

## Zagadnienie przyczepności w betonie zbrojonym, przegląd stanu wiedzy, część druga\*

### Harmony of bond behavior in reinforced concrete, part two\*

#### 3. Cel badań podstawowych

Wcześniejsze analizy wykazały, że pojedynczy pomiar przyczepności jest niewystarczający, dlatego też korzystne byłoby opracowanie badania normowego, obejmującego szereg pomiarów dla wszechstronnego zagadnienia przyczepności. Dlatego badania normowe wynikają z różnych przyczyn w poszczególnych dyscyplinach technicznych, niektóre zostały wymienione poniżej (J. Cairns and G. A. Plizzari 2003):

- i. weryfikacja nowych wzorów obliczeniowych,
- ii. uzyskanie danych obliczeniowych,
- iii. rozwijanie modeli konstytutywnych dla celów analiz numerycznych,
- iv. sprawdzanie wzorcowe badań doświadczalnych,
- v. kontrola jakości,
- vi. określenie właściwości.

Do analizy zagadnienia przyczepności w elementach żelbetowych stosuje się głównie cztery rodzaje badań: badanie wyrywania (a), badanie końca belki (b), badanie zakotwienia w belce (c), i badanie prętów zakotwionych na zakład (rysunek 7). Jak wcześniej wspomniano, nie ma metody badawczej polegającej na bezpośrednim pomiarze naprężeń przyczepności w elemencie żelbetowym, ze względu na trudności w odwzorowaniu zachowania rzeczywistego tego elementu w warunkach laboratoryjnych (Raffaello Fico 2008).

Badanie metodą wyrywania (a) jest szeroko stosowane, ze względu na prostotę i małe koszty wytworzenia i zbadania elementów próbnych. Chociaż pomiar ten nie odzwierciedla stanu naprężeń w konstrukcji żelbetowej, jest ono bardzo pomocne w oszacowaniu zależności pomiędzy obciążeniem, a poślizgiem pręta zbrojeniwego w betonie (Raffaello Fico 2008).

Badanie końca belki (b) jest również niezbyt kosztowne, jednakże ze względu na jednoczesne występowanie zarówno naprężeń zginających, jak i naprężeń wywołanych przyczepnością na dłu-

\* Część pierwsza ukazała się w zeszycie 2, str. 93

#### 3. Purpose of Standard Tests

The previous studies indicate that a single measure of bond performance is inadequate, therefore developing a Standard test which considers several measures can be beneficial to classify each aspect of bond performance. Hence, Standard tests are conducted for a diversity of reasons in the engineering disciplines, which some of them are listed below (J. Cairns and G. A. Plizzari 2003):

- i. Screening of prototypes of new designs
- ii. Provision of design data
- iii. Development of constitutive models for numerical analysis
- iv. Benchmarking of research studies
- v. Quality control
- vi. Performance classification

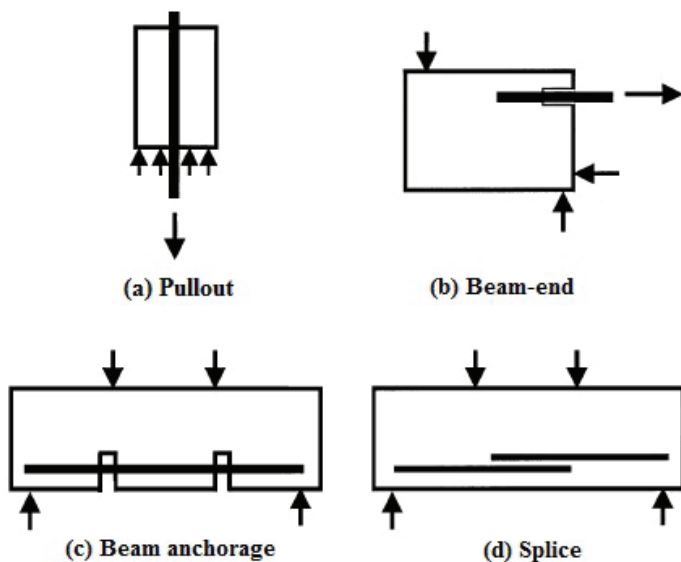
Mainly four types of tests have been used to investigate the bond behavior of reinforced concrete, namely pullout, beam-end, beam anchorage, and splice tests (Fig. 7); as it mentioned before, a test method representing the direct measurement of bond stresses in actual reinforced concrete members does not exist due to the difficulty in reproducing the behavior of actual structural members in a laboratory environment (Raffaello Fico 2008).

The pullout test is widely used because it is easy and inexpensive to fabricate and the test procedure is simple. Although pullout tests do not reflect the state of stresses in reinforced concrete structures, they are very useful in evaluating the load-slip relationship of reinforcing bars (Raffaello Fico 2008).

The beam-end test is also fairly inexpensive; nonetheless, evaluation of the data becomes complicated because both flexural and anchorage bond stresses are present around the reinforcing bar (Raffaello Fico 2008).

Beam anchorage and splice tests are designed to measure development and splice strengths in full-size flexural members. These

\* Part one was published in 2<sup>nd</sup> issue (p. 93)



Rys. 7. Rodzaje metod pomiaru przyczepności (Raffaello Fico 2008)

Fig. 7. Types of Test Methods (Raffaello Fico 2008)

gości zakotwienia pręta zbrojeniowego, interpretacja wyników jest bardzo skomplikowana (Raffaello Fico 2008).

W badaniu zakotwienia w belce (c) oraz badaniu prętów zakotwionych na zakład (d) pomiar naprężeń przyczepności wykonuje się w zginanych elementach rzeczywistej wielkości. Badania te przedstawiają najbardziej realistycznie rzeczywiste zachowanie belek zginanych, ponieważ naprężenia zginające nie zależą od konfiguracji obciążenia. Dodatkowo, próbki te umożliwiają powstawanie rys od zginania w losowym rozstawie, co pozwala na lepsze odniesienie wyników badań do ogólnego zachowania konstrukcji (Raffaello Fico 2008).

Wcześniejsze analizy wykazują, że wytrzymałość wiązania zmniejszona na belkach jest mniejsza niż przyczepność badana w próbie wrywania (ACI 408R-03). Dzieje się tak, ponieważ w badaniach wrywania zapewniona jest większa grubość otuliny betonu, a płyta oporowa na betonowej próbce zwiększa efekt skrzepowania materiału otaczającego pręt zbrojeniowy. Stąd, badania wrywania dają nam górną wartość przyczepności dla zależności naprężenie przyczepności - poślizg prętów zbrojeniowych. Z drugiej strony, w badaniach wykonywanych na belkach, beton otaczający pręty zbrojeniowe jest rozciągany, przy czym wartość naprężeń rozciągających zmienia się wzdłuż długości belki, co prowadzi do powstania zarysowania już przy niewielkich wartościach naprężeń i zmniejszenia naprężeń przyczepności. Dlatego właśnie, badania belek lepiej odwzorowują zachowanie żelbetowych elementów zginanych niż badania wrywania (Tighiouart et al., 1998, Shahriar Quayyum 2010).

Badania normowe powinny być zatem zweryfikowane pod kątem możliwości wykorzystania ich wyników do praktycznego projektowania rzeczywistych konstrukcji. Jednocześnie, badania te mogą być stosowane w przypadkach, które nie różnią się zasadniczo od przyjętej praktyki.

tests are considered to be the most realistic for representing actual beam behavior because the flexural stresses are not affected by the loading configuration. In addition, specimens allow random distribution of flexural cracking. Therefore, comparison can be made regarding overall structural performance (Raffaello Fico 2008).

Previous studies indicate that bond strength from beam tests is expected to be lower than pullout tests (ACI 408R-03). This is because in the pullout tests, a higher concrete cover thickness is provided and the reaction plate on the concrete specimen enhanced the confining action of the concrete surrounding the reinforcing bars. Therefore, pullout tests give an upper-bond value for the bond stress-slip relationship of the reinforcement bars. On the other hand, in the beam tests, the concrete surrounding the reinforcing bars is in tension, which varies along the span length and leads to cracking under low stresses and reduction in the bond strength. Thus, beam tests are more realistic than the pullout tests in simulating the real behavior of concrete members in flexure (Tighiouart et al., 1998, Shahriar Quayyum 2010).

