

**Rakesh Siempu, Prof. Rathish Kumar P.**

Department of Civil Engineering, NIT Warangal, India

## Badania przyczepności stali w betonie zbrojonym

### Constitutive behaviour of bond in RC structures based on pull-out strength

**Słowa kluczowe:** metoda wrywania, naprężenie na powierzchni rozdziału stal – beton, przyczepność, energia pęknięcia

**Key words:** pull out test, bond stress and slip, fracture energy

#### Oznaczenia:

$c_{min}, c_{max}$  = minimalna i maksymalna grubość otuliny betonowej, mm

$D_b$  = średnica elementu zbrojącego, mm

$f_{cc}$  = wytrzymałości na ściskanie betonu, MPa

$f_{ct}$  = wytrzymałość na zginanie betonu, MPa

$f_s$  = naprężenie stali zbrojeniowej, MPa

$L_d$  = długość zakotwienia element zbrojącego, mm

$\tau_u$  = wartość naprężenia niszczonego na powierzchni rozdziału stal – beton, MPa

$\tau_{bd}$  = projektowana wartość naprężenia na powierzchni rozdziału stal – beton, MPa

#### Notations:

$c_{min}, c_{max}$  = minimum and maximum cover of bars with concrete respectively, mm

$D_b$  = diameter of bar, mm

$f_{cc}$  = compressive strength of concrete, MPa

$f_{ct}$  = tensile strength of concrete, MPa

$f_s$  = stress in steel, MPa

$L_d$  = embedment length of bar, mm

$\tau_u$  = ultimate bond stress, MPa

$\tau_{bd}$  = design bond stress, MPa

## 1. Wprowadzenie

Powszechne zastosowanie betonu zbrojonego jako materiału budowlanego wynika z perfekcyjnego połączenia tworzywa o wysokiej wytrzymałości na zginanie z tworzywem o wysokiej wytrzymałości na ściskanie, co umożliwia wzajemne przenoszenie obciążeń. Przenoszenie naprężeń jako skutek oddziaływania obciążeń na dany element związane jest z powstawaniem naprężenia ścina-

## 1. Introduction

One of the reasons for the success of reinforced concrete as a building material that has proven its existence worldwide lies in the perfect transfer of forces from a material that is relatively strong in tension to a material that is strong in compression and vice versa. This transfer of force is a result of loading on the element and results in shear stress along the contact surface. Bond is characterized as anchorage/development bond and flexural bond.

jącego w strefie kontaktu stal - beton. Siła połączenia stal – beton zawiera składową decydującą o przyczepności (zakotwiczeniu) zbrojenia i składową w postaci siły zginającej w strefie stal - beton. Siła przyczepności ma charakter siły rozciągającej lub ściskającej, podczas gdy składowa zginająca pojawia się gdy następuje zmiana momentu ścinającego lub zginającego wzdłuż długości pręta zbrojącego. Przyczepność stali do betonu jest efektem działania trzech mechanizmów; adhezji chemicznej wynikającej z obecności żeluz C-S-H tworzącego się jako produkt hydratacji cementu, oporu tarcia na powierzchni zbrojenia ściskanej przez kurczący się beton, jak również mechanicznego zablokowania otuliny pomiędzy karbami (nacięciami) na powierzchni prętów zbrojeniowych (czynnik ten nie występuje w przypadku prętów gładkich). Na zachowanie się powierzchni rozdziału stal – beton wpływają głównie takie czynniki, jak wytrzymałość na ściskanie betonu, grubość otuliny, średnica i długość elementu zbrojącego, typ elementu zbrojącego (o powierzchni gładkiej lub żebrowanej), obecność elementów ograniczających takich jak obejmy, zaciski, czy powłoki na zbrojeniu w celu przeciwdziałania korozji (1, 2). W prezentowanej pracy skierowano uwagę na trzy z wymienionych czynników: wytrzymałość na ściskanie betonu, średnica oraz długość wbudowanego elementu zbrojącego.

Pomiędzy zbrojeniem stalowym i otuliną betonową mogą powstawać trzy rodzaje defektów. Są to mianowicie uszkodzenia związane z wyrwaniem zbrojenia, rozszczelnieniem oraz defekty samego zbrojenia. Pierwsze z nich występują generalnie wtedy, gdy nie ma dostatecznie mocnego kontaktu pomiędzy prętem stalowym i otuliną, to znaczy w przypadku zbyt krótkiego wbudowanego elementu zbrojeniowego, o długości zakotwienia mniejszej niż pięć średnic pręta. Defekt polegający na rozszczelnieniu połączenia obserwowany jest gdy długość zakotwienia elementu jest większa od pięciokrotnej średnicy pręta i przypisywany jest działaniu otuliny o dużej wytrzymałości. Uszkodzenie zbrojenia ma miejsce gdy wytrzymałość połączenia stal – beton jest większa niż siła zginająca działająca na pręt stalowy, co następuje generalnie przy większej długości zakotwienia elementu (długość przekracza dziesięciokrotność średnicy). Tak więc w badaniach wzięto pod uwagę trzy różne długości wbudowania elementów stanowiące wielokrotności średnicy prętów, określane współczynnikami odpowiednio 2,5; 5 i 8,3 w przypadku prętów o średnicy 12 mm oraz 9,4 w przypadku prętów o średnicy 16 mm.

W celu pomiaru wytrzymałości połączenia stal – beton wykonuje się w praktyce próbkę wyrwania ("pull out"), badanie końca belki, badanie zakotwienia i próbę rozszczepienia (3). Metodę wyrwania wykorzystuje się głównie w celu określenia oporu wynikającego z umocowania zbrojenia w otulinie betonowej, natomiast próbę zakotwienia zbrojenia w celu pomiaru wytrzymałości na zginanie. Spośród wymienionych metod, mających na celu oszacowanie przyczepności zbrojenia, próbę wyrwania stosuje się najczęściej, z uwagi na dostępność potrzebnego sprzętu i prostotę wykonania (3).

Długość efektywna jest definiowana jako taka długość zakotwienia prętów zbrojeniowych, która umożliwi uniknięcie wyciągnięcia

Anchorage/development bond is the case of tension or compression whereas, flexural bond comes to picture where there is change of shear or bending moment along the length of the bar. Bond in reinforced concrete is achieved through three mechanisms; firstly, chemical adhesion which is due to the C-S-H gel that is formed as a product of hydration of cement, secondly frictional resistance that is offered by the surface of reinforcing bars and grip exerted due to concrete shrinkage and thirdly, mechanical interlock because of the ribs that are provided on the surface of the bar (absent in case of plain bars). The major factors that influence the bond performance are compressive strength of concrete, cover to concrete, diameter of bar, embedment length of bar, type of bar (plain or deformed bar), surface profile condition of bar, confinement in surrounding concrete in form of stirrups, coating on bar if any, for prevention of corrosion (1, 2). In the present investigation three major factors that influence the bond behaviour namely, compressive strength of concrete, diameter of bar, embedment length of bar are addressed.

Failure between reinforcing steel and concrete is of mainly three types viz., Pull out failure, Splitting failure and bar failure. Pull out failure generally occurs when sufficient contact between steel bar and concrete is not available i.e., for shorter embedment length (less than 5 times the diameter of bar). Splitting failure occurs when the embedment length is greater than 5 times the bar diameter and failure is attributed to the concrete strength. Lastly, bar failure, occurs when the bonding strength between steel and concrete is greater than the breaking stress of steel bar and generally occurs for higher embedment lengths (greater than 10 times bar diameter). So, based on the type of failure three embedment lengths i.e., 2.5 times, 5 times, 8.3 times (in case of 12mm bar) / 9.4 times (in case of 16mm bar) were considered in the present investigation.

In order to determine the bond strength, four tests are in practice namely, pull-out, beam-end, beam anchorage and splice specimen (3). Pull out test is mainly performed for evaluating anchorage/development bond and beam anchorage test for determining flexural bond. Of all these tests to determine the bond strength, pull out test is widely adopted because of its ease of fabrication of the test set up and simplicity of test (3).

Development length is defined as the length required to be provided at the point of maximum steel stress to avoid failure of either pulling out or pushing in of bar in case of tension or compression and is given by (4). Increase in design bond stress decreases the development length of the bar resulting in better economics.

Orangun et al. (5) proposed an equation for predicting the average bond stress at failure of concrete without confinement by conducting regression analysis on results of beam splice specimens considering various factors such as ratio of minimum cover to diameter of bar, diameter of bar to embedment length and compressive strength of concrete. Darwin et al. (6) by reevaluating the test data of Orangun et al. (5) proposed another formula by adding a term of ratio of minimum to maximum cover to assess the maximum bond stress. Esfahani & Rangan (7) studied the bond strength of beam splice specimens and proposed two different formulas

bądź wpełnienia do otuliny pręta (pod działaniem naprężenia rozciągającego lub ściskającego) przy maksymalnej wartości naprężeń wywołanych w stali. Długość ta dana jest wzorem  $L_d = \frac{D_b \cdot f_s}{4 \cdot \tau_{bd}}$  (4). Gdy zwiększy się zakładana (w projekcie) wartość naprężenia na granicy stal – beton, wtedy zmniejszy się długość efektywna, co jest ważne z ekonomicznego punktu widzenia.

Orangun i wsp. (5) zaproponowali formułę pozwalającą przewidzieć średnią wartość naprężenia na granicy stal – beton bez zbrojenia poprzecznego. Posłużyli się analizą regresji, w której poddali wyniki badań próbek, sporządzone przy zmiennych proporcjach grubości otuliny i średnicy prętów oraz długością zakotwienia prętów zbrojeniowych, jak również przygotowanych z betonów różniących

for calculating the cracking bond stress of concrete compressive strength for less than 50 MPa and greater than 50 MPa including the factors of ratio of minimum cover to diameter of bar and tensile strength of concrete. Kemp (8) used new cantilever, or stub beam specimen for determining bond strength in concrete. The same factors as included by Esfahani & Rangan (7) are considered. Specially developed pull out test was adopted by Chapman & Shah (8) to evaluate the bond stress and the formula proposed includes same terms as that by Orangun et al. (5). Harajli (10) conducted analytical evaluation of the bond strength and compared with the experimental results of Ueda et al. (11) and Orangun et al. (5), and proposed equation consists of same factors as that of Orangun et al. (5). Al-Jahdali et al. (12) conducted bond tests on modified pull out test and proposed an equation to predict the

