za pomocą parametru μ, będącego ilorazem nośności na ścinanie elementu ze zbrojeniem poprzecznym $V_{exp.f}$ i nośności na ścinanie belki bez strzemion $V_{exp.N}$ ($\mu = V_{exp,\,f}/V_{exp,\,N}$). Określono również kąt nachylenia rysy Θ, mierzony od osi zbrojenia podłużnego do półki.

Zastosowanie zbrojenia poprzecznego w ilości 0,15% (TG-250) spowodowało zwiększenie nośności na ścinanie o 128% w porównaniu z belką bez zbrojenia poprzecznego (TG-N). Natomiast w wyniku zmniejszenia rozstawu strzemion z 250 mm (TG-250) do 120 mm (TG-120) nastąpiło zwiększenie nośności na ścinanie o 49%, co odpowiada wzrostowi nośności na ścinanie o 239% w porównaniu z nośnością belki bez strzemion (TG-N).

**Table 3. Test results**
*Tabela 3. Wyniki badań*

| Specimen/ Element | $F_{cr,\,f}$ [kN] | $F_{cr,\,s}$ [kN] | $F_{exp}$ [kN] | $V_{exp}$ [kN] | $\Theta$ [deg] | μ [-] |
|---|---|---|---|---|---|---|
| TG-250 | 89.9 | 130.8 | 562.0 | **234.2** | 39° | 1.28 |
| TG-120 | 81.7 | 132.2 | 830.0 | **348.4** | 49° | 2.39 |
| TG-N | 77.7 | 151.3 | 247.0 | **102.9** | 43° | – |

## Shear capacity assessment using design procedures

The analytical assessment was carried out using six design procedures: ACI 440.1R-15 [12], ACI 440.11–22 [13], CSA S806-12 (R2021) [14], CNR-DT 203/2006 [15], EN 1992-1-1:2023 [16] and JSCE 1997 [17]. All these documents express shear capacity as the sum of the concrete contribution $V_c$ and the transverse-reinforcement contribution $V_f$. The

## Ocena nośności na ścinanie wg procedur obliczeniowych

Ocenę obliczeniową przeprowadzono z zastosowaniem sześciu procedur obliczeniowych: ACI 440.1R-15 [12]; ACI 440.11-22 [13]; CSA S806-12 (R2021) [14]; CNR-DT 203/2006 [15]; EN 1992-1-1:2023 [16] oraz JSCE 1997 [17]. Wszystkie te dokumenty wyrażają nośność na ścinanie jako sumę nośności na ścinanie betonu $V_c$ i zbrojenia poprzecznego $V_f$. Zasad-

main differences between the procedures concern the determination of $V_c$ and, in particular, the limits on the effective stresses mobilised in GFRP stirrups. The experimental shear capacity was compared with values calculated using the six selected provisions, summarised in Table 4.

The concrete contribution $V_c$ is estimated using two main approaches. The American Concrete Institute provisions (ACI 440.1R-15 and ACI 440.11-22) are based on a cracked-section model in which capacity scales with the depth of the neutral axis and the square root of the concrete strength; the 2022 revision also introduces a size-effect factor. The other standards use formulations that differ mainly in their treatment of the size effect, the limit on the longitudinal reinforcement ratio ρ (0.02 in CNR and CSA, with no limit in EC2:2023) and the introduction of the modulus ratio $E_f/E_s$.