Hence, Standard tests need proof of appropriateness of fundamental innovations in design or materials through tests in situations which are representative of practical use. However, a standard test can be used to support variations that are not fundamentally different from accepted practice.

#### 4. Bond in design codes

Previous studies indicated the significant correlation between structural performance and the bond classification system. According to the Model Code 90, bond influences crack widths and deflection at the serviceability limit state. At the ultimate limit state, strength of laps and anchorages depends on bond. In addition, bond involves rotation capacity of plastic hinges. Table 1 shows influence of bond on structural performance, the relevant failure mode, and the other influencing factors. A proper bond test system must address all these aspects.

For instance, by analogy, the strength measured from the cube compression test is normally used for quality control of concrete and is not directly used in calculation because the curing, compaction and stress of concrete in the cube is not the same as that in the structure. Design Standards establish empirical relationships between the compressive strength of concrete in the structure and the 'Standard' cube strength. Similarly, it is not necessary to recreate "practical" situation exactly, but finding a clear correlation with structural performance in practical position is needed (J. Cairns and G. A. Plizzari 2003).

Similarly, each aspect of structural performance may change the bond-slip relationship due to the contribution of various parameters such as the stress in the reinforcement and the acceptable slip between bar and concrete. It is essential to recognize that no single design of bar will offer best performance in all aspects. Crack widths and deflection, for example, both benefit from increases in bond stiffness at low slip. Rotation capacity, on the other hand,

Tablica 1

WPLYW PRZYCZEPNOŚCI NA ZACHOWANIE KONSTRUKCJI (J. CAIRNS AND G. A. PLIZZARI 2003)

	Efekt pracy konstrukcji	Stan graniczny	Pomiar	Model zniszczenia	Inne parametry
1	Szerokość rozwarcia rys od zginania	Użytkowania	Średnia szerokość rozwarcia rysy	Nadmierny poślizg	Otulina, efektywna powierzchnia zbrojenia, rozstaw prętów, skurcz, pęcznienie
2	Ugięcie	Użytkownia	Wydłużenie zabetonowanego pręta	Nadmierne wydłużenie	Efektywna powierzchnia zbrojenia, moduł sprężystości betonu
3	Połączenie na zakład i nośność zakotwienia (złe skrzepowanie)	Nośności	Nośność	Odtłupanie otuliny	Otulina, zbrojenie poprzeczne i naprężenie wywołane skrzepowaniem betonu, kierunek betonowania
4	Zakotwienie w strefach przy podporowych (dobre skrzepowanie)	Nośności	Nośność	Wyciąganie przy ścinaniu	Otulina, zbrojenie i naprężenie wywołane skrzepowaniem betonu, kierunek betonowania
5	Zdolność obrotu	Nośności	Wydłużenie zabetonowanego pręta	Niewystarczające wydłużenie/poślizg	Stopień zbrojenia, zdolność wydłużenia, granicznego zbrojenia, stosunek UTS/granica sprężystości ( $f_{utg}/f_y$ ), stosunek rozpiętość/wysokość

#### 4. Przyczepność w normach

Dotychczasowe analizy wskazują na ważną zależność pomiędzy zachowaniem się konstrukcji a mechanizmem przyczepności. Zgodnie z Model Code 90, przyczepność wpływa na szerokość rozwarcia rys i ugięcie w eksploatacyjnych stanach granicznych. W stanie granicznym nośności od przyczepności zależy nośność połączeń prętów na zakład oraz od długości zakotwienia. Dodatkowo, przyczepność wpływa na zdolność obrotu przegubów plastycznych. Tablica 1 pokazuje wpływ przyczepności na zachowanie konstrukcji, schemat zniszczenia i inne parametry. Prawidłowa metoda badania przyczepności musi uwzględnić wszystkie te czynniki.

Jako przykład można podać, przez analogię, wytrzymałość betonu mierzona na kostkach, którą zazwyczaj stosuje się do kontroli jakości betonu, nie jest natomiast bezpośrednio stosowana do obliczeń, ponieważ sposób zagęszczania i pielęgnacji betonu nie jest taki sam, jak w konstrukcji. Normy do projektowania podają empiryczną zależność pomiędzy wytrzymałością na ściskanie betonu w konstrukcji, a wytrzymałością kostkową. Podobnie, w przypadku zagadnienia przyczepności nie ma potrzeby do-

benefits from a breakdown in bond in the region of flexural cracks after the onset of yield in order that appreciable bar elongation can develop. It must therefore be accepted that a unique measure of bond is not adequate. A system of bond testing is therefore required, the various elements of the system each being related to specific aspects of structural performance (J. Cairns and G. A. Plizzari 2003).

#### 5. Analytical models of bond

An analytical model of the bond stress-slip relation is necessary to perform numerical behavior of structural elements including the interaction between concrete and reinforcement. It should be emphasized that the parameters of the analytical models of bond are already determined by curve fitting. No exact formulations for the various kinds of rods have been developed up to now (E. Cosenza et al. 1997).

Table 1

INFLUENCE OF BOND ON STRUCTURAL PERFORMANCE (J. CAIRNS AND G. A. PLIZZARI 2003)

	Structural performance	Limit state	Measure of structural perform	Failure mode	Other influencing factors
1	Flexural crack width	Serviceability Limit State	Average crack width	Excessive slip	Cover, effective area reinforcement, bar spacing, shrinkage, creep, restraints
2	deflection	Serviceability Limit State	Elongation of embedded bar	Excessive Elongate	Effective reinforcement area, Modulus of elasticity of concrete
3	Lapped joint and anchorage strength (not well confined)	Ultimate Limit State	Strength	Cover splitting	Cover, confining reinforcement and confining pressure, Casting position
4	Support Anchorages (well confined)	Ultimate Limit State	Strength	Pull through/ shearing	Cover, confining reinforcement and confining pressure, Casting position
5	Rotation capacity	Ultimate Limit State	Elongation of embedded bar	Insufficient Elongate./ slip	Reinforcement % ( $x/d$ ratio), Elongation capacity of reinforcement, Ratio UTS/ yield strength ( $f_{uts}/f_y$ ), Span/depth ratio

kładnego odtwarzania warunków rzeczywistych, ale jest potrzeba ustalenia jednoznacznej zależności pomiędzy wynikami badań, a zachowaniem konstrukcji w rzeczywistości (J. Cairns and G. A. Plizzari 2003).

Podobnie, każdy z efektów pracy konstrukcji może zmieniać zależność przyczepność-poślizg, ze względu na udział takich parametrów jak naprężenia w zbrojeniu czy dopuszczalny poślizg pomiędzy prętami a betonem. Należy zwrócić uwagę, że żaden model pręta nie zapewni idealnego odwzorowania jego zachowania z różnych punktów widzenia. Na przykład, wielkość szerokości rozwarcia rys, jak i ugięcia są ograniczane przy wzroście przyczepności w przypadku małego poślizgu. Z drugiej strony, przy utracie przyczepności w obszarach powstania rys od zginania, tworzy się większa zdolność do obrotu, ponieważ w wyniku uplastycznienia stali może dojść do znacznego wydłużenia pręta zbrojeniowego. Należy przyjąć, iż pojedynczy pomiar przyczepności nie jest wystarczający. Tak więc, potrzebny jest kompleksowy układ badań przyczepności, w którym poszczególne elementy odnoszą się będą do konkretnych wyników pracy konstrukcji (J. Cairns and G. A. Plizzari 2003).

## 5. Modele analityczne przyczepności

Znajomość analitycznej zależności naprężenie przyczepności-poślizg jest niezbędna dla przeprowadzenia analizy numerycznej pracy elementu konstrukcyjnego z uwzględnieniem interakcji pomiędzy betonem a zbrojeniem. Należy podkreślić, że parametry tego modelu zostały już wyznaczone metodą dopasowania krzywej. Do tej pory nie pojawiły się żadne dokładne wzory dla poszczególnych rodzajów prętów zbrojeniowych (E. Cosenza et al. 1997).