Tablica 1 - Table 1

MODELE ANALITYCZNE OCENY PRZYCZEPNOŚCI

ANALYTICAL MODELS FOR PREDICTING ULTIMATE BOND STRESS

Publikacja źródłowa Model	Wzór/Formuła	Jednostka Units	Rodzaj próbki/badanie Type of test specimen
Orangun et al. (5)	$\tau_u = \left\{ 0.101 + 0.268 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) + 4.4 \cdot \left( \frac{D_b}{L_b} \right) \right\} \cdot \sqrt{f_{cc}}$	S.I	Przyczepność elementu Beam splice
Darwin et al. (6)	$\tau_u = 0.083045 \cdot \sqrt{f_{cc}} \cdot \left\{ \left( 1.06 + 2.12 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) \right) \left( 0.92 + 0.08 \cdot \left( \frac{c_{\max}}{c_{\min}} \right) \right) + 75 \cdot \left( \frac{D_b}{L_b} \right) \right\}$	S.I	Przyczepność elementu Beam splice
Esfahani & Rangan (7)	$\tau_u = 4.9 \cdot \left( \frac{\frac{c_{\min}}{D_b} + 0.5}{\frac{c_{\min}}{D_b} + 3.6} \right) \cdot f_{ct}$ (dla wytrzymałości betonu/for concrete strength <50MPa) $\tau_u = 8.6 \cdot \left( \frac{\frac{c_{\min}}{D_b} + 0.5}{\frac{c_{\min}}{D_b} + 5.5} \right) \cdot f_{ct}$ (dla wytrzymałości betonu/for concrete strength >50MPa)	S.I	Przyczepność elementu Beam splice
Kemp (8)	$\tau_u = 232.2 + 2.716 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) \cdot \sqrt{f_{cc}}$	Psi	Belka ze wspornikiem Cantilever beam
Chapman & Shah (9)	$\tau_u = \left\{ 3.5 + 3.4 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) + 57 \cdot \left( \frac{D_b}{L_b} \right) \right\} \cdot \sqrt{f_{cc}}$	Psi	Wyrwanie Pull-out
Harajli (10)	$\tau_u = \left\{ 1.2 + 3 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) + 50 \cdot \left( \frac{D_b}{L_b} \right) \right\} \cdot \sqrt{f_{cc}}$	Psi	Przyczepność elementu Beam splice
Al-Jahdali et al. (12)	$\tau_u = \left\{ -0.879 + 0.324 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) + 5.79 \cdot \left( \frac{D_b}{L_b} \right) \right\} \cdot \sqrt{f_{cc}}$	S.I	Wyrwanie Pull-out
CEB-FIB MC (13)	$\tau_u = 2.5 \cdot \sqrt{f_{cc}}$ (uszkodzenie skutkiem wyrwania/for pull out failure) $\tau_u = 7.0 \cdot \left( \frac{f_{cc}}{20} \right)^{0.25}$ (uszkodzenie skutkiem rozszczepienia/for splitting failure)	S.I	-
Australian Standard (14)	$\tau_u = 0.265 \cdot \sqrt{f_{cc}} \cdot \left\{ \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) + 0.5 \right\}$	S.I	-
ACI-408 (3)	$\tau_u = 0.083045 \cdot \sqrt{f_{cc}} \cdot \left\{ 1.22 + 3.13 \cdot \left( \frac{c_{\min}}{D_b} \right) + 53 \cdot \left( \frac{D_b}{L_b} \right) \right\}$	S.I	-

się wytrzymałością na ściskanie. Darwin i in. (6) przeliczyli dane doświadczalne Oranguna i in. (5), a następnie zaproponowali inną formułę, uwzględniającą stosunek minimalnej do maksymalnej grubości otuliny, przy której wartość naprężenia w strefie przejściowej stal – beton jest największa. Esfahani & Rangan (7) badali przyczepność w przypadku betonu o wytrzymałości na ściskanie mniejszej od 50 MPa i większej od 50 MPa. Uwzględnili też stosunek grubości otuliny do średnicy prętów, jak również wytrzymałość na rozciąganie betonu. Kemp (8) zastosował w celu wyznaczenia wytrzymałości połączenia stal – beton nowy aparat ze wspornikiem lub specjalnie przygotowane próbki (z ukształtowanym fragmentem wystającym). Wzięt pod uwagę te same czynniki, co Esfahani & Rangan (7). Chapman & Shah (8) zastosowali, w celu określenia przyczepności zmodyfikowaną metodę wrywania i posłużyli się tymi samymi wzorami, co Orangun i in. (5). Harajli (10) przeprowadził analityczną ocenę wytrzymałości połączenia stal – beton i porównał wyniki z danymi Uedy i in. (11), jak również Oranguna i in. (5). Równania zaproponowane przez tego autora uwzględniają te same czynniki, które występują w równaniach Oranguna i in. (5). Podobnie Al-Jahdali i in. (12) zastosowali, w celu określenia przyczepności, zmodyfikowaną metodę wrywania i zaproponowali równania uwzględniające również te same czynniki, które występują w równaniach Oranguna i in. (5). Przepisy zawarte w dokumencie CEB-FIB MC (13) uwzględniają, w celu określenia przyczepności jedynie wytrzymałość na ściskanie betonu, jak również opierają się na wynikach oznaczeń metodą wrywania lub rozłupywania. Norma australijska AS 3600 (14) uwzględnia proporcje pomiędzy grubością otuliny i średnicą prętów oraz wytrzymałość na ściskanie betonu, jako czynniki wyznaczające wartość naprężenia w strefie przejściowej stal – beton, podczas gdy amerykańskie przepisy ACI 408 (3) biorą pod uwagę jeszcze dodatkowo stosunek średnicy pręta zbrojeniowego do długości zakotwienia (są to dodatkowe czynniki w porównaniu z normą australijską AS 3600 (14)). Wszystkie postacie omawianych równań określających wartość naprężenia w strefie przejściowej stal – beton są podane w tablicy 1.

Można zauważyć [tablica 1], że większość równań dotyczy wytrzymałości połączenia na zginanie, a nie bezpośrednio na wrywanie. Prezentowana praca opiera się jednak na wynikach próby wrywania.

## 2. Program badań

Program badań miał na celu ustalenie wpływu rodzaju betonu, średnicy prętów zbrojeniowych i długości prętów zbrojenia na kształtowanie przyczepności tych prętów. Wykonano trzy mieszanki betonowe o współczynniku w/c wynoszącym odpowiednio 0,5 (Beton A), 0,4 (Beton B) i 0,3 (Beton C). Zastosowano zbrojenie z prętów o średnicy 12 mm i 16 mm i długości równej wielokrotności określonej współczynnikami odpowiednio 2,5; 5 i 8,3 w przypadku prętów o średnicy 12 mm oraz 9,4 w przypadku prętów o średnicy 16 mm. Różne długości wybrano z uwagi na spodziewane różne rodzaje defektów. Określono konsystencję mieszanek metodą pomiaru opadu stożka. Wytrzymałość na ściskanie zmierzono po

bond stress including the factors same as that of Orangun et al. (5). The Standard code CEB-FIB MC (13) takes into account only the compressive strength of concrete as the influencing factor for ultimate bond stress and also based on the type of failure of pull out or splitting. Australian standard AS 3600 (14) considers cover to diameter of bar in addition to compressive strength of concrete as factors for predicting the bond stress, whereas, American code ACI 408 (3) takes into account the parameter of ratio of diameter of bar to embedment length of bar in addition to that considered by Australian standard AS 3600 (14). All these prediction equations of bond stress are given in Table 1.

It can be noted from the Table 1 that most of the equations are accounting for the flexural bond strength than direct pull out. The present work is, however, based on direct pull out test.

## 2. Experimental programme

An experimental program is designed to study the influence of grade of concrete, diameter of bar and embedment length of bar on the bond behaviour of concrete. To achieve this, three mixes of concrete having water-cement (w/c) ratios of 0.5 (Mix A), 0.4 (Mix B) and 0.3 (Mix C) were chosen. Two bar diameters 12 mm and 16 mm with three embedment lengths 2.5 times, 5 times and 8.3 times (in case of 12 mm bar) / 9.4 times (in case of 16 mm bar) diameter of bar were considered. These embedment lengths were chosen based on the type of failure. Slump, a measure of fresh concrete property was measured for the three mixes. Hardened properties such as compressive strength was evaluated at the end of 7, 28, 56 and 91 days whereas split tensile strength and flexural strength were measured at the end of 28 and 56 days. To evaluate the bond strength, direct pull out test as specified in IS: 2770 (Part-1) (15) is adopted. Specimens of size 100 mm × 100 mm × 100 mm cube were selected for 12 mm diameter bar, whereas, 150 mm × 150 mm × 150 mm cube for 16mm diameter bar were used for determining the bond strength as specified by IS: 2770 (Part-1) (15). A total of 72 cubes (150 mm × 150 mm × 150 mm) for compressive strength, 18 cylinders (150 mm diameter by 300 mm height) for split tensile strength, 18 prisms (100 mm × 100 mm × 500 mm) for flexural strength were cast and tested at the end of required number of days. 27 cubes (100 mm × 100 mm × 100 mm) for bond strength with 12 mm diameter bar and 27 cubes (150 mm × 150 mm × 150 mm) for bond strength with 16 mm diameter bar were cast and tested for pull out strength at the end of 56 days.

### 2.1. Materials

The different materials used in the experimental investigation and their properties are given below.

**2.1.1. Cement:** Ordinary Portland Cement of class 53 (compressive strength at end of 28 days >53 MPa) conforming to IS: 12269 (16) is used in the present study. Specific gravity, standard consistency, Initial and Final setting times, fineness, Loss on Ignition are 3.1, 30%, 48 and 430 minutes, 339 m<sup>2</sup>/kg, 1.13% respectively.



7, 28, 56 i 91 dniach dojrzewania. Wytrzymałość na zginanie przy rozłupywaniu i wytrzymałość na rozciąganie mierzono po 28 i 56 dniach dojrzewania. Przyczepność określono metodą wrywania opisaną w normie indyjskiej IS: 2770 (część-1) (15). Pręty zbrojeniowe o średnicy 12 mm osadzono w próbkach o wymiarach 100 mm × 100 mm × 100 mm, natomiast pręty zbrojeniowe o średnicy 16 mm osadzono w próbkach o wymiarach 150 mm 150 mm 150 mm. Do badań wytrzymałości na ściskanie przygotowano 72 kostki (150 mm × 150 mm × 150 mm), rozciąganie przy rozłupywaniu badano na próbkach walcowych o średnicy 150 mm i wysokości 300 mm (przygotowano 18 walców), wytrzymałość na zginanie badano na próbkach w kształcie belek o wymiarach 100 mm × 100 mm × 500 mm. Do badań przyczepności przygotowano 27 kostek betonowych (100 mm × 100 mm × 100mm) z wbudowanymi prętami zbrojeniowymi o średnicy 12 mm, jak również 27 kostek betonowych (150 mm × 150 mm × 150 mm) z wbudowanymi prętami zbrojeniowymi o średnicy 16 mm. Badania przeprowadzono metodą wrywania po 56 dniach dojrzewania.

## 2.1. Materiały

Właściwości materiałów zastosowanych w badaniach podano poniżej.

**2.1.1. Cement:** zastosowano w badaniach cement portlandzki klasy 53 według normy IS: 12269 (16) (o wytrzymałości na ściskanie po 28 dniach twardnienia >53 MPa). Ciężar właściwy, standardowa konsystencja, początek i koniec wiązania, rozdrobnienie, strata prażenia wynoszą odpowiednio 3,1, 30%, 48 i 430 minut, 339 m<sup>2</sup>/kg i 1,13%.

**2.1.2. Popiół lotny:** zastosowano popiół lotny krzemionkowy spełniający wymagania normy IS: 3812 (Part-1) (17). Ciężar właściwy i rozdrobnienie popiołu wynoszą odpowiednio 2,2 i 328 m<sup>2</sup>/kg.

**2.1.3. Granulowany żużel wielkopiecowy (GGBS):** zastosowano granulowany żużel wielkopiecowy spełniający wymagania normy IS: 12089 (18). Ciężar właściwy i rozdrobnienie żużla wynoszą odpowiednio 2,9 i 426 m<sup>2</sup>/kg.

Szybkość reakcji popiołu i żużla, uzależniona od składu chemicznego i mineralnego, jest czynnikiem determinującym osiągnięcie założonej wytrzymałości. Skład chemiczny popiołu i żużla oznaczony metodą fluorescencji rentgenowskiej, przedstawiono w tabelicy 2.

**2.1.4. Kruszywo drobne (FA):** w pracy zastosowano naturalny piasek rzeczny spełniający wymagania normy IS: 383 (19). Gęstość nasypowa, uziarnienie i ciężar właściwy wynosiły odpowiednio 1595 g/cc, 2,54 i 2,6. Krzywe przesiewu kruszywa drobnego przedstawiono na rysunku 1.

**2.1.5. Kruszywo grube (CA):** w pracy zastosowano łamane kruszywo granitowe spełniające wymagania normy IS: 383 (19). Maksymalna wielkość ziaren kruszywa była różna w poszczególnych mieszankach i wynosiła 20 mm, 16 mm i 12,5 mm odpowiednio dla mieszanek A, B i C. Gęstość nasypowa i ciężar właściwy wynosiły odpowiednio 1405 g/cc i 2,72. Moduł określający wielkość ziaren kruszywa wynosił 7,5; 7,05 i 6,60 odpowiednio dla mieszanek A,

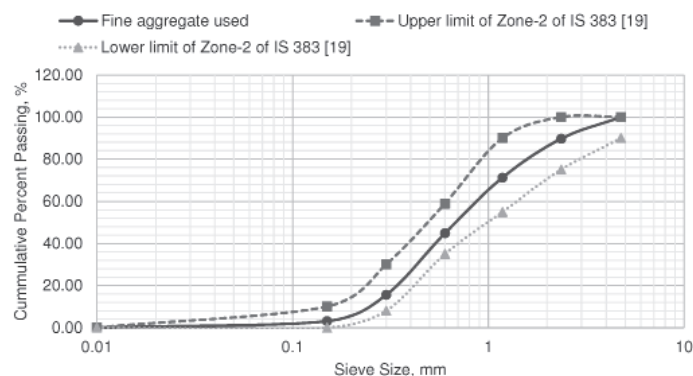
**2.1.2. Fly ash: Silicons fly ash** confirming to IS: 3812 (Part-1) (17) was used. Specific gravity and fineness of fly ash used are 2.2 and 328m<sup>2</sup>/kg respectively.

