

Экспериментальное исследование прочности сцепления арматуры с цементно-песчаным бетоном

УДК 691.328.4

Николюкин А.Н.

Аспирант кафедры «Конструкции зданий и сооружений», ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет» (г. Тамбов); e-mail: valax1@yandex.ru

Ярцев В.П.

Д-р техн. наук, профессор кафедры «Конструкции зданий и сооружений», ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет» (г. Тамбов); e-mail: kzis@nnn.tstu.ru

Умнова О.В.

Канд. техн. наук, доцент, заведующая кафедрой «Конструкции зданий и сооружений», ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет» (г. Тамбов)

Мамонтов А.А.

Старший преподаватель кафедры «Конструкции зданий и сооружений», ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет» (г. Тамбов)

Коломникова И.И.

Студент, ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет» (г. Тамбов)

Печников А.С.

Студент, ФГБОУ ВО «Тамбовский государственный технический университет» (г. Тамбов)

Статья получена: 01.11.2019. Рассмотрена: 11.11.2019. Одобрена: 25.12.2019. Опубликована онлайн: 31.12.2019. ©РИОР

Аннотация. Исследовано сцепление бетона со стеклопластиковой арматурой при различных величинах ее диаметра и глубины заделки. Установлена разница в распределении касательных напряжений по глубине заделки арматурных стержней, обусловленная их диаметрами, что

отражается на характере разрушения стеклопластиковой арматуры при ее вырывании из бетона. Определены значения поправочных коэффициентов, учитывающих зависимость полноты эпюры касательных напряжений в области заделки от диаметра арматурного стержня.

EXPERIMENTAL STUDIES OF THE COUPLING STRENGTH OF REINFORCEMENT WITH CEMENT-SAND CONCRETE
Nikolyukin A.N.

Postgraduate Student, Department “Structures of Buildings and Constructions”, Tambov State Technical University, Tambov; e-mail: valax1@yandex.ru

Yartsev V.P.

Doctor of Technical Sciences, Professor, Department “Structures of Buildings and Constructions”, Tambov State Technical University, Tambov; e-mail: e-mail: kzis@nnn.tstu.ru

Umnova O.V.

Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Head of the Department “Structures of Buildings and Constructions”, Tambov State Technical University, Tambov

Mamontov A.A.

Senior Lecturer, Department, “Structures of Buildings and Constructions”, Tambov State Technical University, Tambov

Kolomnikova I.I.

Student, Tambov State Technical University, Tambov
Pechnikov A.S.

Student, Tambov State Technical University, Tambov
Manuscript received: 01.11.2019. **Revised:** 11.11.2019. **Accepted:** 25.12.2019. **Published online:** 31.12.2019. ©РИОР

Abstract. The coupling of concrete with fiberglass reinforcement at different values of its diameter and depth of sealing is investigated. The difference in the distribution of tangent stresses over the depth of reinforcement bars' sealing is determined due to their diameters, which is reflected in the nature of the destruction of fiberglass reinforcement when it is pulled out of concrete. The values of correction coefficients that take into account the dependence of the fullness of the tangent stress plot in the sealing area on the diameter of the reinforcing bar are determined. Recommendations for calculating the base length of the fiberglass reinforcement anchorage in concrete are given.

Keywords: breakout, concrete, coupling, steel rebar, composite rebar, anchor depth.

Даны рекомендации по расчету базовой длины анкеровки стеклопластиковой арматуры в бетоне.

Ключевые слова: вырыв, бетон, сцепление, стальная арматура, композитная арматура, глупина анкеровки.

Введение

Проблема совместной работы и податливости арматуры в бетоне при продольном нагружении является одной из основных для железобетона как композитного материала. Ее решению посвящено множество научных работ зарубежных и отечественных исследователей, среди которых особое значение имеют работы [1; 2]. В институте ВНИИ железобетона Б.С. Гольдфайном под руководством М.М. Холмянского изучался вопрос нормального закона сцепления арматуры с бетоном [1], который описывается формулой:

$$\tau_x = F(g_0) = B \frac{\ln(1 + \alpha g_0)}{1 + \alpha g_0}, \quad (1)$$

где B и α — это параметры сцепления;

g_0 — взаимное смещение арматурного стержня относительно массива бетона.