**Table 4. Design provisions**
*Tabela 4. Procedury obliczeniowe*

| Design provision/ Procedura obliczeniowa zgodnie z normą | $V_c$ [kN] | $V_f$ [kN] |
|---|---|---|
| ACI 440.1R-15 | $V_c = \frac{5}{2} k\, 2\sqrt{f_c}\, b_w d$ | $V_{frp} = \frac{A_{fw} f_{fw} d}{S}$ |
| ACI 440.1–22 | $V_c = 0{,}40\sqrt{f_c}\, b_w k_{cr} \lambda_s d$ | $V_{frp} = \frac{A_{fw} f_{fw} d}{S}$ |
| CSA S806–12 | $V_c = 0{,}05 \lambda k_m k_r k_s \sqrt[3]{f_c}$ | $V_{frp} = \frac{0{,}4 A_{fw} f_{fw} d, \cot\theta}{S}$ |
| CNR-DT 203/2006 | $V_c = 1{,}3\left(\frac{E_{fl}}{E_s}\right) \tau_{Rd} k_d (1{,}2 + 40\,\rho_l) b_w d$ | $V_{frp} = \frac{A_{fw} f_{fwu}\, 0{,}9d}{S}$ |
| EN 1992–1–1: 2023 | $V_c = \frac{0{,}66}{\gamma_v}\left(100\rho_l \cdot f_{ck} \cdot \frac{d_{dg}}{d}\right)^{\frac{1}{3}}$ | $V_{frp} = \rho_w \cdot f_{fw} \cdot \cot\theta$ |
| JSCE 1997 | $V_c = \beta_d \beta_p \beta_n f_{vcd} b_w d$ | $V_{frp} = \frac{A_{fw} f_{fw} z}{S}$ |

**Effective stress in gfrp stirrups.** Because GFRP stirrups do not yield, the effective stress $f_{fw}$ is taken below the tensile strength to account for bending effects, strain limits or the risk of rupture. The provisions considered introduce these limits in different ways. The effective stress are summarised in Table 5.

The differences are substantial. CNR-DT 203/2006 permits an effective stress almost three times higher than EN 1992-1-1:2023 and JSCE 1997. Since the transverse-reinforcement contribution is directly proportional to $f_{fw}$, these differences have a clear effect on the predicted total shear capacity. For beams with stirrups, the decisive importance is the effective stress in the GFRP stirrups. The code-dependent limits given in Table 5 range from 242.6 MPa under EN 1992-1-1:2023

nicze różnice między rozważanymi procedurami wynikają ze sposobu wyznaczania $V_c$, a przede wszystkim z ograniczenia efektywnych naprężeń mobilizowanych w strzemionach GFRP. Doświadczalną nośność na ścinanie porównano z wartościami obliczonymi zgodnie z pięcioma przepisami normowymi, zestawionymi w tabeli 4.

Udział betonu $V_c$ szacowany jest za pomocą dwóch głównych podejść. Przepisy American Concrete Institute (ACI 440.1R-15 i 440.11–22) oparte są na modelu przekroju zarysowanego, w którym nośność skaluje się z głębokością osi obojętnej i pierwiastkiem kwadratowym wytrzymałości betonu; aktualizacja z 2022 r. wprowadza dodatkowo współczynnik uwzględniający efekt skali. W pozostałych normach stosuje się sformułowania różniące się przede wszystkim sposobem ujęcia efektu skali, ograniczeniem stopnia zbrojenia podłużnego ρ (do 0,02 w CNR i CSA, bez ograniczenia w EC2:2023) oraz wprowadzeniem stosunku modułów $E_f/E_s$.

**Efektywne naprężenie w strzemionach GFRP.** W związku z tym, że strzemiona GFRP nie ulegają uplastycznieniu, efektywne naprężenie $f_{fw}$ przyjmuje się jako mniejsze od wytrzymałości doraźnej, aby uwzględnić efekty gięcia, ograniczenia odkształceń lub ryzyko zerwania. Rozpatrywane dokumenty wprowadzają te ograniczenia w różny sposób. Przyjęte naprężenia efektywne zestawiono w tabeli 5.

Różnice między nimi są duże. Podejście CNR-DT 203/2006 dopuszcza naprężenie efektywne prawie trzykrotnie wyższe niż EN 1992-1-1:2023 i JSCE 1997.