### 5.1. Model BPE (Eligehausen, Popov, Bertero)

Eligehausen i in. (1983) zaproponowali dobrze znaną zależność przyczepność-poślizg dla odkształconych prętów stalowych. Pierwszy fragment krzywej (rysunek 8) odnosi się do przekrojów, w których żeberko umieszczone jest w matrycy cementowej i reprezentuje ono lokalne miażdżenie i mikro-zarysowania betonu. Część pozioma wykresu występuje jedynie dla betonu skrępowanego, w którym dochodzi do dalszego miażdżenia i odłupywania betonu pomiędzy żeberkami. Gałąź opadająca reprezentuje spadek przyczepności na skutek pojawienia się rys rozszczepiających. W modelu BPE gałąź wznosząca zależności przyczepność-poślizg ( $s \leq s_1$ ) opisana jest wzorem:

$$\tau = \tau_1 \left( \frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad [15]$$

gdzie:

$\tau_1$ : maksymalna wytrzymałość wiązania

$s_1$ : odpowiadający jej poślizg (stąd  $\tau_1 = \tau_m$  i  $s_1 = s_m$ ).

$\alpha$ : parametr dopasowania krzywej, w przypadku prętów zbrojeniowych równy 0,40.

### 5.1. BPE model (Eligehausen, Popov, and Bertero model)

Eligehausen et al. (1983) proposed the well-known bond-slip analytical relationship for deformed steel bars. The first branch refers to the section in which the ribs placed into the mortar matrix, referring to local crushing and micro-cracking. The horizontal curved part takes place only for confined concrete, characterized by advanced crushing and shearing off of the concrete between the ribs. The descending level is dealing with the reduction of bond resistance due to the occurrence of splitting cracks. BPE model (Fig. 8) presents the rising branch of the bond-slip ( $s \leq s_1$ ) law as follows:

$$\tau = \tau_1 \left( \frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad [15]$$

where:

$\tau_1$ : maximum bond strength

$s_1$ : corresponding slip (therefore  $\tau_1 = \tau_m$  and  $s_1 = s_m$ ).

$\alpha$ : a curve-fitting parameter in the case of steel bars and subsequently is equal to 0.40.

### 5.2. Modified BPE model

Cosenza et al. (1996, 1997) expressed an analytical substitute model by slightly modifying the BPE model. Fig. 9 shows the modified BPE with the same ascending branch as the original one. In a softening branch, it has slope  $p \cdot \tau_1 / s_1$  from  $(s_1, \tau_1)$  to  $(s_3, \tau_3)$ , which is given by

$$\tau = 1 - p \left( \frac{s}{s_1} - 1 \right) \quad [16]$$

And finally, for  $s > s_3$ , a flat branch simulate the friction component  $\tau_3$ .

### 5.3. CMR model (Cosenza, Manfredi, & Realfonzo)

Most structural problems refers to the serviceability level state; so, a refined modeling of the bond stress-slip is necessary for the ascending part (i.e., for slip less than  $s_m$ ). Hence, Cosenza et al presented a new model as a substitute for the BPE model (Cosenza, E 1995) and is defined by the following expression:

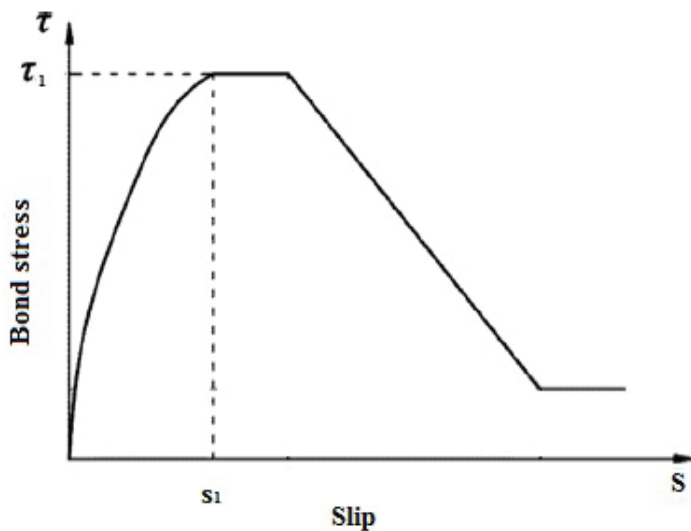
$$\frac{\tau}{\tau_m} = \left[ 1 - \exp \left( - \frac{s}{s_r} \right) \right]^\beta \quad [17]$$

where:

$\tau_m$ : peak bond stress,

$s_r$  and  $\beta$ : parameters based on curve-fitting of the actual data.

It is likely to say that the CMR model provides an initial slope (i.e., for slip  $s = 0$ ) equal to infinity which can observe the physical phenomenon of adhesion quite well. The BPE model features the same characteristic, whereas the initial slope equal to a finite value. ( $F\tau_m/s_m$ , i.e., equal to F times the secant tangent at the peak bond stress).



Rys. 8. Model BPE

Fig. 8. BPE model

### 5.2. Zmodyfikowany model BPE

Cosenza i in. (1996, 1997) podali zastępczy model analityczny, uzyskany w wyniku niewielkiej modyfikacji modelu BPE. Rysunek 9 pokazuje zmodyfikowany model BPE z gałęzią wznoszącą taką samą, jak w modelu pierwotnym. W gałęzi opadającej nachylenie  $p \cdot \tau_f / s_1$  w zakresie od  $(s_1, \tau_1)$  do  $(s_3, \tau_3)$ , dane jest wzorem:

$$\tau = 1 - p \left( \frac{s}{s_1} - 1 \right) \quad [16]$$

Dla  $s > s_3$ , poziomy fragment krzywej reprezentuje składową tarcia  $\tau_3$ .

### 5.3. Model CMR (Cosenza, Manfredi, & Realfonzo)

Większość problemów konstrukcyjnych odnosi się do stanu granicznego użytkowania; potrzebne jest zatem udoskonalenie modelowej zależności naprężenie przyczepności-poślizg dla gałęzi wznoszącej się (dla poślizgu mniejszego niż  $s_m$ ). Stąd, Cosenza i in. zaprezentowali nową formułę w stosunku do modelu BPE (Cosenza, E 1995), daną wzorem:

$$\frac{\tau}{\tau_m} = \left[ 1 - \exp\left(-\frac{s}{s_r}\right) \right]^\beta \quad [17]$$

gdzie:

$\tau_m$ : maksymalne naprężenia przyczepności,

$s_r$  i  $\beta$ : parametry opierające się na dopasowaniu krzywej do rzeczywistych danych.

Można powiedzieć, że model CMR zapewnia początkowe nachylenie (na przykład dla poślizgu  $s = 0$ ) równe nieskończoności, co pozwala na całkiem dobre odwzorowanie zjawiska adhezji. Model BPE ma te same cechy, przy czym nachylenie początkowe jest ograniczone. ( $F \tau_m / s_m$  jest iloczynem  $F$  i tangensa nachylenia stycznej w punkcie ekstremalnego naprężenia przyczepności).

### 5.4. CEB-FIP code model

Fig. 10 presents the bond stress-slip curve which can be considered as a statistical mean curve and it is also applicable as an average formulation for a wide range of cases. For monotonic loading the bond can be calculated as a function of the relative slip  $s$  according to equations (Eq. [18] and Table 2):

$$\begin{aligned} \tau &= \tau_{\max} \left( \frac{s}{s_1} \right)^\alpha && \text{for } 0 \leq s \leq s_1 \\ \tau &= \tau_{\max} && \text{for } s_1 < s \leq s_2 \\ \tau &= \tau_{\max} - (\tau_{\max} - \tau_f) \left( \frac{s - s_2}{s_3 - s_2} \right) && \text{for } s_2 < s \leq s_3 \\ \tau &= \tau_f && \text{for } s_3 < s \end{aligned} \quad [18]$$

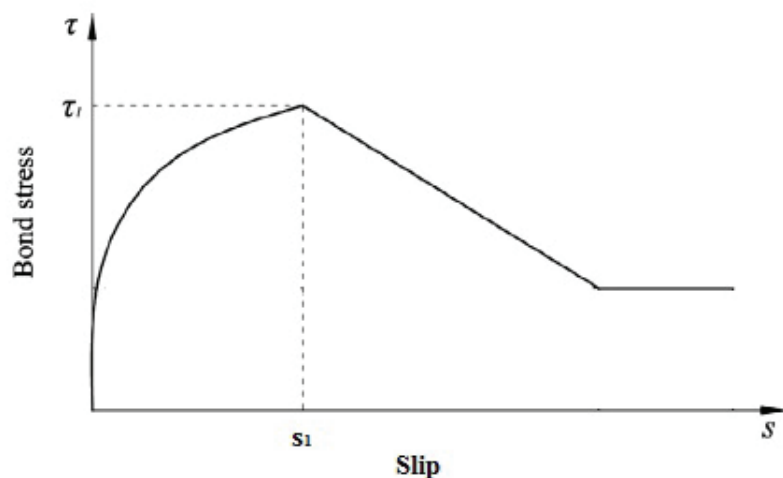
### 5.5. Other researcher models

In the past, researchers tried to create an equation to mathematically describe the bond-slip relationship. It is very suitable to employ these equations to simulate bond behavior in finite element analysis.