В работе [1] установлено, что параметры закона сцепления B и α обусловлены прочностными и деформационными характеристиками бетона, зависящими от способа его тепловлажностной обработки, вида и формы периодического профиля стальной арматуры и ряда других факторов. Для учета влияния различных технологических факторов на величину сцепления и смещения арматурного стержня используются коррелирующие коэффициенты, полученные путем лабораторных испытаний по выдергиванию стержней из бетона [1]. Ниже представлены формулы для определения данных коэффициентов:

$$B_0 = \frac{\alpha_0 d (1 + n\mu) k_0^2}{4E_s}, \quad (2)$$

где B_0 — экспериментальный эталонный параметр; E_s — модуль упругости стали; μ — коэффициент армирования; $n = E_s/E_b$ — коэффициент приведения арматуры к бетону; E_b — модуль

упругости бетона; k_0^2 — и α_0 — экспериментальные параметры сцепления, определяемые при выдергивании арматуры из бетона.

При нормальном законе сцепления уравнение 1 относительно загруженного торца принимает следующий вид [2]:

$$g_0 = \frac{1}{\alpha} \left(e^{\frac{\sigma_{0s}}{k_0}} - 1 \right). \quad (3)$$

При отклонении от эталонных условий вводятся поправочные коэффициенты:

$v_T = 0,1$ — при твердении бетона в нормальных условиях;

$v_T = 0,05$ — при твердении бетона в пропарочной камере.

Так, параметр B определяется следующей формулой:

$$B = \frac{B_0}{\left[1 + v_T \left(\frac{h}{h_0} - 1 \right) \right]}. \quad (4)$$

На основе экспериментов Оатула было установлено, что B_0 принимает следующий вид [2]:

$$B_0 = 10Bm, \quad (5)$$

где B — класс бетона по прочности на сжатие, МПа; $m = c/s$ — параметры профиля арматуры, c — высота профиля, s — шаг выступов.

При использовании нормального закона сцепления для определения глубины анкеровки следует применять таблицы, приведенные в работе [1]. Распределение напряжений по длине арматуры в бетоне, называемое М.М. Холмянским «инвариантным сцеплением», описывается формулой (6) [1]:

$$E_i [\sigma^*(X'_1)] - E_i [\sigma^*(X'_2)] = \frac{1}{\alpha} (X'_1 - X'_2), \quad (6)$$

где X'_1 и X'_2 — координаты двух различных сечений по длине анкеровки, а ось X направлена к торцу элемента; $E_i [\sigma^*(X'_1)]$ — интегральная показательная функция; $\sigma^* = \sigma(x)/k$ — относительное напряжение в сечении «х».

При использовании параметров сцепления в упругопластичном законе величину сцепления

и смещения можно определить по следующим простым соотношениям [2]: $\tau_0 = 0,345B$ и $g^* = 0,54\alpha^{-1}$.

В определенных случаях, таких как бетонирование длинноразмерных стыков панельных конструкций, бетон может обладать различными физико-механическими характеристиками (прочность, модуль упругости и др.). Кроме того, при испытании на выдергивание арматурного стержня из вертикально формованного бетонного массива было обнаружено, что сам массив имеет значительную неоднородность материала по его высоте. Это означает, что закон сцепления может быть переменным по длине анкеровки, а описывающая его функция нуждается в корректировке [1–6].

В работе [2] предложено ввести поправки в теорию сцепления с помощью учета переменности законов сцепления в зависимости от координаты анализируемого сечения, т.е. принимать их в следующем виде:

$$\tau = F(g_0, x). \quad (7)$$

Рассмотрим задачу интерполяции закона сцепления, изменение которого учитывается изменением в функции, зависящей от координаты анализируемого сечения.

Учет переменности сцепления производился с помощью ЭВМ, что на тот момент усложнило применение этого подхода в инженерных расчетах, хотя многие ученые склоняются, что он был универсален. Для упрощения расчета А.А. Оатулом была предложена следующая запись функции [2]:

$$\tau_{(g_0, x)} = Axe^{-Bg_0^2(l-x)^3}, \quad (8)$$

где A — коррелирующий коэффициент [2]; x — координата точки; l — глубина заделки стержня в бетон.

Однако для предложенной зависимости требуется величина длины анкеровки, которая в ряде случаев и является искомой. Кроме этого, данная зависимость не позволяет анализировать эмпирические данные, в которых прочность бетона постепенно увеличивается по мере удаления от плоскости приложения нагрузки.