**Table 5. Effective stress in GFRP stirrups according to selected codes**
*Tabela 5. Efektywne naprężenia w strzemionach GFRP zgodnie z wybranymi normami*

| Design provision/ Procedura obliczeniowa zgodnie z normą | Stirrups/Strzemiona | $f_{fw}$ [MPa] |
|---|---|---|
| ACI 440.1R-15 | $f_{fw} = \min(0{,}004E_{fw}, f_{fb})$ $\quad f_{fb} = (0{,}05\frac{r_b}{d_b} + 0{,}3) \cdot f_{fwu}$ | 315.6 |
| ACI 440.1-22 | $f_{fw} = \min(0{,}005E_{fw}, f_{fb})$ $\quad f_{fb} = (0{,}05\frac{r_b}{d_b} + 0{,}3) \cdot f_{fwu}$ | 394.5 |
| CSA S806-12 | $f_{fw} = \min(0{,}005 \cdot E_{fw}, f_{frp,bend}, 1200)$ $\quad f_{frp,bend} = 0{,}4 \cdot f_{fwu}$ | 394.5 |
| CNR-DT 203/2006 | $f_{fw} = f_{fwu}/\gamma_{f,a}$ $\quad \gamma_{f,a} = \frac{1}{0{,}05\frac{r_b}{d_b} + 0{,}3}$ | 702.7 |
| EN 1992-1-1: 2023 | $f_{fw} = \min(f_{fu}, \varepsilon_{fw} \cdot E_{fw})$ $\quad \varepsilon_{fw} = 0{,}0023 + \frac{1}{15} E_{fR} A_{fl} (0{,}8d)^2 \cdot 10^{-15} \varepsilon_{fwRd} \le 0{,}007$ | 242.6 |
| JSCE 1997 | $f_{fw} = \min(E_{fv} \cdot \varepsilon_{fu}, f_{fb})$ $\quad f_{fb} = (0{,}05\frac{r_b}{d_b} + 0{,}3) f_{fwu} \varepsilon_{fu}$ $\quad \varepsilon_{fu} = \sqrt{f_{fmcd} \frac{\rho_{fl} E_{fl}}{\rho_{fv} E_{fv}}} 10^{-4}$ | 249.0 |

to 702.7 MPa under CNR-DT 203/2006. This discrepancy directly affects the calculated results.

**Comparison results with design procedures.** The experimental shear forces ($V_{exp}$) were compared with the calculated shear capacities ($V_{cal}$) determined using the selected international design standards (Tables 4 and 5) and presented in Table 6. The safety factor $\eta = V_{cal}/V_{exp}$ was introduced to assess the agreement between experimental and calculated results. The comparison of theoretical and experimental shear capacities is shown in Figure 2.

The results confirm that the predicted shear capacity of GFRP-reinforced concrete beams depends strongly on the selected calculation model. The differences shown in Fig. 2 can be interpreted in terms of two main sources: the method used to determine the concrete contribution and the limit on the effective stress in GFRP stirrups.

The CNR approach, which permits the highest stirrup stresses, gives the highest calculated shear capacities and is the only approach that gives η values close to unity, but in every case the prediction is on the unsafe side. Hence, the procedure in CNR-DT 203/2006 cannot be recommended for use. In case of EN 1992-1-1:2023, with the most restrictive stress limit, it is obtained almost the lowest η values for beams with transverse reinforcement. The results for TG-120 and TG-N calculated basing on 1997 Japanese standard are slightly lower.

Results and calculations for the beam without stirrups depend solely on the concrete contribution and show a large discrepancy: CNR-DT 203/2006 overestimates the capacity by

W związku z tym, że udział zbrojenia poprzecznego jest wprost proporcjonalny do $f_{fw}$, rozbieżności te wywierają wyraźny wpływ na prognozowaną całkowitą nośność na ścinanie. W przypadku belek ze strzemionami decydujące znaczenie ma wartość efektywnego naprężenia w strzemionach GFRP. Zależne od normy ograniczenia podane w tabeli 5 różnią się od 242,6 MPa wg EN 1992-1-1:2023 do 702,7 MPa wg CNR-DT 203/2006. Ta rozbieżność bezpośrednio przekłada się na wyniki obliczeń normowych.