Tablica 2 / Table 2

SKŁAD CHEMICZNY

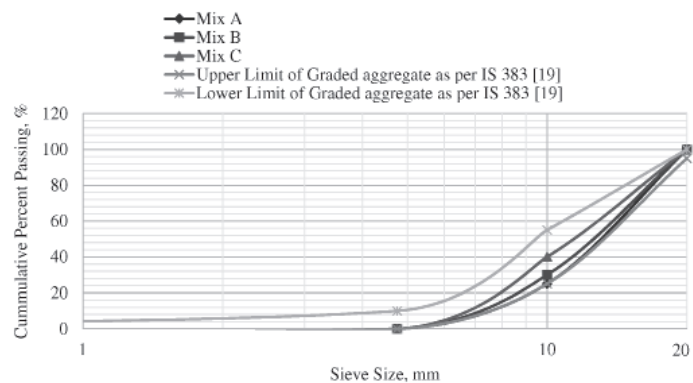
CHEMICAL COMPOSITION

Skład chemiczny % masy Chemical composition % by mass	Popiół lotny Fly ash	Granulowany żużel wielkopiecowy GGBS
SiO <sub>2</sub>	60.11	34.06
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	26.53	20
CaO	4.00	32.6
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4.25	0.8
SO <sub>3</sub>	0.35	0.9
MgO	1.25	7.89
Na <sub>2</sub> O	0.22	0.41
K <sub>2</sub> O	0.91	0.68
Strata prażenia Loss on ignition	0.88%	0.41%



Rys. 1. Krzywa przesiewu kruszywa drobnego

Fig. 1. Gradation curve for fine aggregate



Rys. 2. Krzywa przesiewu kruszywa grubego

Fig. 2. Gradation curve for coarse aggregate

B i C. Krzywe przesiewu kruszywa grubego przedstawione są na rysunku 2.

**2.1.6. Woda:** zastosowano w badaniach wodę pitną.

**2.1.7. Superplastyfikator (SP):** zastosowano superplastyfikator na bazie eteru polikarboksyłanowego CHRYSO Fluid Optima P77 produkcji CHRYSO Chemicals, India (jedynie w przypadku mieszanki C). Superplastyfikator ten spełnia wymagania normy ASTM C 494 (20). Ciężar właściwy superplastyfikatora wynosi 1.1.

**2.1.8. Stal:** zastosowano pręty stalowe poddane obróbce termicznej i mechanicznej (TMT) typu FE 500. Właściwości zbrojenia odpowiadają wymaganiom normy IS: 1786 [21]. Właściwości fizyczne i mechaniczne prętów zbrojenia podane są w Tablicy 3.

## 2.2. Przygotowanie próbek

Tablica 3 / Table 3

WŁAŚCIWOŚCI FIZYCZNE I MECHANICZNE PRĘTÓW ZBROJENIA

PROPERTIES OF STEEL BARS

Cecha/Property	Średnica pręta Diameter of bar	
	12 mm	16 mm
Szerokość żeber/Rib width, mm	2.2	4
Wysokość żeber/Rib height, mm	2	2.5
Rozmieszczenie żeber/Rib spacing, mm	4.7	7.8
Granica plastyczności/Yield stress MPa	512	215
Naprężenie niszczące/Breaking stress, MPa	569	571

Badania przeprowadzono na próbkach standardowych: w celu określenia wytrzymałości na ściskanie uformowano kostki o wymiarach 150 mm × 150 mm × 150 mm, rozciąganie przy rozłupywaniu badano na próbkach walcowych o średnicy 150 mm i wysokości 300 mm, wytrzymałość na zginanie badano na próbkach w kształcie belek o wymiarach 100 mm × 100 mm × 500 mm według normy IS: 516 (22). Przyczepność stali oceniano w przypadku prętów zbrojenia o średnicy 12 mm przy zastosowaniu kostek betonowych o wymiarach 100 mm × 100 mm × 100 mm, natomiast w przypadku prętów zbrojenia o średnicy 16 mm przy zastosowaniu kostek betonowych o wymiarach 150 mm × 150 mm × 150 mm według normy IS: 2770 (część-1) (15).

## 2.3. Metody badań

Badanie właściwości mechanicznych materiałów przeprowadzono według normy IS: 516 (22), a test wrywania przeprowadzono według normy IS: 2770 (część -1) (15).

**2.3.1. Metoda wrywania:** schemat urządzenia do przeprowadzania prób wrywania pokazano na rysunku 3. Na rysunku 4 przedstawiono poglądowo mechanizm przenoszenia obciążenia. Kostka ze zbrojeniem osadzonym pionowo umocowana jest wewnątrz urządzenia za pomocą uchwytów, które nie krępują jej od strony nieruchomej podstawy przestrzeni roboczej, ale krępują wystający odcinek pręta od góry. Ponad próbką umiejscowiona

**2.1.3. Ground Granulated Blast Furnace Slag (GGBS):** GGBS confirming to IS: 12089 (18) is used in the present study. Specific gravity and fineness of GGBS are 2.9 and 426 m<sup>2</sup>/kg respectively.

The rate of reaction of fly ash and GGBS depends on the chemical and mineral composition which is a determining aspect in attaining target strength. Hence, X-Ray Fluorescence are performed for fly ash and GGBS for chemical composition determination which is given in Table 2.

**2.1.4. Fine Aggregate (FA):** Natural river sand confirming to 'Zone-2' of IS: 383 (19) is used for the experimental work. Bulk Density, fineness modulus and specific gravity of the fine aggregate used were 1595 g/cc, 2.54 and 2.6 respectively. Gradation curve for fine aggregates is given in Fig. 1.

**2.1.5. Coarse Aggregate (CA):** Crushed granite is used as coarse aggregate in the present experimental work. Coarse aggregate is confirming to IS: 383 (19). Maximum size of coarse aggregate varies for all the three mixes in the present study. For mixes A, B and C maximum size of coarse aggregate used were 20 mm, 16 mm and 12.5 mm respectively. Bulk density and specific gravity are 1405 g/cc and 2.72 respectively. Fineness modulus for mixes A, B and C are 7.5, 7.05 and 6.60 respectively. Gradation curve for coarse aggregates is shown in Fig. 2.

**2.1.6. Water:** Potable water is used in the present experimental work.

**2.1.7. Superplasticizer (SP):** Polycarboxylate ether based superplasticizer known as CHYRSO Fluid Optima P77 obtained from CHRYSO Chemicals, India is used in the present study (only for Mix C). The superplasticizer confirms to ASTM C 494 (20). Specific gravity of superplasticizer is 1.1.

**2.1.8 Steel:** Thermally and mechanically treated (TMT) type deformed steel bars of grade FE 500 are used. These bars were confirming to IS: 1786 (21). Physical and mechanical properties of steel bars are as shown in Table 3.

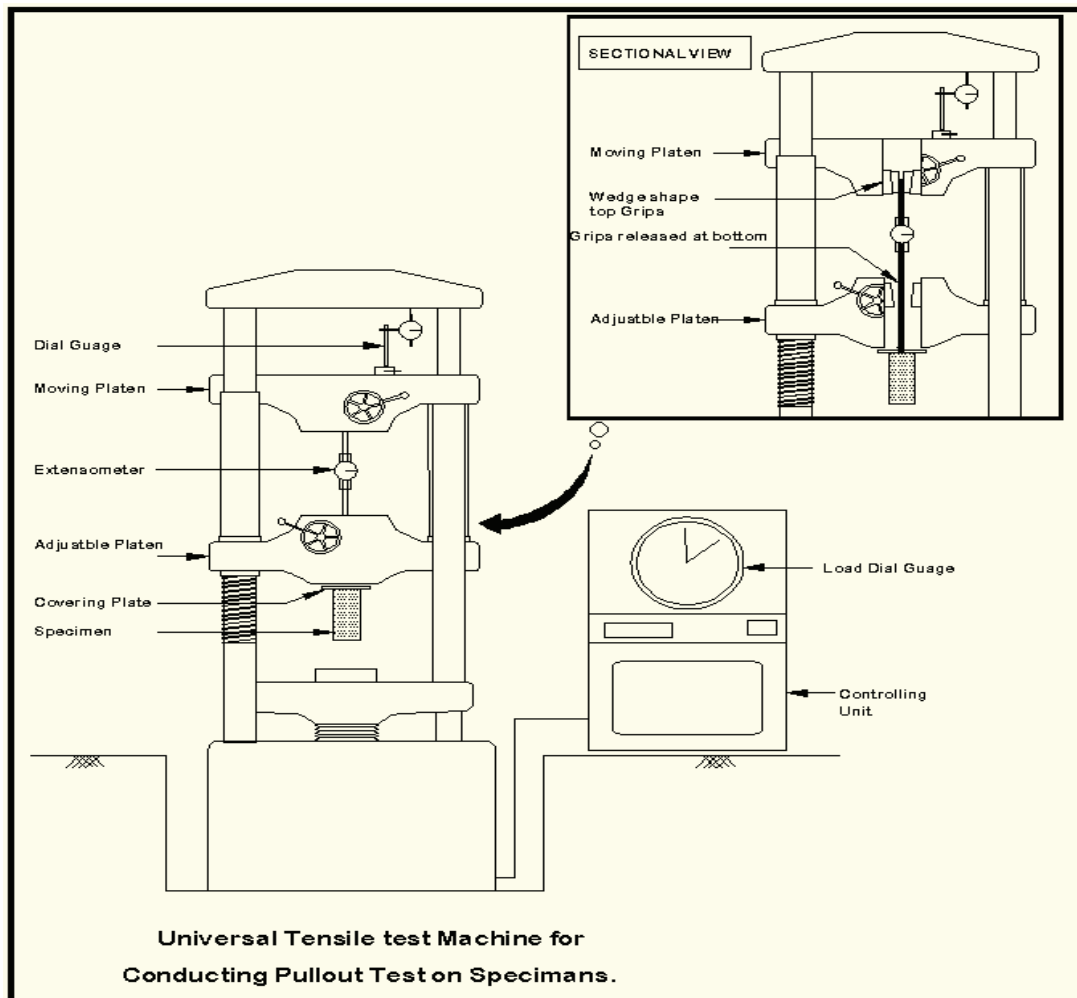
## 2.2. Specimens

Standard specimen sizes were used throughout the study. For testing compressive strength, cube specimen of size 150 mm × 150 mm × 150 mm, split tensile strength cylinder specimen of size 150 mm diameter by 300 mm height, flexural strength prism specimen of size 100×100×500 mm<sup>3</sup> are adopted as specified by IS: 516 (22). For testing bond strength of 12 mm diameter bar cube specimen of size 100×100×100 mm<sup>3</sup> and for testing 16 mm bar cube specimen of size 150×150×150 mm<sup>3</sup> were used as specified by IS: 2770 (Part-1) (15).

## 2.3. Test methods

Testing of all hardened properties were done as per IS: 516 (22) and pull out testing was done according to IS: 2770 (Part-1) (15).