Nilson (1968) studied the spacing and width of cracks, and the distribution of concrete stresses in partially cracked members by using pull-out specimens. Actually, in experimental investigations, the exact measurement of concrete strains at the interface is almost impossible to achieve. Therefore the strains are measured at a certain distance away from the interface. In many studies of bond slip behavior done using prismatic specimens, concrete strains along the steel bar are measured at some distance away from the interface to give the interface slip. The different methods used in measuring the local slip lead to widely varying test results for the bond stress-slip relationship. Nilson (1968) proposed the following equation:

$$f_b = 3.606(106S) - 5.356(109S^2) + 1.986(1012S^3) \quad [19]$$

Charles K. Kankam (1977) predicted a bond stress-slip model for



Rys. 9. Zmieniony model BPE

Fig. 9. Modified BPE model

Tablica 2 / Table 2

WARTOŚCI PARAMETRÓW W MODELU MC90 WPROWADZONYM PRZEZ FIP

VALUES OF PARAMETERS FOR CEB-FIP MC90 MODEL

	Beton nieskrępowany / Unconfined concrete		Beton skrópowany / Confined concrete	
	Dobre warunki przyczepności Good bond conditions	Inne warunki przyczepności All other bond conditions	Dobre warunki przyczepności Good bond conditions	Inne warunki przyczepności All other bond conditions
$s_1$	0,6 mm	0,6 mm	1,0 mm	1,0 mm
$s_2$	0,6 mm	0,6 mm	3,0 mm	3,0 mm
$s_3$	1,0 mm	2,5 mm	rozstaw żeberek w świetle clear rib spacing	rozstaw żeberek w świetle clear rib spacing
A	0,4	0,4	0,4	0,4
$\tau_{max}$ (MPa)	$2,0\sqrt{f_{ck}}$	$1,0\sqrt{f_{ck}}$	$2,5\sqrt{f_{ck}}$	$1,25\sqrt{f_{ck}}$
$\tau_f$	$0,15 \tau_{max}$	$0,15 \tau_{max}$	$0,4 \tau_{max}$	$0,4 \tau_{max}$

$f_{ck}$ : charakterystyczna wytrzymałość betonu na ściskanie, MPa

$f_{ck}$ : characteristic concrete compressive strength, MPa

#### 5.4. Model MC90 wprowadzony przez FIP

Rysunek 10 przedstawia krzywą naprężenie przyczepności-poślizg, którą można określić jako statystycznie uśrednioną krzywą mającą zastosowanie w szerokiej gamie przypadków. Dla obciążenia monotonicznego przyczepność może być obliczona jako funkcja względnego poślizgu  $s$ , zgodnie z równaniem [18] i tablicą 2:

$$\tau = \tau_{max} \left( \frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad \text{dla} \quad 0 \leq s \leq s_1$$

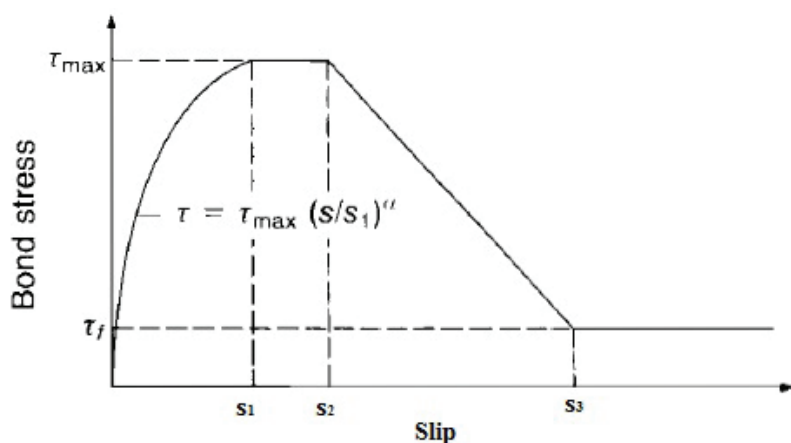
$$\tau = \tau_{max} \quad \text{dla} \quad s_1 < s \leq s_2 \quad [18]$$

$$\tau = \tau_{max} - (\tau_{max} - \tau_f) \left( \frac{s - s_2}{s_3 - s_2} \right) \quad \text{dla} \quad s_2 < s \leq s_3$$

$$\tau = \tau_f \quad \text{dla} \quad s_3 < s$$

#### 5.5. Inne modele

W przeszłości, badacze próbowali opracować matematyczne równanie opisujące zależność przyczepność-poślizg. Stosowanie takich równań jest wygodne do symulacji zachowań przyczepności w analizach numerycznych.



Rys. 10. Model MC90 wprowadzony przez FIP

Fig. 10. CEB-FIP model

plain round and ribbed steel bar:

$$\text{Plain Round bar: } f_b = (4.17 - 0.2f_s) S^{0.8} \quad [20]$$

$$\text{Cold-worked ribbed bar: } f_b = (55 - 0.5x) S^{0.8} \quad [21]$$

$$\text{Hot-rolled ribbed bar: } f_b = (35 - 0.3x) S^{0.8} \quad [22]$$

In the case of ribbed bar, the bond stress-slip relationship of this model confirms the predictions of Nilson (1972) in which the bond stress-slip relationship is depended to the distance from the loaded end of the bar Nilson (1972):

$$f_b = 3100(1.43X + 1.5) S \sqrt{f'_c} \quad [23]$$

$$f_b \leq (1.43X + 1.5) \sqrt{f'_c} \quad [24]$$

In comparison, the present result is in contrast with the conclusion of Mirza and Houde (1979); they expressed a model which was independent of the distance from the loaded end.

$$f_b = 1.95(10^6 S) - 2.35(10^9 S^2) + 1.39(10^{12} S^3) - 0.33(10^{15} S^4) \quad [25]$$

where:

$f_b$  – bond stress,

$\sqrt{f'_c}$  – measure of tensile strength of concrete,

$f_s$  – steel stress,

X – distance from loaded face pull-out bond specimen in Nilson's bond equation,

x – distance from center of embedded bar,

S – slip of reinforcing bar.

Jiang et al (1984) developed a new type of test specimen (Fig. 11). They measured directly the interface slip using a microscopic technique. They assumed that resistance to relative slip, until the formation of the first secondary crack, will be the largest at the lugs nearest the primary cracks. The peak bond stress  $\tau_0$  (near the first lug) was

Nilson (1968) analizował rozstaw i szerokość rys oraz rozkład naprężeń w betonie w elementach częściowo zarysowanych na podstawie próbek po próbie wyrywania. W rzeczywistości, w badaniach doświadczalnych, dokładny pomiar odkształceń betonu na powierzchni jest prawie niemożliwy. Dlatego też odkształcenia są mierzone w pewnej odległości od powierzchni. W wielu analizach badań przyczepności przeprowadzanych na próbkach pryzmatycznych, odkształcenia w betonie wzdłuż pręta są mierzone w pewnej odległości od powierzchni, aby uwzględnić poślizg. Inne metody stosowane w pomiarach lokalnego poślizgu prowadzą do znacznego zróżnicowania wyników pomiarów zależności naprężenie przyczepności-poślizg. Nilson (1968) zaproponował następujące równanie:

$$f_b = 3.606(106S) - 5.356(109S^2) + 1.986(1012S^3) \quad [19]$$

Charles K. Kankam (1977) zaproponował model naprężenie przyczepności-poślizg w przypadku okrągłych, zarówno gładkich, jak i żebrowanych prętów stalowych:

$$\text{pręty okrągłe gładkie: } f_b = (4.17 - 0.2fs) S^{0.8} \quad [20]$$

$$\text{pręty żebrowane, rozciągane na zimno: } f_b = (55 - 0.5x) S^{0.8} \quad [21]$$

$$\text{pręty żebrowane, walcowane na gorąco: } f_b = (35 - 0.3x) S^{0.8} \quad [22]$$