**Porównanie wyników z procedurami obliczeniowymi.** Doświadczalne siły ścinające ($V_{exp}$) porównano z obliczoną nośnością na ścinanie ($V_{cal}$) wyznaczoną zgodnie z wybranymi międzynarodowymi normami projektowania (tabele 4 i 5) i zestawionymi w tabeli 6. Wprowadzono współczynnik bezpieczeństwa $\eta = V_{cal}/V_{exp}$ w celu oceny stopnia zgodności wyników doświadczalnych i obliczeniowych. Wyniki porównania teoretycznej i doświadczalnej nośności na ścinanie przedstawiono na rysunku 2.

Wyniki potwierdzają, że nośność na ścinanie belek żelbetowych zbrojonych GFRP jest silnie uzależniona od wybranego modelu obliczeniowego. Różnice widoczne na rysunku 2 można interpretować w kontekście dwóch głównych źródeł rozbieżności: sposobu wyznaczania udziału betonu oraz ograniczenia efektywnych naprężeń w strzemionach GFRP.

Podejście zgodne z CNR, dopuszczające największe naprężenia w strzemionach, daje największą obliczoną nośność na ścinanie i jako jedyne utrzymuje η bliskie jedności, ale każdorazowo jest to przekroczenie będące po stronie niebezpiecznej. Z tego względu nie można uznać procedury przedstawionej w CNR-DT 203/2006 za zalecaną do stosowania, natomiast w przypadku EN 1992-1-1:2023, stosującej najbardziej restrykcyjne ograniczenie naprężeń, uzyskuje się prawie najniższe wartości η w przypadku belek ze zbrojeniem poprzecznym. Nieznacznie mniejsze wyniki nośności uzyskano w przypadku belki TG-120 i TG-N na podstawie obliczeń normy japońskiej z 1997 r.

Wyniki i obliczenia belki bez strzemion zależą wyłącznie od członu betonowego i wykazują dużą rozbieżność: CNR-DT 203/2006 przeszacowuje nośność elementu o ponad 80%, natomiast ACI 440.1R-15 i ACI 440.11-22 zaniżają odpowiednio o 27% i 30%. Tak duże rozrzuty wskazują, że aktualne sformułowania normowe w zasadniczo różny sposób ujmują udział zarysowanego betonu w elementach zbrojonych prętami o małej sztywności. Obie wersje przepisów ACI zapewniają względnie stabilne i konsekwentnie zachowawcze prognozy. Wersja z 2022 r. jest nieco mniej zachowawcza od dokumentu z 2015 r., co jest spójne z przyjętym w niej większym naprężeniem granicznym strzemion. Jednocześnie różnice między obiema wersjami ACI

**Table 6. Shear capacity determined in accordance with design provisions**
*Tabela 6. Nośność na ścinanie w zależności od procedury obliczeniowej*

| Specimen/ Element | $V_{exp}$, [kN] | $V_{ACI\ 15}$, [kN] | $V_{ACI\ 22}$, [kN] | $V_{CSA}$, [kN] | $V_{CNR-DT}$, [kN] | $V_{EN\ 2023}$, [kN] | $V_{JSCE}$, [kN] |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| TG-250 | 234.2 | 117.05 | 125.52 | 127.39 | 279.13 | 103.95 | 107.73 |
| TG-120 | 348.4 | 162.97 | 182.92 | 128.06 | 381.37 | 129.37 | 121.94 |
| TG-N | 102.9 | 74.66 | 72.54 | 107.09 | 185.22 | 80.49 | 78.20 |