**2.3.1. Direct pull out test:** The schematic arrangement of the test setup for conducting pull out test is shown in Fig. 3. Figure 4 gives



Rys. 3. Schemat uniwersalnego przyrządu do badań metodą rozciągania o zakresie do 100 ton

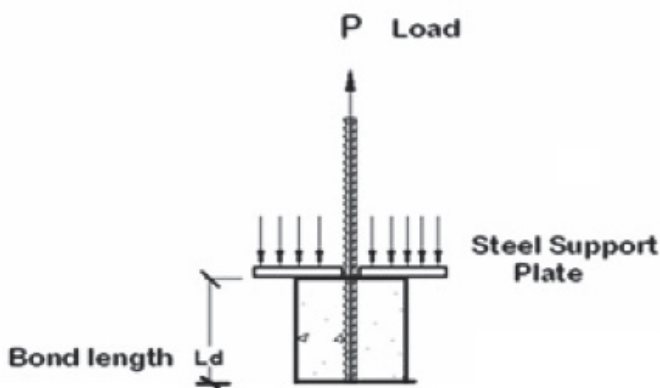
Fig. 3. Sectional view & test setup on Universal Tensile Test Machine of 100 ton capacity

jest płytka stalowa o grubości 20 mm ze szczeliną o szerokości 20 mm, która ma za zadanie zablokować ruch próbki gdy wzrasta siła działająca na pręt i ustabilizować położenie uchwytów na dolnej przesuwnej płycie dociskowej. Płyta dociskowa może być podnoszona i opuszczana w celu nadania próbce położenia właściwego dla przeprowadzenia badania. Tensometr do pomiaru wydłużenia, którego skala obejmuje 50 mm (z dokładnością do 0,002 mm) instalowany jest w centrum pręta w przestrzeni otwartej; jego zadaniem

an idea of load transfer mechanism. The cube with rebar in perfect vertical position has been inserted carefully through the gap with grips loosened in the bottom adjustable platen and the inserted bar was tightened at the top grips, to hold the specimen firmly. A 20 mm thick iron plate with 20 mm wide slit was arranged over the specimen to avoid it from penetrating into the large opening provided above it for accommodating grips as the pullout load increases in the lower adjustable platen. The adjustable platen was lifted up and down to set the specimen exactly in position for testing. An extensometer with gauge length of 50 mm and 0.002 mm precision was arranged at the middle of the rod in the open portion, to measure the elongation of the bar with load. A dial gauge with 0.01 mm precision has been set at the top of the main arm as shown in the Figure 3 to read total movement including extension in the bar and slip between bar and concrete respectively.

Extensometer and dial gauge readings have been taken for every load increment with an interval of 0.1 ton. This test is performed based on IS: 2770 (Part-1) (15).

The total movement of the setup can be assumed as  $\Delta a$  and elongation of bar taken as  $\Delta e$  from which slip in the specimen for a given embedded length of the bar is given by



Rys. 4. Mechanizm przenoszenia obciążenia w próbce

Fig. 4. Development of load transfer mechanism on specimen

Tablica 4 / Table 4

## SKŁAD MIESZANEK BETONOWYCH

## MIX PROPORTIONS

Oznaczenie betonu Mix	w/c ratio	Cement kg/m <sup>3</sup>	Popiół lotny Fly ash kg/m <sup>3</sup>	Żużel wielkopieczowy GGBS kg/m <sup>3</sup>	Woda Water kg/m <sup>3</sup>	Kruszywo drobne FA kg/m <sup>3</sup>	Kruszywo grube CA kg/m <sup>3</sup>	Superplastyfikator SP lit/m <sup>3</sup>
A	0.5	200	100	100	200	755	1006	0
B	0.4	300	100	100	200	774	877	0
C	0.3	400	100	100	180	809	813	2.5

jest pomiar wydłużenia pręta przy wzrastającym obciążeniu. Czujnik pomiarowy o dokładności 0,01 mm umieszczony jest w górnej części ramienia przyrządu, jak to pokazano na rysunku 3; za jego pomocą odczytuje się przesunięcie związane z wydłużeniem pręta i poślizgiem pręta wrywanego z otuliny betonowej.

Odczyty z tensometru i czujnika ruchu przeprowadzono przy zmianie obciążenia co 0,1 tony. Badania przeprowadzono według normy IS: 2770 (Part-1) (15).

Jeżeli całkowite przemieszczenie próbki oznaczy się jako  $\Delta a$ , a wydłużenie pręta zbrojeniowego jako  $\Delta e$ , to poślizg w próbce, przy danej długości zakotwienia prętów zbrojeniowych w próbce

$$\Delta s = \Delta a - \Delta e \quad [1]$$

gdzie,

$\Delta e$  = całkowite wydłużenie pręta mierzone względem ustalonej długości próbki

= stała tensometru \* odczyt tensometru

= 0.002 \* odczyt tensometru

$\Delta a$  = całkowite przesunięcie ramy przyrządu

= stała czujnika \* odczyt czujnika

= 0.01 \* odczyt czujnika

#### 2.4. Projektowanie składu mieszanki betonowej

Zaprojektowano trzy rodzaje betonu oznaczone jako A, B i C, sporządzone przy różnych wartościach współczynnika wodno – cementowego, wynoszącego odpowiednio 0,5; 0,4 i 0,3. Projektowanie prowadzono według normy IS: 10262 (23). Przy wytwarzaniu mieszanki zastosowano popiół lotny i granulowany żużel wielkopieczowy. Mieszanki i betony poddano ocenie jakości. Skład mieszanki podany jest w Tablicy 4.

### 3. Wyniki i dyskusja

#### 3.1. Właściwości betonu

Właściwości mieszanki betonowych i betonów przedstawiono w Tablicy 5.

$$\Delta s = \Delta a - \Delta e \quad [1]$$

where,

$\Delta e$  = Total elongation of bar measured over a fixed gauge length

= Extensometer constant \* Extensometer reading

= 0.002 \* Extensometer reading

$\Delta a$  = Total movement of the frame

= Dial constant \* Dial gauge reading

= 0.01 \* Dial gauge reading

#### 2.4. Mix proportions

Three grades of concrete A, B and C with water-cement ratios of 0.5, 0.4 and 0.3 respectively were considered. The concrete mixes were designed as per IS: 10262 (23) with supplementary cementitious materials fly ash and GGBS. Fresh and hardened properties were evaluated to qualify these mixes. The proportions of these mixes are given in Table 4.

### 3. Results and discussions

#### 3.1. Hardened concrete properties

The fresh and hardened concrete properties are shown in Table 5.

#### 3.2. Role of compressive strength of concrete on bond strength

Compressive strength is a major factor that influences the bond strength of reinforcing steel to concrete and by a factor of square root of compressive strength of concrete. A plot of bond stress vs slip for all the mixes is shown in Figs. 5(a) - 5(f). It can be inferred from these figures that for all the parameters like constant bar diameter and embedment length, the bond stress of concrete C is on the higher side than concretes A and B. This confirms that the increase in concrete compressive strength increases the bond stress.

Fig. 6 shows a comparison plot of ultimate bond stress for different concretes A, B and C for different diameters and embedment lengths. It can be noted from Fig. 6 that with the increase in concrete



Tablica 5 / Table 5

WŁAŚCIWOŚCI MIESZANEK BETONOWYCH I BETONÓW

FRESH AND HARDENED PROPERTIES OF CONCRETES

Oznaczenie betonu Mix	Opad stożka Slump mm	Wytrzymałość na ściskanie Compressive strength MPa				Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu Split tensile strength MPa		Wytrzymałość na zginanie Flexural strength MPa	
		7 dni/days	28 dni/days	56 dni/days	91 dni/days	28 dni/days	56 dni/days	28 dni/days	56 dni/days
A	150	19.34	26.10	45.26	48.62	2.05	3.51	2.76	3.63
B	80	33.59	48.50	58.69	60.11	3.51	4.66	3.62	4.91
C	100	59.66	68.67	76.46	78.73	4.78	5.20	4.98	5.36

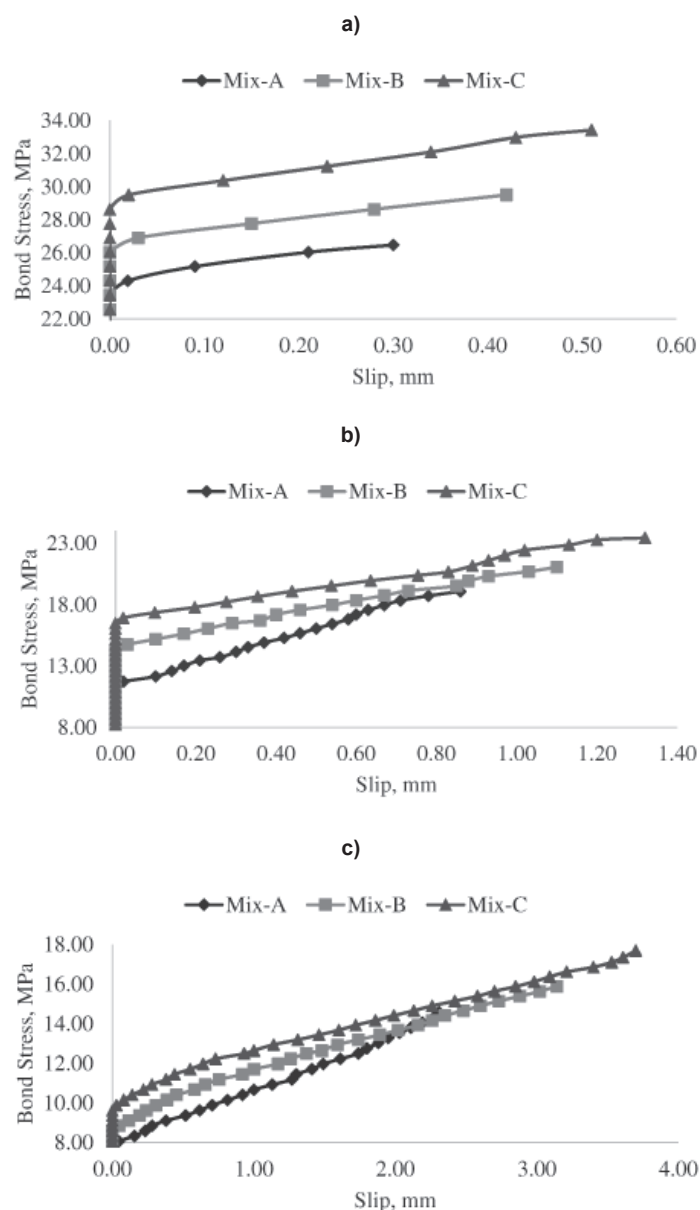
3.2. Wpływ wytrzymałości na ściskanie na przyczepność

Wytrzymałość na ściskanie jest głównym czynnikiem kształtującym przyczepność zbrojenia w betonie; przyczepność jest proporcjonalna do pierwiastka kwadratowego z wytrzymałości. Wykresy zależności pomiędzy wytrzymałością połączenia stal – beton i poślizgiem (przemieszczeniem) dla wszystkich betonów przedstawione są na rysunkach 5(a) - 5(f). Można wywnioskować na podstawie wykresów, że przy stałej średnicy prętów zbrojenia i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych wytrzymałości wiązania stal – beton są najwyższe w przypadku mieszanki C, co potwierdza tezę, że większa wytrzymałość na ściskanie betonu zapewnia lepszą przyczepność otuliny betonowej do zbrojenia.

Rysunek 6 przedstawia porównanie wykresów zależności wytrzymałości połączenia stal – beton dla betonów A, B i C zbrojonych prętami o różnej średnicy i długości zakotwienia w betonie. Można zauważyć, że większa wytrzymałość na ściskanie betonu zapewnia lepszą przyczepność otuliny betonowej do zbrojenia, jak również, że przyczepność maleje gdy wzrasta długość zakotwienia prętów zbrojeniowych, a najmniejsze wartości odpowiadają  $L_d/D_b = 8.3D_b/9.4D_b$ . Współczynnik siły wiązania (przyczepności) definiowany jest jako stosunek przyczepności zbrojenia w betonie danej klasy do klasy (wytrzymałości) betonu. W prezentowanej pracy klasa odniesienia odpowiada betonowi A; B i C oznaczają betony innej klasy. Z tablicy 6 wynika, że szybkość narastania wytrzymałości połączenia stal – beton wzrasta również z wytrzymałością betonu na ściskanie. Wzrost ten wynosi odpowiednio 10.8% i 12.1%, gdy wytrzymałość na ściskanie zmienia się licząc od wartości dla betonu A do B i od B do C, niezależnie od średnicy prętów zbrojenia i długości zakotwienia prętów. Pierwotną przyczyną jest bardziej zwarta mikrostruktura betonu odpowiadającego wyższej klasie wytrzymałości; w betonie takim propagacja spękań jest ograniczona, co zapewnia opóźnienie destrukcji.