W przypadku prętów żebrowanych zależność naprężenie przyczepności-poślizg dla tego modelu potwierdza założenia Nilsona (1972), w których zależy ona od odległości od obciążonego końca pręta:

$$f_b = 3100(1.43X + 1.5) S \sqrt{f'_c} \quad [23]$$

$$f_b \leq (1.43X + 1.5) \sqrt{f'_c} \quad [24]$$

Podane wyżej zależności są w sprzeczności w stosunku do wniosków Mirza i Houde (1979), którzy stworzyli model przyczepności niezależny od odległości od obciążonego końca.

$$f_b = 1.95(10^6S) - 2.35(10^9S^2) + 1.39(10^{12}S^3) - 0.33(10^{15}S^4) \quad [25]$$

gdzie:

$f_b$  – naprężenia przyczepności,

$\sqrt{f'_c}$  – miara wytrzymałości na rozciąganie betonu,

$f_s$  – naprężenia w stali,

$X$  – odległość od powierzchni obciążonej próbki w badaniu pull-out, według równania przyczepności Nilsona,

$x$  – odległość od środka zabetonowanego pręta,

$S$  – poślizg pręta zbrojeniowego.

Jiang i in. (1984) opracowali nowy typ próbek (rysunek 11). Powierzchnię poślizgu mierzyli bezpośrednio przy użyciu mikroskopu. Założyli oni, że wytrzymałość na względny poślizg, do momentu utworzenia się pierwszej wtórnej rysy, będzie największa w strefie najbliższej do rys pierwotnych. Empirycznie wyznaczona zależność określająca ekstremalne naprężenia przyczepności  $\tau_0$

empirycznie related to the steel stress  $\sigma_{s0}$  at the end as:

$$\tau_0 = 0.034 \sigma_{s0} (1 - 0.01 \sigma_{s0}) \text{ ksi} \quad [26]$$

They found that the maximum slip is not at the end of the bar but at the location where the secondary cracks were observed. Test results indicated that the relationship between the bond stress and slip at the steel-concrete interface is not unique but varies from location to location as shown in Fig. 12.

Based on the tests of 22 rectangular simply supported beams, Esfahani and Orangun (1998) proposed the following equations to calculate the cracking bond strength of short length specimens:

for concrete with compressive strength less than 50 MPa,

$$\tau_c = 4.9[(C/d + 0.5)/(C/d + 3.6)]f_{cr} \quad [27]$$

for concrete with compressive strength equal to or greater than 50 MPa,

$$\tau_c = 8.6[(C/d + 0.5)/(C/d + 5.5)]f_{cr} \quad [28]$$

In Eq. [27] and [28],  $C$  is the minimum cover of concrete. Eq. [28] was obtained based on results of specimens made of concrete with compressive strength of 50 and 75 MPa, and bars with rib face angle between 40 to 47 degrees. For bars with rib face angle between 23 to 27 degrees, tests showed that the right side of Eq. [28] should be multiplied approximately by 0.85.

The bond strength of splices was calculated by following expression:

$$\tau_m = \tau_c [(1 + 1/M)/(1.85 + 0.024M^{0.5})](0.88 + 0.12C_{med}/C_{min}) \quad [29]$$

where,  $C_{min}$  is the minimum of side cover  $C_x$ , bottom cover  $C_y$  and half spacing between bar center  $(C_s + d)/2$  ( $C_s$  is the clear spacing of reinforcement),  $C_{med}$  the median value of  $C_x$ ,  $C_y$  and  $(C_s + d)/2$ .

$$M = \cosh [0.002L (rf'_c/d)^{0.5}] \quad [30]$$

where:

$f'_c$  – the concrete in psi strength

$r$  – constant which depends on the type of reinforcement.

Wang (2009) demonstrated that the Eq. [32] is theoretically correct and the predictions are correlated consistently with experimental data in various situations, including normal beam specimens or wide slab specimens, short embedment length or long embedment length, and different concrete compressive strengths (ranges from 19 MPa to 108 MPa). Furthermore, instead of being empirical and based on statistical analysis, the equation proposed provides good understanding about factors that have been experimentally verified to have influences on the bond strength and applied through theoretical analysis into the model.

$$\gamma = \sqrt{8 \left( \frac{d_b}{l_d} \right)} \leq 1.0 \quad [31]$$

$$u = \frac{(3C + b_e) \mu + \tan \alpha}{3d_b} \frac{1 - \mu \tan \alpha}{1} f_{ct} \gamma \quad [32]$$

(w pobliżu pierwotnej rysy) zależy od wartości naprężeń w pręcie stalowym  $\sigma_{s0}$ , na jego końcu:

$$\tau_0 = 0.034 \sigma_{s0} (1 - 0.01 \sigma_{s0}) \text{ ksi} \quad [26]$$

Wykazali oni, że maksymalny poślizg nie występuje na końcach pręta, lecz w miejscu zaobserwowanych rys wtórnych. Wyniki badań wykazują, że zależność pomiędzy naprężeniem przyczepności, a poślizgiem na powierzchni styku betonu i stali nie jest stała, lecz jest ona zmienna w zależności od położenia.

W oparciu o badania 22 belek swobodnie podpartych, o przekroju prostokątnym, Esfahani i Orangun (1998) zaproponowali następujące równanie w celu wyznaczenia naprężenia przyczepności powodującego zarysowanie dla próbek o niewielkiej długości:

– dla betonu o wytrzymałości na ściskanie mniejszej niż 50 MPa:

$$\tau_c = 4.9[(C/d + 0.5)/(C/d + 3.6)]f_{cr} \quad [27]$$

– dla betonu o wytrzymałości na ściskanie większej lub równej 50 MPa,

$$\tau_c = 8.6[(C/d + 0.5)/(C/d + 5.5)]f_{cr} \quad [28]$$

W równaniach [27] i [28], C jest minimalnym otuleniem betonu. Równanie [28] uzyskano w oparciu o wyniki dla próbek wykonanych z betonu o wytrzymałości na ściskanie 50 MPa i 75 MPa, zbrojonych prętami o użebrowaniu nachylnym pod kątem od 40 do 47 stopni. Dla prętów o użebrowaniu nachylnym pod kątem od 23 do 27 stopni, badania wykazały, że prawa strona równania [28] powinna być pomnożona przez współczynnik w przybliżeniu równy 0,85.

Wytrzymałość wiązania dla połączeń na zakład może obliczona na podstawie poniższego wyrażenia:

$$\tau_m = \tau_c [(1 + 1/M)/(1.85 + 0.024M^{0.5})](0.88 + 0.12C_{med}/C_{min}) \quad [29]$$

gdzie  $C_{min}$  jest minimalną wielkością bocznej otuliny  $C_x$ , dolnej otuliny  $C_y$ , i połowy odległości pomiędzy osiami prętów  $(C_s + d)/2$  ( $C_s$  jest odległością w świetle pomiędzy prętami),  $C_{med}$  to wartość średnia z  $C_x$ ,  $C_y$  i  $(C_s + d)/2$ .

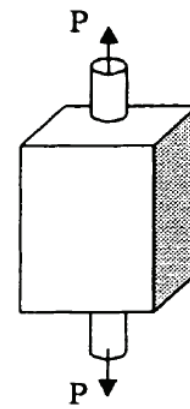
$$M = \cosh [0.002L (rf_c'/d)^{0.5}] \quad [30]$$

gdzie:

$f_c'$  – wytrzymałość betonu na ściskanie [psi]

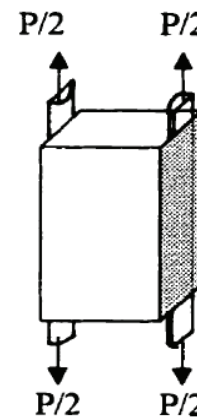
$r$  – stała zależna od rodzaju zbrojenia.