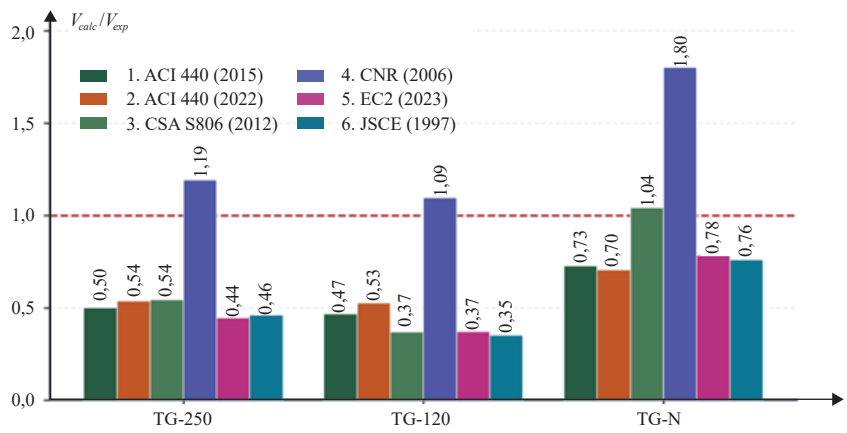



**Fig. 2. Comparison of shear capacity calculations according to the codes**
*Rys. 2. Porównanie obliczeń nośności na ścinanie wg norm*

more than 80%, whereas ACI 440.1R-15 and ACI 440.11–22 underestimate it by 27% and 30%, respectively. Such large variations indicate that the current normative formulations essentially take different approaches to the contribution of cracked concrete in elements reinforced with bars of low stiffness. Both ACI provisions provide relatively stable and consistently conservative predictions. The 2022 version is slightly less conservative than the 2015 document, in line with assumed higher stirrup stress limit. At the same time, the differences between the two ACI versions are moderate. It means that the revision refines rather than fundamentally changes the design philosophy. CSA S806-12 shows less uniform behaviour. For the beam without stirrups, its prediction is close to the experimental result. This suggests that the model may be more sensitive than the ACI provisions to the relative contributions of concrete and stirrups. The shear capacities obtained using JSCE 1997 are close to those obtained using EN 1992-1-1:2023.

The obtained results confirm the conclusion often reported in the literature that no unified approach has yet been developed for the shear design of GFRP-reinforced concrete beams. The observed discrepancies are not merely numerical differences between equations, but they reflect different assumptions about the physical mechanisms of shear transfer in FRP-reinforced members. The test series, although limited in size, clearly illustrates the practical consequences of these assumptions.

It should also be noted that GFRP design accounts for long-term effects, particularly creep rupture (rupture under sustained stress), which are not represented in short-term laboratory tests. The different approaches to long-term rupture adopted in the design provisions affect the permissible stirrup stress and contribute to the observed differences in predictions. This may partly explain the relatively good agreement for the beam without stirrups and the larger discrepancies for beams with stirrups, especially under the CNR model, while the other provisions show more consistent behaviour.

## Conclusions

Based on the experimental investigation and analytical assessment it can be concluded that the amount of transverse GFRP reinforcement has a decisive effect on the measured shear capacity of the tested T-beams. Compared with the beam without stirrups, the use of GFRP stirrups substantially increased the shear capacity.

The considered design procedures gave markedly different shear-capacity results for the same members, confirming the lack of consistency in current provisions for concrete members reinforced with GFRP bars. The main source of the discrepancies is the code-dependent limit on the effective stress in GFRP stirrups.

ACI 440.1R-15 and ACI 440.11–22 provided stable and consistently conservative predictions for all the tested beams. The 2022 version was slightly less conservative than the 2015 document. EN 1992–1–1:2023 and JSCE 1997 gave

są umiarkowane. Oznacza to, że nowelizacja doprecyzowuje, a nie zmienia zasadniczo filozofię projektowania. CSA S806-12 wykazuje mniej jednorodne zachowanie. W przypadku belki bez strzemion prognoza jest bliska wynikom doświadczalnym. Wskazuje to, że model może być bardziej wrażliwy na proporcje między udziałami betonu i strzemion niż przepisy ACI. W przypadku normy JSCE 1997 uzyskane wartości nośności na ścinanie są zbliżone do normy EN 1992-1-1:2023.