Материалы и методы исследования

Испытания на вырыв стеклопластиковой (СПА) и металлической арматуры из бетонных кубов с размером ребра 100 мм и классом бетона по прочности В25 выполнялись согласно [8]. Бетон набирал прочность в нормальных условиях твердения в течение 90 суток. Изготавливались образцы с различными значениями диаметров арматуры и глубины ее заделки. Механические характеристики арматуры и бетона приведены в статье [6].

В процессе испытания с помощью силоизмерительного датчика фиксировалась прикладываемая нагрузка (N) и величина смещения арматуры (Δ_1) относительно верхнего торца бетона (рис. 1). Для выборки испытывалось 10 образцов.

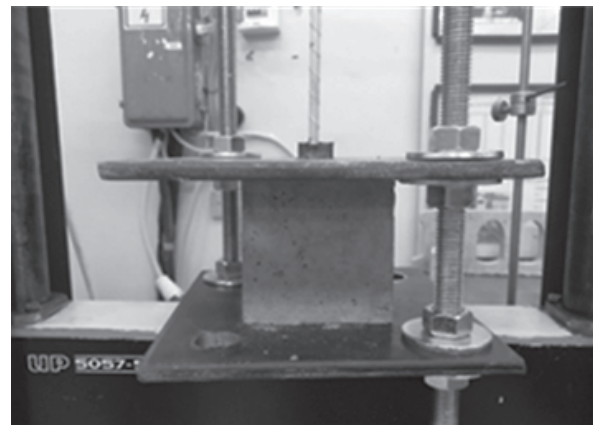
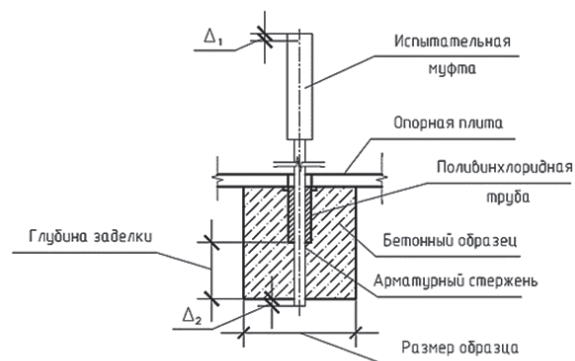


Рис. 1. Схема (а) и общий вид (б) установки для испытания на вырывание арматуры из бетонного массива

Взаимное смещение арматуры относительно бетона определялось по формуле

$$\Delta = \Delta_1 - \Delta'_a, \quad (9)$$

где Δ_1 — фиксируемая величина смещения арматурного стержня; Δl_a — удлинение участка арматуры между крепежом и опорным торцом образца, которое определялось как:

$$\Delta l_a = \frac{Nl}{AE_a}, \quad (10)$$

где l — начальная длина участка арматуры между крепежом и опорным торцом образца; A — площадь поперечного сечения участка арматурного стержня; E_a — модуль упругости арматуры.

В качестве экспериментального результата выступает величина усредненного значения касательных напряжений в зоне заделки стержня $\tau_{\text{сш}}$:

$$\tau_{\text{сш}} = \frac{N}{lP}, \quad (11)$$

где N — усилие в арматурном стержне;

l — глубина анкеровки;

$P = d\pi$ — периметр окружности арматурного стержня.

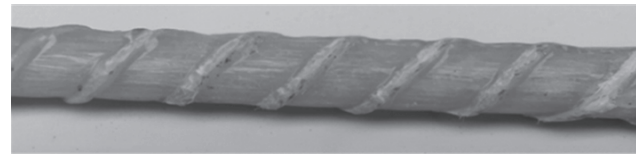
По полученным значениям строилась одна усредненная зависимость и обобщенная кривая (из выборки 10 образцов) «касательные напряжения ($\tau_{\text{сш}}$) — смещения (Δ)».

Влияние глубины заделки арматуры на прочность ее сцепления с бетоном

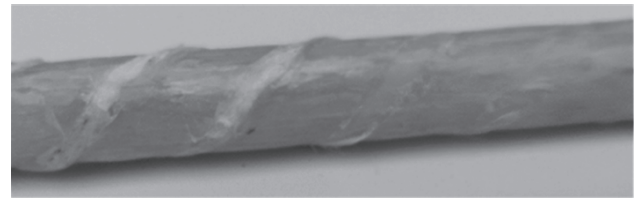
Результаты лабораторных испытаний по выдергиванию из бетона композитной и стальной арматуры показали разницу в механизме сцепления, обусловленного материалом армирования, диаметром и глубиной заделки стержней.