3.3. Wpływ długości zakotwienia prętów zbrojeniowych na destrukcję połączenia stal – beton

Z danych w tablicy 6 można zauważyć, że rodzaj defektu uzależniony jest od długości zakotwienia prętów. Próbki o długości zakotwienia prętów wynoszącej  $2.5D_b$  uległy uszkodzeniu podczas prób



Rys. 5a) - 5c) Krzywe zależności pomiędzy wytrzymałością połączenia stal - beton i poślizgiem dla betonów A, B i C zbrojonych prętami o średnicy 12 mm przy długości zakotwienia prętów zbrojeniowych odpowiednio 30 mm, 60 mm i 100 mm

Figs. 5a) - 5c) Bond stress vs slip curves for Mixes A, B and C with 12 mm diameter bar embedded to 30 mm, 60 mm and 100 mm lengths respectively

wyrywania zbrojenia, podczas gdy próbki o długości zakotwienia prętów przekraczającej  $2.5D_b$  wykazywały rozłupowanie betonu. Przyczyną tego jest fakt, że przy mniejszej długości zakotwienia prętów strefa przejściowa beton – zbrojenie w mniejszym stopniu pracuje na zmniejszenie przyczepności niż otulina betonowa, co powoduje wyrwaniem zbrojenia. Przy długości zakotwienia prętów większej niż  $2.5D_b$  wytrzymałość betonu jest mniejsza niż siła wiązania w strefie przejściowej, co powoduje rozłupywanie betonu. Typowe przykłady niszczenia betonu zbrojonego w wymienionych przypadkach ilustruje rysunek 7.

### 3.4. Rola średnicy prętów zbrojeniowych w kształtowaniu przyczepności

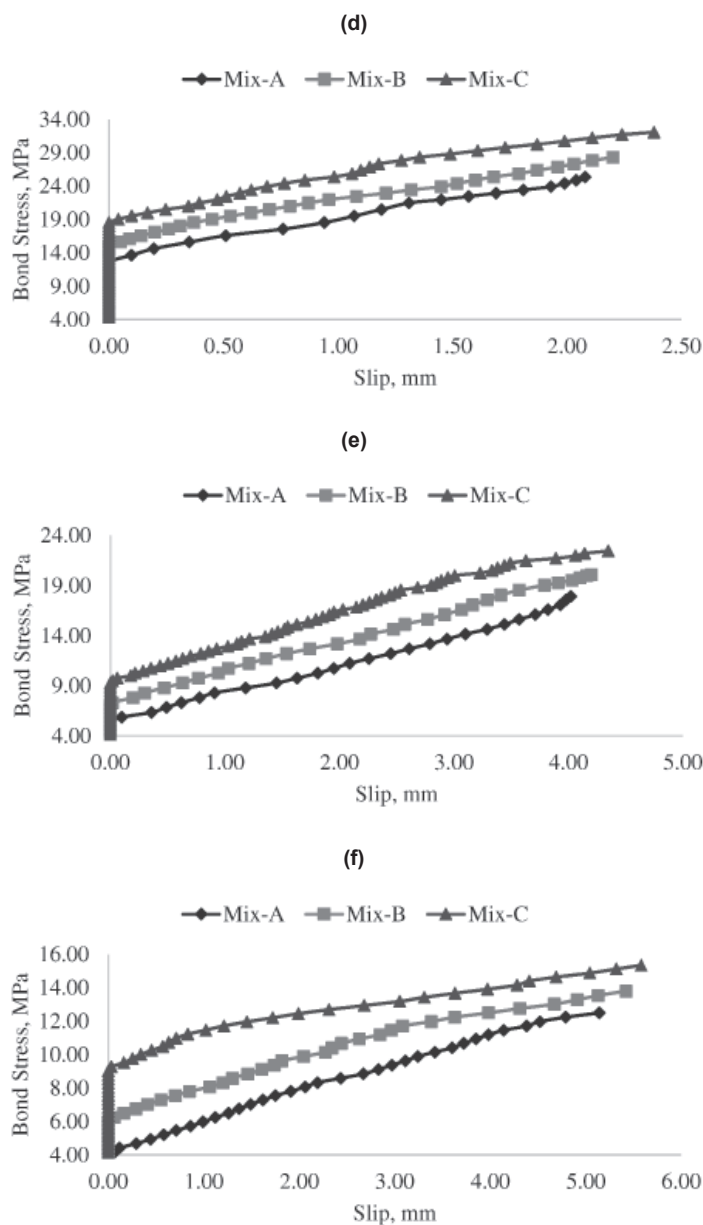
Badając wpływ średnicy prętów i długości zakotwienia prętów na przyczepność należy wyeliminować efekt związany z wytrzymałością na ściskanie betonu. Można ten efekt oszacować przez podzielenie siły wiązania w strefie przejściowej przez pierwiastek kwadratowy z wytrzymałości na ściskanie. Siła wiązania w strefie kontaktowej maleje ze wzrostem średnicy pręta zbrojącego. Można to przypisać zwiększeniu powierzchni kontaktu pomiędzy stalą i betonem przy większej średnicy; przenoszenie naprężeń do otuliny nie jest wtedy równomierne, co prowadzi do zmniejszenia siły wiązania w strefie kontaktowej i pojawienia się uszkodzeń.

### 3.5. Rola długości zakotwienia prętów zbrojeniowych w kształtowaniu przyczepności

Z danych zamieszczonych w tabelicy 7 można wywnioskować, że kiedy długość zakotwienia prętów zbrojeniowych wzrasta to siła wiązania w strefie kontaktowej maleje, co jest obserwowane w przypadku obydwu badanych średnic prętów zbrojeniowych. Na rysunku 8 przedstawiono porównanie wykresów zależności wytrzymałości połączenia stal – beton w funkcji poślizgu dla wszystkich trzech rodzajów betonu zbrojonego prętami o średnicach odpowiednio 12 mm i 16 mm, przy różnych długościach zakotwienia prętów. Z zestawienia tego wynika, że dla każdego betonu o danej wytrzymałości siła wiązania w strefie kontaktowej maleje ze wzrostem długości zakotwienia prętów zbrojeniowych, ale poślizg zwiększa się, co wywołuje opóźnienie destrukcji. Naprężenie wiązania w strefie kontaktowej jest obliczane jako obciążenie przypadające na jednostkę powierzchni kontaktu stal – beton. Szybkość spadku tego naprężenia wynosi około 29,1% gdy długość zakotwienia prętów zbrojeniowych wzrasta z  $2,5D_b$  do  $5D_b$  i o około 48,7% gdy długość zakotwienia prętów zbrojenia zwiększa się do osiągnięcia pełnej wysokości próbki. Zwiększenie długości zakotwienia prętów zbrojeniowych prowadzi do zwiększenia powierzchni kontaktu stal – beton, co powoduje wzrost liczby defektów wzdłuż długości pręta zbrojeniowego i w konsekwencji zmniejszenie przyczepności w strefie przejściowej.

### 3.6. Wpływ wytrzymałości betonu oraz średnicy i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych na poślizg

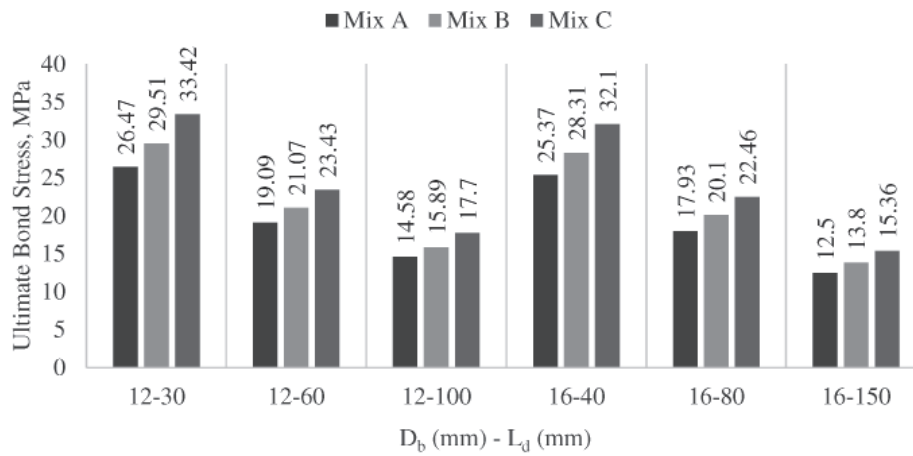
Przemieszczenie prętów względem otuliny betonowej definiowane jest jako poślizg. Wszystkie czynniki wpływające na przyczepność



Figs. 5d) - 5f) Krzywe zależności wytrzymałości połączenia stal - beton i poślizgiem dla betonów A, B i C zbrojonych prętami o średnicy 16 mm przy długości zakotwienia prętów odpowiednio 40 mm, 80 mm i 150 mm

Figs. 5d) - 5f) Bond stress vs slip curves for concretes A, B and C with 16 mm diameter bar embedded to 40 mm, 80 mm and 150 mm lengths respectively

strength, there is an increase in the bond strength. Also, the bond strength decreases with increase in the embedment length and the lowest value is for  $L_d/D_b = 8.3D_b/9.4D_b$ . Bond stress ratio is defined as the ratio of bond stress of a grade of concrete relative to a reference concrete grade. In the present work the reference grade is "A" while "B" and "C" are the other concrete grades. From Table 6 it is clear that the rate of increase of bond stress also increases with increase in concrete compressive strength. This increase is about 10.8% and 12.1% respectively as the concrete compressive strength increases (Mix A to B and Mix B to C) for both the diameter of bars and embedment lengths. The primary reason behind this increase is that, as the class of concrete increases,



Rys. 6. Naprężenia w strefie przejściowej zbrojenie – otulina betonowa

Fig. 6. Ultimate bond stress

Tablica 6 / Table 6

WSPÓŁCZYNNIKI NAPRĘŻEŃ W STREFIE PRZEJŚCIOWEJ ZBROJENIE – OTULINA BETONOWA W FUNKCJI RODZAJU USZKODZENIA  
BOND STRESS RATIOS AND TYPE OF FAILURE

$D_b$ , mm	$L_d$ , mm	Współczynniki naprężeń Ultimate bond stress ratio			Oddziaływanie/Type of failure
		Beton/Mix A	Beton/Mix B	Beton/Mix C	
12	$2.5D_b$	1	1.115	1.263	Wyrwanie/Pull-out
	$5D_b$	1	1.104	1.227	Rozłupywanie/Splitting
	$8.3D_b$	1	1.090	1.214	Rozłupywanie/Splitting
16	$2.5D_b$	1	1.116	1.265	Wyrwanie/Pull-out
	$5D_b$	1	1.121	1.253	Rozłupywanie/Splitting
	$9.4D_b$	1	1.104	1.229	Rozłupywanie/Splitting

wywierają wpływ na wielkość poślizgu. Na rysunku 9 pokazano maksymalny poślizg prętów zbrojeniowych dla wszystkich badanych próbek betonu zbrojonych prętami o różnej średnicy i długości zakotwienia. Zwiększenie wytrzymałości na ściskanie betonu powoduje zwiększenie poślizgu, co prowadzi do opóźnienia destrukcji próbki. Średni przyrost wynosi w tym przypadku 27,2% i 5,1% odpowiednio dla średnicy prętów 12 mm i 16 mm. Zwiększenie średnicy i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych przyczynia się do zmniejszenia przyczepności i wzrostu poślizgu.

### 3.7. Wpływ wytrzymałości betonu, średnicy prętów zbrojeniowych i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych

Ocena energii pęknięcia jest alternatywną metodą pozwalającą na porównanie działania różnych czynników kształtujących przyczepność. Miarą energii pęknięcia jest pole powierzchni pod krzywą zależności pomiędzy siłą wiązania w strefie przejściowej i wielkością poślizgu. Na rysunku 10 pokazano diagramy energii pęknięcia dla wszystkich badanych próbek betonów zbrojonych prętami o różnej średnicy i długości zakotwienia. Z wykresów na rysunku 5a) - 5f) wynika, że zwiększenie wytrzymałości na ściskanie betonu wpływa na przebieg zależności pomiędzy siłą wiązania w strefie przejściowej i wielkością poślizgu i przesuw

the concrete microstructure gets densified, thereby, increasing the crack bridging effect and delayed failure.