Wang (2009) wykazał, iż równanie [32] jest teoretycznie poprawne, a przewidywania są skorelowane w spójny sposób z danymi z badań doświadczalnych dla różnych założeń obliczeniowych, z uwzględnieniem próbek belkowych i płytowych o dużej szerokości, w przypadku prętów z długim i krótkim odcinkiem zabetonowania, różnych wytrzymałości betonu na ściskanie (z zakresu od 19 do 108 MPa). Co więcej, zaproponowane równanie nie jest oparte na badaniach doświadczalnych i analizie statystycznej, lecz wynika z dobrego rozpoznania czynników (weryfikowanych doświadczalnie), mających wpływ na wytrzymałość przyczepności, które zastosowano w analizie teoretycznej modelu.



Rys. 11. Próbką stosowana przez badaczy do analizy zachowań przyczepności (Youai Gan 2000)

Fig. 11. Test specimen used by other for studying bond behavior (Youai Gan 2000)



Rys. 12. Próbką stosowana przez Jianga do analizy przyczepności (Youai Gan 2000)

Fig. 12. Test specimen used by Jianga for studying bond behavior (Youai Gan 2000)

Torre-Casanova et al. (2013) investigated the bond stress-slip behavior of the unconfined and actively confined concrete specimens. Experimental results were associated to a numerical approach in order to characterize the failure mode of pull-out tests and to estimate the maximum value of the bond stress. Two equations were proposed to describe the evaluation of the bond strength and they were compared with literature and indicated a good agreement. As it is shown in Fig. 13, the bond strength grows first linearly following the upper bond from Tepfers (1979). Once the cover becomes higher than the steel diameter the slope decreases. The bond strength evolution of these specimens ( $c/d > 1$ ) described by a bi-linear law, corresponding to different failure modes. The first part of the proposed graph is related to a splitting failure where the concrete cover is not sufficient to avoid development of transversal cracks. On the contrary, the bond strength of thicker specimens ( $c/d > 4.5$ ) remains constant. It corresponds to a pulling failure where the bar is pulled out with no apparition of external cracks.

From these results, it seems thus possible to describe the splitting and pull-out failure of the concrete specimen, contrary to what was



$$\gamma = \sqrt{8 \left( \frac{d_b}{l_d} \right)} \leq 1.0 \quad [31]$$

$$u = \frac{(3C + b_e) \mu + \tan \alpha}{3d_b (1 - \mu \tan \alpha)} f_{ct} \gamma \quad [32]$$

Torre-Casanova i inni (2013) badali zależność naprężenie przy-  
czepności – poślizg dla próbek z betonem nieskrępowanym  
i skrępowanym. Wyniki badań doświadczalnych zostały odnie-  
sione do modelu numerycznego w celu zidentyfikowania modelu  
zniszczenia spowodowanego próbą wrywania i oszacowania  
maksymalnej wartości naprężenia przyczepności. Zaproponowano  
dwa równania opisujące określenie wytrzymałości przyczepności,  
porównano je do już istniejących i wykazano dobrą zgodność.  
Jak pokazano na rysunku 13, wytrzymałość przyczepności po-  
czątkowo rośnie liniowo zgodnie z górną granicą przyczepności  
zdefiniowaną przez Tepfersa (1979). Kiedy grubość otuliny rośnie  
do wartości większej niż średnica pręta, nachylenie krzywej male-  
je. Oszacowanie wytrzymałości przyczepności w przypadku tych  
próbek ( $c/d > 1$ ), opisane funkcją bi-liniową, odpowiada różnym  
modelom zniszczenia. Pierwsza część zaproponowanego wykresu  
jest powiązana z utratą nośności przez rozszczepienie, kiedy to  
otulina betonu jest niewystarczająca do powstrzymania rozwoju  
rys poprzecznych. Wytrzymałość przyczepności w przypadku  
próbek o większej grubości ( $c/d > 4,5$ ) pozostaje stała. Odpowiada  
ona modelowi zniszczenia przy wyciąganiu pręta, któremu nie  
towarzyszy formowanie się widocznych zewnętrznych zarysowań.

Na podstawie powyższych wyników, wydaje się możliwe opisanie  
mechanizmu zniszczenia betonowej próbki przez rozszczepienie  
i wyciągnięcie pręta, w przeciwieństwie do modeli proponowanych  
przez Tepfersa (1979) lub Wang X i Liu X.A (2003) (które doty-  
czyły jedynie zniszczenia przez rozszczepienie). W omawianym  
przypadku, można oszacować wytrzymałość przyczepności wza-  
leżności od grubości otuliny betonowej za pomocą następujących  
równań:

(a) zniszczenie przez rozszczepienie ( $c/d > 1$ )

$$\frac{\tau_{max}}{f_t} = 1.53 \left( \frac{C}{d} \right) + 0.36 \quad [33]$$

(b) zniszczenie przez wyciągnięcie pręta

$$\frac{\tau_{max}}{f_{ct}} = 7.2 \quad [34]$$

## 7. Uwagi końcowe\*

W niniejszym artykule przedstawiono wyniki ostatnich badań  
i analiz zjawiska przyczepności pomiędzy zbrojeniem a betonem,  
w celu wyjaśnienia istotnych zagadnień i zestawienia aktualnego  
stanu wiedzy. Na podstawie przeglądu opublikowanej literatury  
sformułowano następujące wnioski i obserwacje:

\* Obejmują również pierwszą część artykułu

proposed in Tepfers (1979) or Wang X and Liu X.A (2003) (only  
splitting failure). In our case, the evolution of the bond strength  
with the concrete cover is governed by two equations:

splitting failure ( $c/d > 1$ )

$$\frac{\tau_{max}}{f_t} = 1.53 \left( \frac{C}{d} \right) + 0.36 \quad [33]$$

(b) pull-out failure

$$\frac{\tau_{max}}{f_{ct}} = 7.2 \quad [34]$$

## 7. Concluding remarks\*

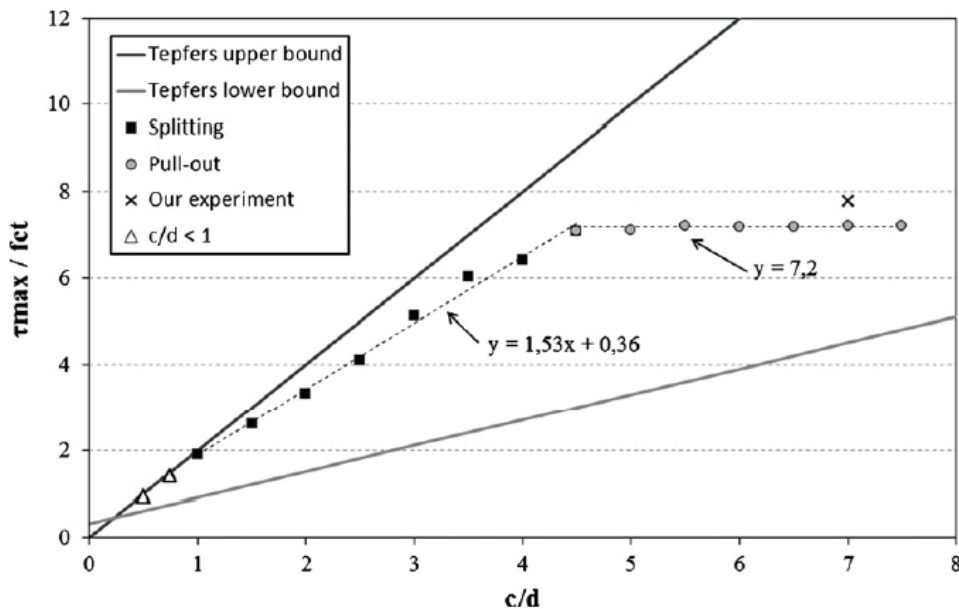
In this paper results from recent studies on the bond behavior be-  
tween steel reinforcement and the concrete matrix, are discussed  
in order to clarify some important issues to provide a rational state  
of the art on this subject. From review of published literature on  
bond the following observations emerge.