При отношении глубины заделки к диаметру композитного арматурного стержня $l/d = 3$ разрушение образцов происходило по бетонным консолям между профилями арматуры, так как величина прочности склеивания волокон профиля с основным стержнем позволяла сопротивляться действию перерезывающих усилий при выдергивании (рис. 2, а). При отношении $l/d = 4 \div 5$ наблюдался срез профилей композитной арматуры, что говорит об увеличении несущей способности бетонных консолей по от-

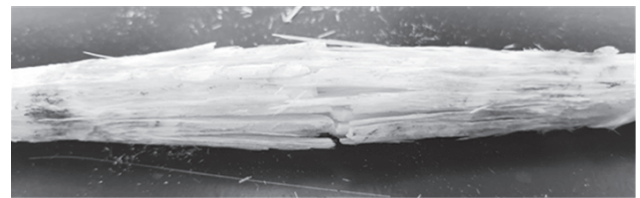
ношению к прочности арматурных профилей (рис. 2, б). В образцах с отношением $l/d \geq 6$ обнаружен разрыв арматурного стержня, вызванный превышением максимально допустимого значения сопротивления выдергиванию над расчетным сопротивлением арматуры растяжению (рис. 2, в). Путем численного моделирования механизма сцепления было подтверждено наличие концентрации напряжений в области разрушения арматуры [6].



а)



б)



в)

Рис. 2. Картина разрушения стеклопластиковой арматуры при отношении глубины заделки к диаметру арматуры: а) $l/d = 3$; б) $l/d = 4 \div 5$; в) $l/d \geq 6$

При выдергивании стальной арматуры из бетонного образца с отношением глубины заделки к диаметру арматурного стержня $l/d = 3 \div 5$ наблюдался срез бетонных консолей вследствие более высоких прочностных характеристик металла (рис. 3). При $l/d \geq 6$ происходил разрыв стержня, так как площадь зоны контакта арматуры с бетоном была значительной. В этом случае накапливались нормальные напряжения, величина которых достигала предела текучести стали, что и приводило к ее разрушению.



Рис. 3. Остатки бетонных консолей между профилями стального арматурного стержня с отношением глубины его заделки к диаметру $l/d = 3÷5$

На рис. 4 и 5 представлена интерпретация результатов экспериментального исследования.

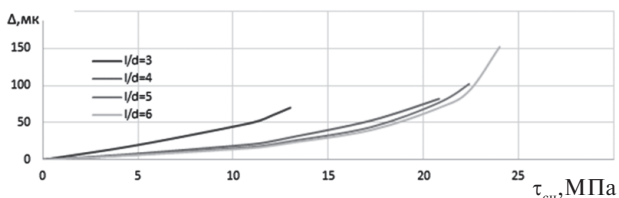


Рис. 4. Зависимости «напряжение ($\tau_{сц}$, МПа) — смещение (Δ , мк)» для образцов со стальной арматурой с различным соотношением глубины заделки к диаметру стержня (l/d) при $d = 10$ мм

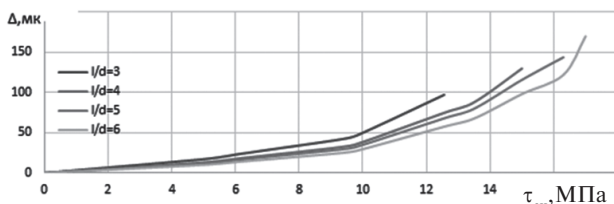


Рис. 5. Зависимости «напряжение ($\tau_{сц}$, МПа) — смещение (Δ , мк)» для образцов с СПА с различным соотношением глубины заделки к диаметру стержня (l/d) при $d = 10$ мм

Видно, что с увеличением отношения глубины заделки к диаметру стержня (l/d) вели-

чина его смещения (Δ , мк) уменьшается при одинаковых значениях $\tau_{сц}$. Вероятно, это обусловлено ростом площади контакта арматурного стержня с бетоном. Однако в случае с отношением $l/d \geq 4$ величина смещения стержня (Δ , мк) в диапазоне напряжений $(0 \div 0,45) \cdot \tau_{сц}$ не меняется вследствие упругой работы материала. Механическое зацепление арматурного профиля за бетонный массив происходит не сразу по всей глубине заделки, а планомерно сопоставимо с ростом нагрузки (рис. 6, б).