### 3.3. Effect of embedment length of bar on failure type

From Table 6 it can be seen that the type of failure depends on the embedment length of bar. Specimens having embedment length of  $2.5D_b$  failed in pulling out of bar whereas with the increase in embedment length beyond  $2.5D_b$ , the specimens failed in splitting of concrete. The reason is that for lower embedment lengths the contact area between concrete to reinforcement is less accounting to a lesser bond strength than the surrounding concrete strength, resulting in pulling out of bar. For embedment lengths greater than  $2.5D_b$ , the concrete strength is lower than the bond strength hence resulting in splitting of concrete. A typical failure pattern differentiating pulling out of bar and splitting of concrete is shown in Figure 7.

### 3.4. Role of bar diameter on bond strength

To study the effect of diameter of bar and embedment length of bar on the bond stress, it is required to eliminate the effect of compressive strength of concrete. This can be achieved by dividing the bond stress by square root of concrete compressive strength. The bond stress decreases with increase in bar diameter. This can be attributed to the fact that, as the bar diameter increases, the



(a)



(b)

Rys. 7a) i 7b) Typowe przykłady zniszczenia betonu zbrojonego poddanego próbnym wrywania; wyrwanie pręta z otuliny (a) i pęknięcie otuliny betonowej (b)

Figs. 7a) and 7b) Typical failure pattern of direct pull out specimens; pulling out of bar and splitting of concrete respectively

krzywą w kierunku osi  $y$ , co świadczy o wzroście energii potrzebnej na zniszczenie próbki przez rozłupywanie. Ten wzrost energii wynosi około 43,4% i 26,6% odpowiednio dla próbek zbrojonych prętami o średnicy 12 mm i 16 mm. Z krzywych na rysunku 8a) - 8f) wynika, że zwiększenie średnicy i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych przynosi spadek przyczepności i wzrost poślizgu. W ten sposób powierzchnia elementu zbrojącego, a więc energia pęknięcia wzrasta.

Tablica 7 / Table 7

WSPÓŁCZYNNIKI NAPRĘŻEŃ

BOND STRESS RATIOS

Średnica pręta Diameter of bar mm	Długość zakotwienia prętów zbrojeniowych Embedment length of bar mm	Współczynnik naprężeń Bond stress ratio		
		Beton/ Mix A	Beton/ Mix B	Beton/ Mix C
12	$2.5D_b$	1	1	1
	$5D_b$	0.721	0.714	0.701
	$8.3D_b$	0.551	0.538	0.530
16	$2.5D_b$	1	1	1
	$5D_b$	0.707	0.710	0.700
	$9.4D_b$	0.493	0.487	0.479

contact area between steel and concrete increases and hence the stress transfer is non uniform to the surrounding concrete leading to decrease in bond stress and subsequent failure.

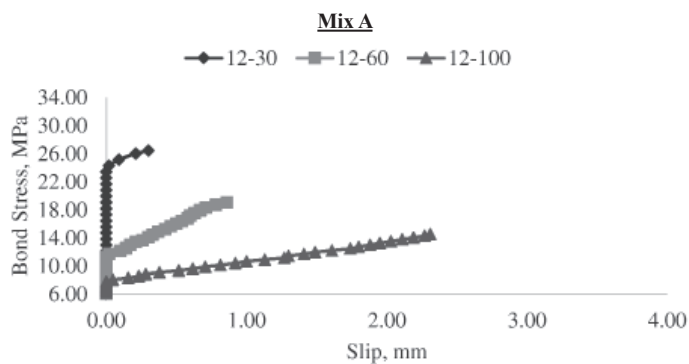
### 3.5. Role of embedment length of bar on bond strength

From Table 7 it can be concluded that as the embedment length of bar increases, the bond stress decreases and this is observed for both diameter of bars. Fig. 8 shows a comparison plot of bond stress-slip curves for three grades of concrete with 12 mm and 16 mm diameter bars for different embedment lengths. From this figure, it is clear that for the same concrete strength, with the increase in embedment length, bond stress decreases but the slip has increased resulting in delayed failure. Bond stress is calculated as load per unit contact area of bar and concrete. Increase in the embedment length is inversely proportional to bond stress. The rate of decrease of bond stress is about 29.1% when the embedment length is increased from  $2.5D_b$  to  $5D_b$  and about 48.7% when embedment length increases to full depth of the specimen. The increase in the embedment length results in greater contact surface area causing a greater amount of disturbance in the concrete length and hence decrease in bond stress.

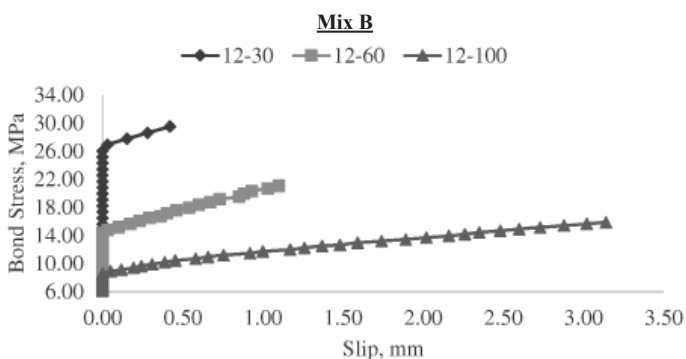
### 3.6. Effect of concrete strength, bar diameter and embedment length on ultimate slip

The relative movement between reinforcement and surrounding concrete is referred to as slip. All the factors influencing bond have an effect on ultimate slip. Figure 9 shows a plot of the comparison of ultimate slip for all three mixes of concrete for two diameters of bar, with three different embedment lengths. Increase in concrete compressive strength increases the ultimate slip leading to delayed failure. There is an average increase of 27.2% and 5.1% for 12 mm and 16 mm diameters of bar respectively. Increase in bar diameter and embedment lengths reduce the bond stress and increases the ultimate slip.

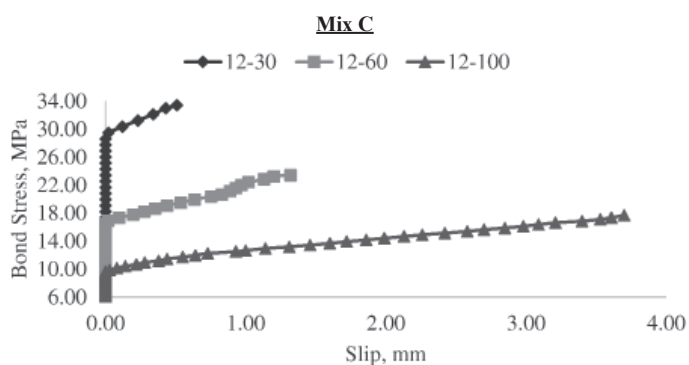




(a)



(b)



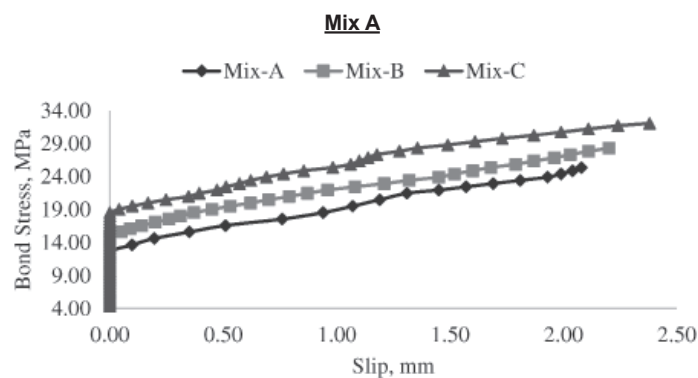
(c)

Rys. 8a) - 8c). Wytrzymałości połączenia stal – beton w funkcji poślizgu dla betonów A, B i C zbrojonych prętami o średnicy 12 mm przy długości zakotwienia prętów odpowiednio 30 mm, 60 mm i 100 mm

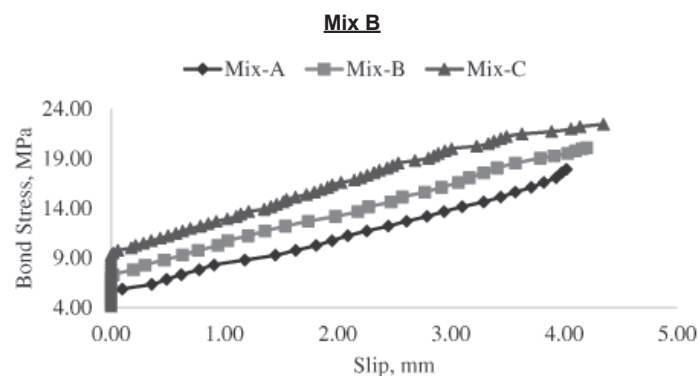
Figs. 8a) - 8c). Bond stress vs slip curves for 12 mm diameter bar embedded to 30 mm, 60 mm and 100 mm lengths for Mixes A, B and C respectively

### 3.8. Równania określające wytrzymałość połączenia stal – beton

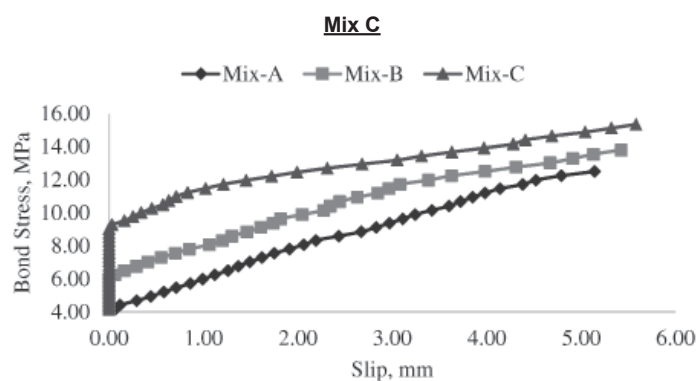
Przyjęto za podstawę wyniki doświadczeń zmierzających do określenia przyczepności zbrojenia w betonach o różnym składzie, zbrojonych prętami o różnej średnicy i długości zakotwienia. Otrzymane dane poddawano analizie regresji, a następnie utworzono równanie, które pozwoliłoby wyznaczać wielkości sił działających w strefie kontaktowej beton – zbrojenie w oparciu o wyniki prób wrywania. Równanie to pozostaje w dużej zgodności z wynikami doświadczalnymi; wyniki obliczeń nie różnią się o więcej niż  $\pm 10\%$ . Równanie ma postać następującą:



(d)



(e)



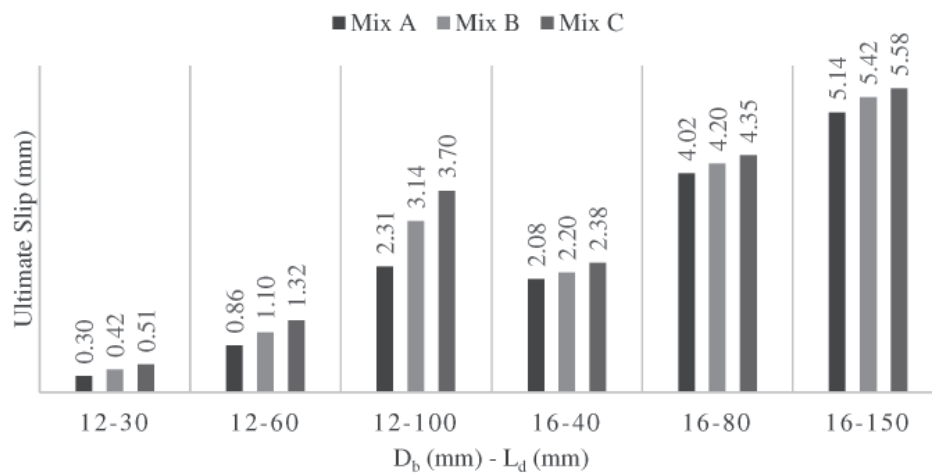
(f)