1. Bond influences many aspects of structural performance, and  
a single test measure of bond is no longer adequate.
2. The content of this paper, prepared on the basis of recent de-  
velopments in understanding of bond behaviour, the necessity  
of standard code tests of reinforcement bars – cement matrix  
bond has been shown.
3. The bond can be strengthened by transverse reinforcements  
application, not only by deformed bars, but also by spirals,  
aluminium tubes, cylindrical pipes, square hollow sections and  
fiber reinforced polymer. This paper highlights the importance  
and necessity of a design standard to specify a certain level  
of confinement to be used as the basis for comparing different  
types of this transverse reinforcement.
4. Providing required design standard demands further investiga-  
tion on a unified bond model considering the effects of a certain  
level of confinement.
5. It will be necessary to conduct the tests on structural elements  
to study the correlation between established empirical relation-  
ships of the design standard and practical concrete behaviour.

## Literatura / References

- R. Abdullah, J. Cairns, "Fundamental Tests on the Effect of an Epoxy  
Coating on Bond Strength", ACI Materials Journal (1994).  
ACI Committee 408, "Abstract of: state-of-the-art-report: bond under cyclic  
loads", American Concrete Institute Materials Journal, **88**, 6, 669-673  
(1991).  
ACI Committee 408, "Bond Under Cyclic Loads", Journal of the American  
concrete Institute (1992).

\* They contain also first part of the paper



Rys. 13. Oszacowanie wytrzymałości przyczepności w zależności od grubości otuliny betonowej według Torre-Casanova et al. (2013)

Fig. 13. Bond strength evolution with the concrete cover after Torre-Casanova et al. (2013)

1. Na przyczepność wpływa wiele różnych parametrów konstrukcyjnych, stąd pojedyncze wyniki badań przyczepności nie można uznać za wystarczające.
2. Z treści artykułu wynika, że w oparciu o obecną znajomość zagadnienia przyczepności prętów zbrojeniowych do betonu, istnieje potrzeba ujednoczenia normowych metod badań przyczepności pręta stalowego do betonu.
3. Przyczepność może być poprawiona poprzez zastosowanie zbrojenia poprzecznego w formie spirali, rur aluminiowych, zamkniętych kształtowników cylindrycznych lub kwadratowych, czy też polimerów wzmocnionych włóknami. W artykule podkreśla się znaczenie i konieczność wprowadzenia znormalizowanych wytycznych do określenia poziomu skrępowania betonu, które stanowiłyby podstawę do porównywania różnych rodzajów zbrojenia poprzecznego.
4. Dla opracowania wymaganej zależności obliczeniowej konieczne jest przeprowadzenie dalszych badań ujednoczonego modelu przyczepności, uwzględniającego wpływ różnych poziomów skrępowania.
5. Konieczne są dalsze badania elementów konstrukcyjnych w celu korelacji zależności empirycznych zawartych w normach projektowych z rzeczywistym zachowaniem się betonu.

ACI Committee 408, "Bond and development of straight reinforcing bars in tension (ACI 408-03)". American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, p. 49 (2003).

ACI 408.2R-92, "Bond under cyclic loads", ACI Committee 408, 32 (2005).

ACI 318R-08, "Building code requirements for structural concrete (318-08) and commentary", ACI Committee 318, 471 (2008).

J. Adajar, T. Yamaguchi, H. Imai, "An Experimental Study on the Tensile Capacity of Vertical Bar Joints in a Precast Shearwall" Proceedings, Japan Concrete Institute, **15**, 2, 1255-1261 (1993).

M. Alavi-Fard, H. Marzouk, "Bond Behavior of High Strength Concrete Under Reversed Pull-out Cyclic Loading", Canadian Journal of Civil Engineering, **29**, 2, 191-200 (2002).

L. Amleh, S. Mirza, "Corrosion Influence on Bond between Steel and Concrete", ACI Structural Journal, **96**, 3, 415-423 (1999).

Bibiana Maria, Daniel Ernesto Lopez, and Rodolfo Francisco Danesi, "Bond-slip in reinforced concrete elements", Journal of structural engineering © ASCE/ November (2005).

CEB-FIP, 'Model Code 1990', p. 437, ISBN 0 7277 1696 Thomas Telford, London 1993.

J. Cairns, "An Analysis of the Ultimate Strength of Lapped Joints of Compression Reinforcement," Mag. Concr. Res., **31**, 106, 19-27 (1979).

J. Cairns, J. Jirsa, S. L. McCabe, "Bond of reinforcement in concrete", fib Bulletin 10, Chapter 5, "Bond of Fusion Bonded Epoxy Coated Reinforcement", Lausanne, pp. 217-243, ISSN 1562-3610, ISBN 2-88394-050-9 (2000).

J. Cairns, K. Jones, "Influence of rib geometry on strength of lapped joints: an experimental and analytical study", Mag. Concr. Res., **47**, 172, 253-262 (1995), Discussion **49**, 180, 259-262 (1997).

J. Cairns, G. A. Plizzari, "Towards a harmonised European bond test". Materials and Structures / Matériaux et Constructions, **36**, pp. 498-506 (2003).

K. Charles, Kankam, "Relationship of bond stress, steel stress, and slip in reinforced concrete", Journal of structural engineering, 79-85 (1997).

O. C. Choi, H. Hadje-Ghaffari, D. Darwin, S. L. McCabe, "Bond of Epoxy-Coated Reinforcement to Concrete: Bar Parameters," ACI Materials Journal, **88**, 2, 207-217 (1991).

O. C. Choi, W. S. Lee, "Interfacial Bond Analysis of Deformed Bars to Concrete", ACI Structural Journal, **99**, 6, 750-755 (2002).

A. P. Clark, (1949), "Bond of Concrete Reinforcing Bars" ACI JOURNAL, Proceedings, **46**, Nov., pp. 161-184 (1949).

E. Cosenza, G. Manfredi, R. Realfonzo, "Analytical modeling of bond between FRP reinforcing bars and concrete." Proc., 2nd Int. RILEM Symp. (1995).

E. Cosenza, G. Manfredi, R. Realfonzo, (1996), "Bond characteristics and anchorage length of FRP rebars." Proc., 2nd Int. Conf. on Advanced Compos. Mat. in Bridge Struct., M. El-Badry, ed., (1996).

E. Cosenza, G. Manfredi, R. Realfonzo, "Behavior and Modeling of Bond of FRP Rebars to Concrete", Journal OF Composites for Constructions/ MAY (1997).