Uzyskane wyniki potwierdzają wniosek często podkreślany w literaturze, że **nie opracowano dotychczas jednolitego podejścia do projektowania na ścinanie belek żelbetowych zbrojonych GFRP**. Obserwowane rozbieżności nie są wyłącznie różnicami numerycznymi między równaniami, lecz odzwierciedlają odmienne założenia dotyczące fizycznych mechanizmów przenoszenia ścinania w elementach zbrojonych GFRP. Badana seria, choć ograniczona pod względem liczby elementów, wyraźnie ilustruje praktyczne konsekwencje tych założeń. Należy również zaznaczyć, że projektowanie zbrojenia GFRP uwzględnia efekty długoterminowe, przede wszystkim zerwanie prętów na skutek pełzania (stałego naprężenia w czasie), które nie są odwzorowane w krótkotrwałych badaniach laboratoryjnych. Różne podejścia do zerwania na skutek efektów długotrwałych w poszczególnych przepisach normowych wpływają na dopuszczalne naprężenie w strzemionach i przyczyniają się do obserwowanych rozbieżności w prognozach. Może to częściowo wyjaśniać dosyć dobrą zgodność w przypadku belki bez strzemion i duże rozbieżności w belkach ze strzemionami, szczególnie w przypadku modelu CNR, natomiast pozostałe przepisy wykazują bardziej spójne zachowanie.

## Wnioski

Z przeprowadzonych badań doświadczalnych i analizy obliczeniowej wynika, że ilość poprzecznego zbrojenia GFRP ma decydujący wpływ na zmierzoną nośność na ścinanie badanych belek teowych. W porównaniu z belką bez strzemion zastosowanie strzemion GFRP spowodowało istotny wzrost nośności na ścinanie.

Analizowane procedury obliczeniowe dały wyraźnie różne wyniki nośności na ścinanie tych samych elementów, potwierdzając brak spójności w aktualnych procedurach normowych dotyczących elementów betonowych zbrojonych prętami GFRP. Głównym źródłem rozbieżności jest zależne od normy ograniczenie efektywnych naprężeń w strzemionach GFRP. ACI 440.1R-15 i ACI 440.11-22 zapewniły stabilne i konsekwentnie zachowawcze prognozy w przypadku wszystkich badanych belek. Wersja z 2022 r. była nieco mniej zachowawcza od dokumentu z 2015 r. Normy EN 1992–1–1:2023 i JSCE 1997 dały zachowawcze szacunki, szczególnie dotyczące belek ze zbrojeniem poprzecznym, co można przypisać restrykcyjnemu ograniczeniu naprężeń w strzemionach GFRP. Włoskie zalecenia CNR-DT 203/2006 mają tendencję do przeceniania doświadczalnej nośności na ścinanie i dostarczyły najmniej zachowawczych prognoz spośród analizowanych podejść. Norma kanadyjska CSA S806-12 daje zmienne wyniki – od bliskich jedności po silnie zachowawcze – w zależności od konfiguracji belki.

conservative estimates, concerning particularly for beams with transverse reinforcement, which can be attributed to their restrictive limits on stress in GFRP stirrups. The Italian recommendations CNR-DT 203/2006 tended to overestimate the experimental shear capacity and gave the least conservative predictions among the approaches considered. CSA S806–12 produced variable results – from values close to unity to strongly conservative estimates – depending on the beam configuration.

The results indicate that shear-design procedures for members with non-metallic GFRP reinforcement require further development, particularly regarding the interaction between the concrete contribution, crack kinematics and stress mobilisation in transverse FRP reinforcement while taking into account long-term rupture effects that must be considered in design, even though static laboratory tests are usually conducted under short-term loading.