Rys. 8d) – 8f) Wytrzymałości połączenia stal – beton w funkcji poślizgu dla betonów A, B i C zbrojonych prętami o średnicy 16 mm przy długości zakotwienia prętów odpowiednio 40 mm, 80 mm i 150 mm

Figs. 8d) – 8f) Bond stress vs slip curves for 16 mm diameter bar embedded to 40 mm, 80 mm and 150 mm lengths for Mixes A, B and C respectively

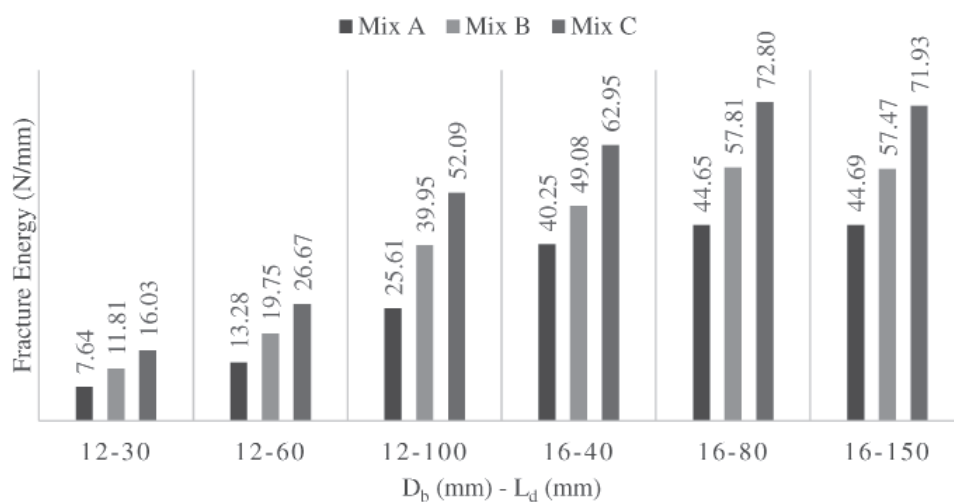
### 3.7. Effect of concrete strength, bar diameter and embedment length on fracture energy

Fracture energy is an alternate measure of comparison of different parameters related to bond. Fracture energy is calculated as the area under the bond stress-slip curve. Figure 10 shows a plot of comparison of fracture energy for all three mixes of concrete with different bars and embedment lengths. It is evident from the Figs. 5a) - 5f) that the compressive strength of concrete affects the bond stress-slip curve to move towards +y-axis resulting in increased



Rys. 9. Maksymalny poślizg prętów zbrojeniowych

Fig. 9. Ultimate slip



Rys. 10. Energia pęknięcia

Fig. 10. Fracture energy

$$\tau_u = \left\{ \left( 6,274 \cdot \frac{D_b}{L_b} \right) - \left( 0,374 \cdot \frac{C_{\min}}{D_b} \right) + 2,786 \right\} \cdot \sqrt{f_{ck}} \quad [2]$$

W rozdziale 1 omówiono różne modele uwzględniające szereg czynników na kształtowanie połączenia stal – beton. Przedyskutowano wpływ zmiennych proporcji pomiędzy grubością otuliny i średnicą prętów, średnicą prętów i długością ich zakotwienia, jak również działanie otuliny betonowej w przypadku betonów o zróżnicowanej wytrzymałości na ściskanie.

W tabelicy 8 porównano wartości przyczepności obliczone na podstawie różnych modeli (4-10, 12-14) z danymi doświadczalnymi dla wszystkich trzech rodzajów betonu zbrojonego prętami o średnicach odpowiednio 12 mm i 16 mm, przy różnych długościach zakotwienia prętów. Można wywnioskować, że zaproponowane modele (4-6, 9-12), uwzględniające działanie różnych czynników, takich jak wytrzymałość na ściskanie, grubość otuliny, średnica i długość zakotwienia prętów zbrojenia dobrze przybliżają wartość siły połączenia stal – beton. Inne modele (7, 8, 14) nie oddają stanu rzeczywistego, ponieważ nie uwzględniają czynnika długo-

energy required to fail the specimen in splitting. This increase in energy is about 43.4% and 26.6% for 12 mm and 16 mm diameter bars respectively. From Figs. 8a) - 8f) it is evident that with the increase of bar diameter and embedment length, the bond stress decreases while there is an increase in the ultimate slip. Thus the area covered under the bar i.e., fracture energy increases.

### 3.8. Predicting equation for bond strength

The experimental results on bond strength of different concretes with different bar diameters and embedment lengths was the base for modeling. From the values obtained, regression analysis is carried out and an equation is proposed to predict the ultimate bond strength based on direct pull out test. This equation has good agreement with the experimental results in the order of  $\pm 10\%$ . The proposed equation is as follows:

$$\tau_u = \left\{ \left( 6,274 \cdot \frac{D_b}{L_b} \right) - \left( 0,374 \cdot \frac{C_{\min}}{D_b} \right) + 2,786 \right\} \cdot \sqrt{f_{ck}} \quad [2]$$

Tablica 8 / Table 8

WYTRZYMAŁOŚĆ POŁĄCZENIA STAL – BETON (MPa); PORÓWNANIE WYNIKÓW DOŚWIADCZALNYCH Z WYNIKAMI OBLICZEŃ DLA PRZYTOCZONYCH W PRACY MODELI

EXPERIMENTAL AND PROPOSED ULTIMATE BOND STRESS (MPa) VALUES AND COMPARISON WITH MODELS

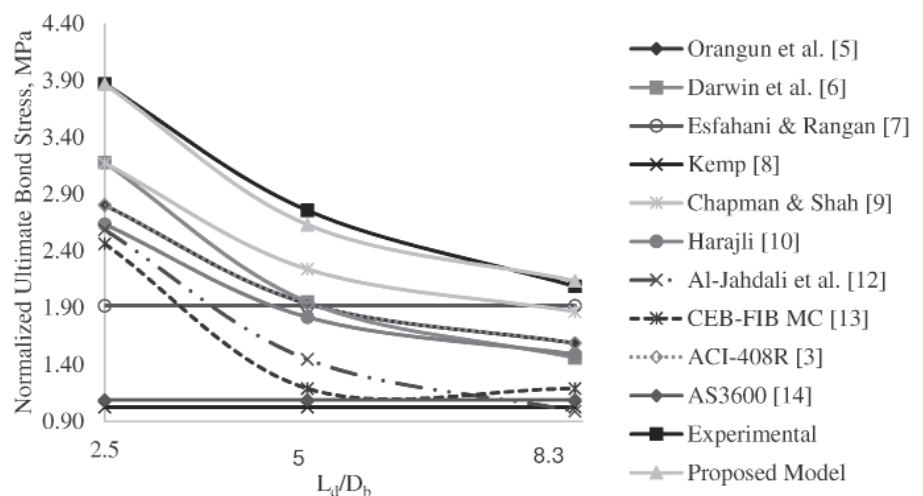
Próbka Specimen Designation	Orangun et al (5)	Darwin et al (6)	Esfahani & Rangan (7)	Kemp (8)	Chapman & Shah (9)	Harajli (10)	Al-Jahdali et al (12)	CEB-FIP MC (13)	ACI 408 (3)	AS3600 (14)	Na podstawie równania Proposed equation	Wyniki eksperymentów Experimental values	Wyniki eksperymentów Wartości założone Experimental values Proposed values
A-12-30	19.13	21.70	10.40	7.16	21.66	17.99	17.66	16.82	19.14	7.43	26.40	26.47	1.00
B-12-30	20.83	23.62	15.75	7.66	23.58	19.58	19.23	18.31	20.84	8.09	28.74	29.51	1.03
C-12-30	24.87	28.20	18.80	8.83	28.15	23.38	22.95	21.86	24.88	9.65	34.31	33.42	0.97
A-12-60	13.21	13.32	10.40	7.16	15.29	12.40	9.87	8.59	13.22	7.43	17.96	19.09	1.06
B-12-60	14.38	14.50	15.75	7.66	16.64	13.50	10.74	8.96	14.39	8.09	19.55	21.07	1.08
C-12-60	17.17	17.31	18.80	8.83	19.87	16.12	12.83	9.79	17.18	9.65	23.34	23.43	1.00
A-12-100	10.84	9.96	10.40	7.16	12.74	10.17	6.75	8.59	10.85	7.43	14.58	14.58	1.00
B-12-100	11.80	10.85	15.75	7.66	13.87	11.07	7.35	8.96	11.81	8.09	15.87	15.88	1.00
C-12-100	14.09	12.95	18.80	8.83	16.56	13.21	8.78	9.79	14.10	9.65	18.95	17.70	0.93
A-16-40	20.07	22.31	10.91	7.95	22.65	18.86	18.80	16.82	20.08	8.36	25.09	25.37	1.01
B-16-40	23.40	26.01	17.95	9.01	26.40	21.99	21.91	19.61	23.41	9.74	29.25	28.31	0.97
C-16-40	26.46	29.42	20.30	9.98	29.86	24.87	24.78	22.18	26.48	11.02	33.08	32.10	0.97
A-16-80	14.15	13.93	10.91	7.95	16.28	13.27	11.00	8.59	14.16	8.36	16.65	17.93	1.08
B-16-80	16.50	16.24	17.95	9.01	18.98	15.47	12.83	9.27	16.51	9.74	19.41	20.10	1.04
C-16-80	18.66	18.37	20.30	9.98	21.46	17.50	14.51	9.86	18.67	11.02	21.95	22.46	1.02
A-16-150	11.39	10.02	10.91	7.95	13.30	10.67	7.37	8.59	11.40	8.36	12.71	12.50	0.98
B-16-150	13.27	11.68	17.95	9.01	15.51	12.44	8.59	9.27	13.29	9.74	14.82	13.80	0.93
C-16-150	15.01	13.21	20.30	9.98	17.54	14.06	9.72	9.86	15.03	11.02	16.76	15.36	0.92

\*Oznaczenie A-12-30 wskazuje na próbkę zbrojoną prętem 12 mm osadzonym na głębokości 30 mm w betonie typu

\*Notation of A-12-30 indicates 12 mm diameter bar embedded to 30 mm length in concrete of type Mix A

ści zakotwienia prętów i pozwalają określić przyczepność jedynie w szczególnych przypadkach. Równanie zaproponowane przez CEB-FIB MC (13) daje możliwość obliczenia wytrzymałości połączenia stal – beton na podstawie rodzaju uszkodzenia próbki; tak więc przy długości zakotwienia przekraczającej pięciokrotnie średnicę pręta otrzyma się, stosując to równanie, wartości obarczone błędem, wynikającym z pominięcia działania tego czynnika. Model ten można więc również uważać za przestarzały. Model Chapmana i Shaha (9) najlepiej przybliża wyniki doświadczalne, spośród licznych modeli przedyskutowanych w prezentowanej pracy.

W celu wyznaczenia wymaganych poziomów przyczepności w funkcji jedynie zmiennych parametrów zbrojenia, tzn.