A. Einea, T. Yamane, M. K. Tadros, "Grout-filled pipe splices for precast

- concrete construction", *Precast/Prestr. Concrete I J*, **40**, 1, 82–93 (1995).
- D. Darwin, K. G. Eneze, "Effect of Deformation Height and Spacing on Bond Strength of Reinforcing Bars", *ACI Structural Journal*, **90**, 6, 646-657 (1993).
- D. Darwin, M. L. Tholen, E. K. Idun, J. Zuo, "Splice Strength of High Relative Rib Area Reinforcing Bars", *ACI Structural Journal*, **93**, 1, 95-107 (1996).
- R. Eligehausen, "Bond in Tensile Lapped Splices of Ribbed Bars with Straight Anchorages", Publication 301, German Institute for Reinforced Concrete, p. 118, Berlin 1979 (in German).
- R. Eligehausen, E. P. Popov, V. V. Bertero, "Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations." Rep. No. 83/23, Earthquake Engrg. Res. Ctr. (EERC), Univ. of California, Berkeley, California 1983.
- M. R. Esfahani, B. 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).
- F. Xu, Z. Wu, J. Zheng, Y. Hu, Q. Li, "Experimental Study on the Bond Behavior of Reinforcing Bars Embedded in Concrete Subjected to Lateral Pressure", *Journal of Material in Civil Engineering* ©ASCE, January 2012.
- Y. Goto, "Cracks formed in concrete around deformed tension bars", *J. Am. Concrete Instit.*, **68**, 4, 244 (1971).
- H. Wang, "An analytical study of bond strength associated with splitting of concrete cover", *Engineering Structures*, **31**, 968-975 (2009).
- P. R. Jeanty, D. Mitchell, M. S. Mirza, "Investigation of „Top Bar” Effects in Beams", *ACI Structural Journal*, **85**, 3, 251-257 (1988).
- D. H. Jiang, S. P. Shah, A. T. Anderian, "Study of the Transfer of Tension Forces by Bond", *ACI Journal*, **81**, 3, 251-259 (1984).
- G. S. Lee, "Parametric studies of sleeve connector using steel pipe with spiral steel for precast concrete connection", Bsc. Universiti Teknologi Malaysia 2009.
- C. T. Lim, "The effect of pitch distance of steel spiral reinforcement to the performance of grouted sleeve connector under direct tensile load", Undergraduate, Universiti Teknologi Malaysia 2010.
- J. H. Ling, A. Rahman, A. Z. Hamad, et al., "Structural performance of splice connector for precast concrete structures", In: Joint conference 7th Asia Pacific Structural Engineering & Construction Conference (APSEC 2009) & 2nd European Asian Civil Engineering Forum (EACEF 2009). Pulau Langkawi, Malaysia: Universiti Teknologi Malaysia (UTM), Universitas Pelita Harapan (UPH) 2009.
- J. H. Ling, A. Rahman, A. Z. Hamid, "Performance of corrugated aluminium sleeve connector under direct tensile load", 2nd engineering conference on sustainable engineering (ENCON 08). 18–19 December Kuching, Sarawak, Malaysia: University Malaysia Sarawak (UNIMAS) 2008.
- J. H. Ling, A. Rahman, I. S. Ibrahim, et al., "Tensile performance of ribbed hollow section splice sleeve connector under direct tensile load", 2nd construction industry research achievement international conference (CIRAIC 2009). Kuala Lumpur, Malaysia: Construction research institute of Malaysia (CREAM), Construction industry development board (CIDB) 2009.
- H. Y. Loh, "Development of grouted splice sleeve and its performance under axial tension", Msc. Universiti Teknologi Malaysia 2008.
- G. K. Loo, "Parametric study of grout-filled splice sleeve integrated with flexible aluminium tube for precast concrete connection", Bsc. Universiti Teknologi Malaysia 2009.
- H. Luaay, "Analytical Modeling of Bond Stress at steel Concrete Interface Due to Corrosion", M.Sc. thesis, Ryerson University 2011.
- J. J. Luke, B. S. Hamad, J. O. Jirsa, J. E. Breen, "The Influence of Casting Position on Development and Splice Length of Reinforcing Bars", Research Report No. 242-1, Center for Transportation Research, Bureau of Engineering Research, University of Texas at Austin, Tex., p. 153, 1981.
- L. A. Lutz, P. Gergely, G. Winter, "Mechanics of Bond and Slip of Deformed Reinforcing Bars in Concrete", Research Report No. 324, Department of Civil Engineering, Cornell University, New York, USA 1966.
- H. Martin, "Bond Performance of Ribbed Bars (Pull-Out-Tests) - Influence of Concrete Composition and Consistency", International Conference – Bond in Concrete, Paisley, Scotland, pp. 289–299 (1982).
- H. Martin, P. Noakowski, "Bond behavior in reinforced concrete" (only available in German), Research Report IV, München Technical University, also 'Verbundverhalten von Betonstählen, Untersuchungen auf der Grundlage von Ausziehversuchen', Schriftenreihe of the Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 319, Berlin 1981.
- S. M. Mirza, M. J. Houde, "Study of Bond Stress-Slip Relationships in Reinforced Concrete", *ACI Journal*, **76**, 2, 19-47 (1979).
- M. A. Safan, "Behaviour of fiber reinforced concrete beams with spliced tension steel reinforcement", *Structural Engineering and Mechanics*, **43**, 5, 623-636 (2012).
- M. Moosavi, A. Jafari, A. Khosravi, "Bond of cement grouted reinforcing bars under constant radial pressure", *Cem. Concr. Comp.* **27**, 11, 103–9 (2005).
- K. Nagatomo, T. Kaku, "Bond behavior of deformed bars under lateral compressive and tensile stress", Proceeding of an international Conference, Riga Technical University 1992.
- A. H. Nilson, (1968), "Nonlinear Analysis of Reinforced Concrete by the Finite Element Method", *ACI Journal, Proceedings*, **65**, 9, 757-766 (1968).
- A. H. Nilson, "Internal Measurement of Bond-Slip", *ACI Journal Proceedings*, **69**, 7, 439-441 (1972).
- O. C. Choi, W. S. Lee, "Interfacial Bond Analysis of Deformed Bars to Concrete", *ACI Structural Journal/November-December* 2002.
- 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).
- R. Fico, "Limit States Design of Concrete Structure Reinforced with FRP Bars", PhD. thesis, University of Naples Federico 2008.
- G. Rehm, "Über die Grundlagen des Verbundes Zwischen Stahl und Beton" *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 138*, Wilhelm Ernest und Sohn, Berlin, Germany 1961.
- R. Park, T. Paulay, "Reinforced concrete structure", Textbook, ISBN 0-471-65917-7, 1975.
- RILEM/CEB/FIP, "Bond test for reinforcing steel: 2. Pullout Test", Recommendation RC 6, 1978.
- P. J. Robins, I. G. Standish, (1984), "The influence of lateral pressure upon anchorage bond" *Magazine of Concrete Research*, **36**, 129 (1984).
- S. Quayyum, "Bond Behaviour of Fibre Reinforced Polymer (FRP) Rebars in Concrete", M.Sc. thesis, The College of Graduate Studies (Civil Engineering) The University of British Columbia (Okanagan) 2010.
- Soroushian, Parviz; Choi, Ki-Bong; Park, Gill-Hyun; Aslani, Farhang, "Bond of Deformed Bars to Concrete: Effects of Confinement and Strength of Concrete", *ACI Material Journal*, **88**, 3, 227-232 (1991).
- S. Hong, S.-K. Park, "Uniaxial Bond Stress-Slip Relationship of Reinforcing Bars in Concrete", *Advances in Materials Science and Engineering*, Article ID 328570, p. 12 (2012).
- Task Group Bond Models, "Bond of Reinforcement in Concrete", State

of the art report, Federal Institute of Technology Lausanne, Swiss 2000.

R. Tepfers, "A theory of bond applied to overlapping tensile reinforcement splices for deformed bars", Publication 73:2, p. 328, Division of Concrete Structures, Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden 1973.

R. Tepfers, "Cracking of concrete cover along anchored deformed reinforcing bars", *Mag. Concr. Res.* **31**, 106, 3–12 (1979).

A. J. Tibbetts, M. G. Oliva, L. C. Bank, "Durable fiber reinforced polymer bar splice connections for precast concrete structures", *Composites & Ploycon*. Tampa, FL USA: American composites manufacturers association; 15–17 January 2009.

T. Ichinose, Y. Kanayama, Y. Inoue, J. E Bolander Jr., "size effect on bond strength of deformed bars", Institute of technology, Gokiso, Showa, Nagoya 466-8555, Japan 2004.

B. Tighiouart, B. Benmokrane, D. Gao, "Investigation of bond in concrete member with fibre reinforced polymer (FRP) bars", *Construction and Building Materials*, **12**, 453-462 (1998).

L. Torre-Casanova, L. Jason, X. Davenne, Pinelli, "Confinement effects on the steel–concrete bond strength and pull-out failure", *Engineering Fracture Mechanics*, **97**, 92–104 (2013).

R. A. Treece, J. O. Jirsa, "Bond Strength of Epoxy-Coated Reinforcing Bars", *ACI Materials Journal*, **86**, 2, 167-174 (1989).

R. E. Untrauer, R. L. Henry, "Influence of normal pressure on bond strength", *ACI J*, **65**, 5, 577–85 (1965).

X. Wang, X. A. Liu, "strain-softening model for steel–concrete bond", *Cem. Concr. Res.*, **33**, 1669–1673 (2003).

Y. Gan, "Bond Stress and slip Modeling in Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete structure", M.Sc. thesis, Department of Civil Engineering University of Toronto 2000.

J. Zuo, D. Darwin, "Bond Strength of High Relative Rib Area Reinforcing Bars", SM Report No. 46, p. 350, University of Kansas Center for Research, Lawrence, Kansas, USA, 1998.

J. Zuo, D. Darwin, "Splice Strength of Conventional and High Relative Rib Area Bars in Normal and High-Strength Concrete", *ACI Structural Journal*, **97**, 4, 630-641 (2000).