*This research work 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 for the bilateral project, titled "Multi-fidelity modelling of shear concrete strength based on experiments, simulation and probabilistic approaches (MMOSS) ".*

*Received: 19.06.2026*
*Revised: 31.07.2026*
*Published: 21.10.2026*

Wyniki wskazują, że konieczne jest dalsze doskonalenie procedur projektowania na ścinanie elementów ze zbrojeniem niemetalicznym GFRP, przede wszystkim w zakresie współdziałania udziału betonu, kinematyki zarysowania i mobilizacji naprężeń w poprzecznym zbrojeniu FRP, przy jednoczesnym uwzględnieniu efektów zerwania na skutek pełzania, które muszą być brane pod uwagę w projektowaniu, mimo że statyczne badania laboratoryjne prowadzone są zazwyczaj w warunkach krótkotrwałego obciążenia.

*Badania sfinansowano przez Narodowe Centrum Nauki w ramach programu OPUS Weave, projekt nr 2023/51/I/ST11/00069 oraz przez Czeską Fundację Naukową, projekt nr 25-14337L, w ramach projektu bilateralnego pt. Multi-fidelity modelling of shear concrete strength based on experiments, simulation and probabilistic approaches (MMOSS).*

*Artykuł wpłynął do redakcji: 19.06.2026 r.*
*Otrzymano poprawiony po recenzjach: 31.07.2026 r.*
*Opublikowano: 21.10.2026 r.*

## Literature

**[1]** Bank LC. Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials, John Wiley & Sons, Hoboken, 2006.

**[2]** Karbhari VM. FRP Composites in Civil Engineering, Woodhead Publishing, Cambridge, 2013.

**[3]** Teng JG, Chen JF, Smith ST, Lam L. FRP: Strengthened RC Structures, Wiley, Chichester, 2002.

**[4]** Guadagnini M, Pilakoutas K, Waldron P, Shear resistance of FRP RC beams: experimental study, J. Compos. Constr. 10 (2006) 464–473.

**[5]** Ashour AF, Kara G, Morley FR. Shear capacity of FRP reinforced concrete beams, J. Compos. Constr. 5 (2001) 177–184.

**[6]** El-Sayed AK, El-Salakawy EF, Benmokrane B. Shear capacity of concrete beams reinforced with FRP bars without web reinforcement, J. Compos. Constr. 10 (2006) 235–245.

**[7]** Fico C, Plizzari GA, Rombach M. Behaviour and design of concrete structures reinforced with FRP bars under shear, Compos. Struct. 83 (2008) 1–8.

**[8]** Ahmed AH, ElGhandour MA, El-Dieb A, Shear design equations for FRP-reinforced concrete members: assessment against experimental databases, Eng. Struct. 242 (2021) 112561.

**[9]** Mai R, Xie Y, Zhang H. Review of shear behaviour and code assessment of FRP-reinforced concrete beams, Proc. Inst. Civ. Eng. Struct. Build. 177 (2024) 1–19.

**[10]** Karihaloo BL. Fracture mechanics and structural concrete, 1. publ, Longman Scientific & Technical, Harlow, Essex, England, 1995.

**[11]** RILEM TCS, Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams, Mater. Struct. 18 (1985) 285–290.

**[12]** ACI Committee 440, Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars (ACI 440.1R-15), American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2015.

**[13]** ACI Committee 440, Code Requirements for Structural Concrete Reinforced with GFRP Bars (ACI 440.11–22) and Commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2022.

**[14]** CSA Group, Design and Construction of Building Structures with Fibre-Reinforced Polymers (CSA S806–12, reaffirmed 2021), CSA Group, Mississauga, 2021.

**[15]** CNR, Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fibre-Reinforced Polymer Bars, CNR-DT 203/2006, National Research Council of Italy, Rome, 2006.

**[16]** CEN, EN 1992–1–1:2023 Eurocode 2: Design of Concrete Structures – Part 1–1: General Rules and Rules for Buildings, European Committee for Standardization, Brussels, 2023.

**[17]** Japan Society of Civil Engineers (JSCE), Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials, JSCE, Tokyo, Japan, 1997.