Rys. 11. Porównanie wyników oceny naprężeń w strefie zbrojenie – otulina betonowa przy średnicy prętów 12 mm z granicami podanymi w normie

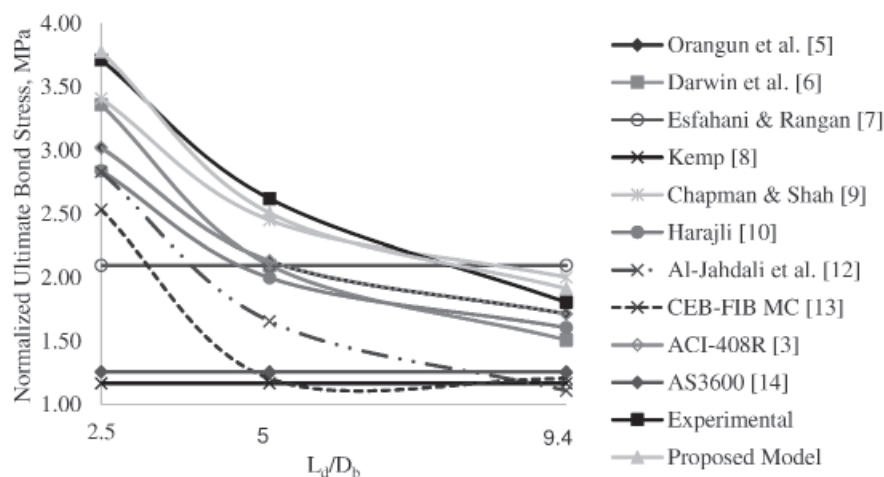
Fig. 11. Comparison of normalized ultimate bond stress for 12 mm diameter bar

dla różnych średnic i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych, opracowano normy przyczepności dla betonów różniących się wytrzymałością na ściskanie (badanie na kostkach betonowych). Na rysunku 11 i 12 pokazano wykresy porównawcze dla poszczególnych modeli otrzymane na podstawie wyników doświadczalnych i obliczeń. Jest oczywiste, że nachylenie krzywej przedstawiającej zmianę przyczepności według modeli (7, 8, 13 i 14) wynosi 0 stopni, co wynika stąd, że modele te nie uwzględniają wpływu parametrów zbrojenia i nie są odpowiednie dla oceny połączenia stal – beton. Pozostałe modele (4, 5, 6, 9, 10 i 11) uwzględniają wszystkie czynniki kształtujące wytrzymałość kontaktu stal – beton i dlatego są właściwe i przydatne w prognozowaniu przyczepności. Obliczenia na podstawie równania zaproponowanego przez autorów prezentowanej pracy pozostają w ścisłej zgodności z wynikami doświadczeń.

#### 4. Wnioski

Na podstawie wyników badań można sformułować następujące wnioski:

- 1) Przyczepność w betonie zbrojonym zależy od wytrzymałości na ściskanie otuliny betonowej. Wzrost ten wynosi odpowiednio 10,8% i 12,1%, gdy wytrzymałość na ściskanie zmienia się licząc od wartości dla badanego betonu A do B i od B do C, niezależnie od średnicy prętów zbrojenia i długości zakotwienia prętów. Szybkość narastania wytrzymałości połączenia stal – beton również wzrasta z wytrzymałością betonu na ściskanie.
- 2) Naprężenie wiązania w strefie przejściowej maleje ze wzrostem długości zakotwienia zbrojenia. Spadek naprężenia wynosi około 29,1% gdy długość zakotwienia prętów zbrojeniowych wzrasta do  $5D_b$  i o około 48,7% gdy długość zakotwienia prętów zbrojenia zwiększa się do osiągnięcia całej wysokości próbki. Dotyczy to wszystkich badanych betonów zbrojonych prętami o średnicy 12 mm i 16 mm.
- 3) Przyczepność maleje ze wzrostem średnicy pręta. Spadek przyczepności wynosi około 4,1%, 4,9% i 13,5% dla wartości stosunku  $L_d/D_b$  odpowiednio 2,5; 5 i 8,3/9,4; prawidłowość ta została stwierdzona dla wszystkich badanych betonów.
- 4) Na zwiększenie poślizgu wpływa wytrzymałość betonu na ściskanie oraz średnica i długość zakotwienia zbrojenia. Jednak przyrost poślizgu przy wzroście wytrzymałości betonu oraz średnicy i długości zakotwienia zbrojenia jest niewielki.
- 5) Miarą energii pęknięcia jest pole powierzchni pod krzywą zależności pomiędzy siłą wiązania w strefie kontaktowej i wielkością poślizgu. Energia pęknięcia wzrasta ze zwiększe-



Rys. 12. Porównanie wyników oceny naprężeń w strefie zbrojenie – otulina betonowa przy średnicy prętów 16 mm z granicami podanymi w normie

Fig. 12. Comparison of normalized ultimate bond stress for 16 mm diameter bar

The various models considering wide range of factors such as ratio of minimum cover to diameter of bar, ratio of diameter of bar to embedment length and compressive strength of concrete as influencing factors of bond strength are discussed in detail in the earlier sections.

Table 8 shows a comparison of ultimate bond stress values of various models [4-10, 12-14] with experimental and proposed equation for all the three mixes considered in the present study with 12 mm and 16mm diameter bars embedded to different lengths. From Table 8, it can be concluded that the models proposed [4-6, 9-12] by considering all parameters such as compressive strength, cover, diameter, and embedment length are predicting more realistic values of bond stress and are representing the variation in a better way. All other models [7, 8, 14] are on very conservative side because of not considering embedment length of bar as the influencing parameter and hence these models predict the same bond stress even for any variation in embedment length. The equation proposed by CEB-FIB MC [13] predicts bond strength based on the type of failure of specimen and hence for any embedment length, beyond 5 times the bar diameter, the identical values of bond stress irrespective of embedment length are obtained. The values predicted by this model [13] are also on conservative side. Of all the models, Chapman & Shah [9] predicts the bond strength better for the experimental values obtained in the present study.

In order to study the variation of bond strength with only bar properties i.e., diameter and embedment length, the ultimate bond stress values are normalized with respect to ultimate compressive strength of companion cube specimen. Figs. 11 and 12 shows the plot of comparison of different models with experimental and proposed equation. From these figures, it is evident that the slope of the line representing variation of bond stress proposed by the models [7, 8, 13 and 14] is zero i.e., these models did not consider the effect of bar properties in calculating the bond stress and hence are not relevant in predicting the bond stress. Other models [4, 5, 6, 9, 10 and 11] consider all the factors that influence the



niem wytrzymałości na ściskanie betonu oraz zwiększeniem średnicy i długości zakotwienia prętów zbrojeniowych.

- 6) Rodzaj uszkodzenia betonu zbrojonego uzależniony jest od długości zakotwienia prętów i zmienia się od wrywania pręta zbrojącego ( $L_d = 2.5D_b$ ) do rozłupywania otuliny ( $L_d > 5D_b$ ). Wynika stąd, że przenoszenie obciążeń jest bardziej skuteczne przy większych długościach zakotwienia.
- 7) Na podstawie danych doświadczalnych zaproponowano równanie regresji w następującej postaci:

$$\tau_u = \left\{ \left( 6,274 \cdot \frac{D_b}{L_b} \right) - \left( 0,374 \cdot \frac{C_{\min}}{D_b} \right) + 2,786 \right\} \cdot \sqrt{f_{ck}}$$

Obliczenia na podstawie równania zaproponowanego przez autorów prezentowanej pracy pozostają w ścisłej zgodności z wynikami doświadczeń.

## Literatura / References

1. S. J. A. Hosseini, K. Koushfar, A. B. A. Rahman, M. Razavi, "The bond behaviour in reinforced concrete, state of the art", *Cement Wapno Beton*, **11**, 2, 93-105 (2014).
2. S. J. A. Hosseini, K. Koushfar, "Harmony of bond behaviour in reinforced concrete, part two", *Cement Wapno Beton*, **11**, 6, 384-395 (2014).
3. ACI Committee 408, "Bond and development of straight reinforcing bars in tension (ACI 408R-03)", American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, USA 2003.
4. IS: 456 – 2000 (Reaffirmed 2005), "Indian Standard Plain and Reinforced Concrete – Code of Practice", Bureau of Indian Standards, New Delhi 2007.
5. C. O. Orangun, J. O. Jirsa, J. E. Breen, "Reevaluation of test data on development length and splices", *ACI Journal, Proceedings*, **74**, 3, 114-122 (1977).
6. D. Darwin, S. L. McCabe, E. K. Idun, and S. P. Schoenekase, "Development Length Criteria: Bars Not Confined by Transverse Reinforcement", *ACI Structural Journal*, **89**, 6, 709-720 (1992).
7. M. Reza Esfahani, B. Vijaya Rangan, "Bond between Normal Strength and High-Strength Concrete (HSC) and Reinforcing Bars in Splices in Beams", *ACI Structural Journal*, **95**, 3, 272-280 (1998).
8. E. L. Kemp, "Bond in Reinforced Concrete: Behavior and Design Criteria", *ACI Journal Proceedings*, **83**, 1, 50-57 (1986).
9. R. A. Chapman, S. P. Shah, "Early-age Bond Strength in Reinforced Concrete", *ACI Materials Journals*, **84**, 6, 501-510 (1987).
10. M. H. Harajli, "Development/Splice Strength of Reinforcing Bars Embedded in Plain and Fiber Reinforced Concrete", *ACI Structural Journal*, **91**, 5, 511-520 (1994).
11. T. Ueda, I. Lin, N. M. Hawkins, "Beam Bar Anchorage in Exterior Column-Beam Connections", *ACI Journal Proceedings*, **83**, 3, 412-422 (1986).
12. F. A. Al-Jahdali, F. F. Wafa, S. A. Shihata, "Development Length for Straight Deformed Bars in High-Strength Concrete", *ACI Special Publication (SP-149)*, **149**, 507-522 (1994).
13. CEB-FIP, "Model Code 2010", Thomas Telford, London 1993.
14. Australian Standard for Concrete Structures, "AS3600", North Sydney, Australia 1994.

bond strength and hence are more realistic in predicting the bond strength. The proposed equation is in good agreement with the experimental results.

## 4. Conclusions

Based on the detailed experimental study conducted, the following conclusions are drawn

- 1) Increase in concrete compressive strength (Mix A to B and Mix B to C) increases the ultimate bond stress by about 10.8% and 12.1% respectively. The rate of increase is also found to increase with compressive strength.
- 2) The decrease in bond stress is about 29.1% in case of embedment length of  $5D_b$  while the decrease is 48.7% for full depth of embedment for all mixes. This is true with both 12mm and 16mm diameter bars.
- 3) Bond stress decreases with increase in diameter of bar. This decrease is about 4.1%, 4.9% and 13.5% in case of all mixes for  $L_d/D_b$  values of 2.5, 5 and 8.3/9.4 respectively.
- 4) There is an increase in slip with increase in compressive strength, diameter and embedment length of bar. This percentage increase however decreases with increase in compressive strength and also with increase in diameter and embedment length of bar.
- 5) Fracture energy defined as area under the bond stress-slip curve increased with increase in concrete compressive strength, diameter of bar and embedment length.
- 6) With the increase in embedment length the mode of failure has changed from pulling out of bar ( $L_d = 2.5D_b$ ) to splitting of concrete ( $L_d > 5D_b$ ). From this it is evident that transfer of bond stress is effective at higher embedment lengths.
- 7) Based on the experimental results obtained from the study, a regression equation is proposed and is given as.

$$\tau_u = \left\{ \left( 6,274 \cdot \frac{D_b}{L_b} \right) - \left( 0,374 \cdot \frac{C_{\min}}{D_b} \right) + 2,786 \right\} \cdot \sqrt{f_{ck}}$$

The proposed equation is in good agreement with the experimental values.

15. IS: 2770 (Part-1) – 1967 (Reaffirmed 2007), “Indian Standard Methods of Testing Bond in Reinforced Concrete, Part1: Pull-out test”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2007.
16. IS: 12269 - 2013, “Indian Standard Ordinary Portland Cement, 53 Grade – Specification”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2013.
17. IS: 3812 (Part-1) - 2003, “Indian Standard Pulverized Fuel Ash – Specification, Part-1: For Use as Pozzolana in Cement, Cement Mortar and Concrete”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2003.
18. IS: 12089 – 1987 (Reaffirmed 2004), “Indian Standard Specification for Granulated Slag for the Manufacture of Portland Slag Cement”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2004.
19. IS: 383 – 1970 (Reaffirmed 2002), “Indian Standard Specification for Coarse and Fine Aggregates from Natural Sources for Concrete”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2002.
20. ASTM C494 / C494M-13, “Standard Specification for Chemical Admixtures for Concrete”, ASTM International, West Conshohocken, PA, USA 2013.
21. IS: 1786 - 2008, “Indian Standard High Strength Deformed Steel Bars and Wires for Concrete Reinforcement - Specification”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2008.
22. IS: 516 - 1959 (Reaffirmed 2004), “Indian Standard Methods of Tests for Strength of Concrete”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2006.
23. IS: 10262 - 2009, “Indian Standard Concrete Mix Proportioning - Guidelines”, Bureau of Indian Standards, New Delhi 2009.