Установлено, что при вырывании образцов стеклопластиковой и стальной арматуры с отношением $l/d = 6 \div 8$ зависимости «напряжение ($\tau_{сц}$, МПа) — смещение (Δ , мк)» практически не меняются, поэтому рассматриваются графики для $l/d = 6$ (рис. 4 и 5).

Очевидно, что при отношении $l/d > 6$ у стеклопластиковой и стальной арматуры максимальная величина $\tau_{сц}$ перестает расти, из чего следует возможность введения понятия минимальной или базовой длины анкеровки арматурных стержней при определенных механических характеристиках арматуры и бетона. В нашем случае она составляет $l = 6 \cdot d$.

Влияние диаметра арматуры на ее сцепление с бетоном

Предварительные испытания бетонных образцов показали, что при уменьшении диаметра стержня несущая способность возрастала как у композитной арматуры, так и у стальной [8]

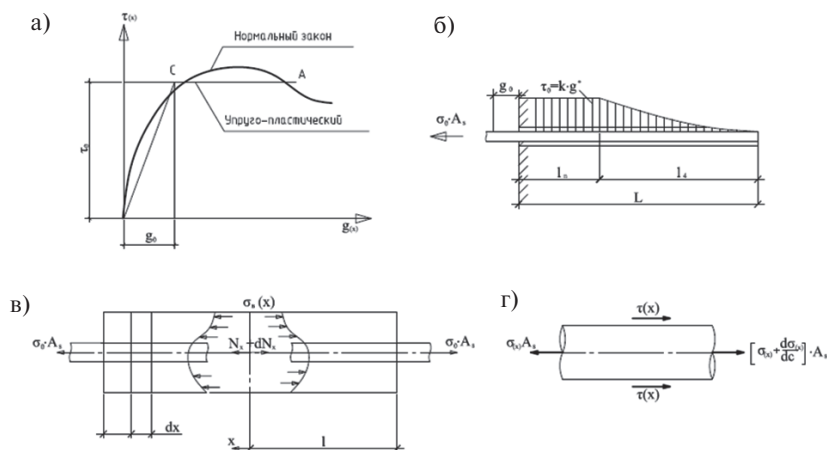


Рис. 6. Работа арматурного стержня с бетоном [1]:

a) диаграмма « $\tau - g$ »: упругопластический и нормальный закон сцепления; б) распределение напряжений сцеплений по длине арматуры при упругопластическом законе; в) расчетная схема бетонного элемента; г) расчетная схема элемента стержня длиной dx

(рис. 7 и 8). Это обусловлено уменьшением вероятности образования дефектов в материале и повышением их прочности.

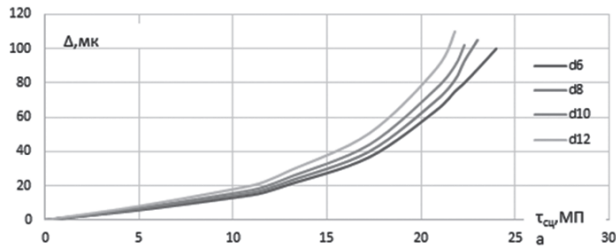


Рис. 7. Зависимости «напряжение ($\tau_{сщ}$, МПа) — смещение (Δ , мк)» для бетонных образцов со стальной арматурой различных диаметров

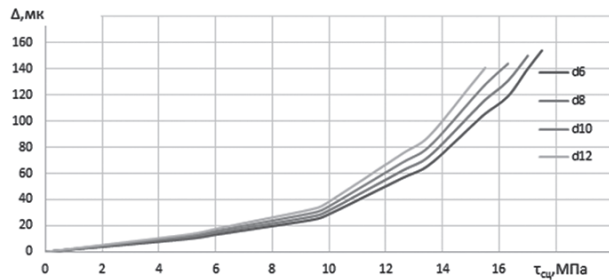


Рис. 8. Зависимости «напряжение ($\tau_{сщ}$, МПа) — смещение (Δ , мк)» для бетонных образцов с СПА различных диаметров

С увеличением диаметра композитной арматуры понижается значение межволоконной прочности слоев матрицы, что, в свою очередь, ведет к понижению контактной жесткости пары «композитная арматура — бетон».

Из рис. 7 и 8 видно, что при напряжениях $(0 \div 0,4) \cdot \tau_{сщ}$ величина смещения (Δ) имеет малое расхождение. Следовательно, нормальный закон сцепления М.М. Холмянского [1] действует на данном участке. Однако в дальнейшем величина смещения как у СПА, так и у стальной арматуры имеет расхождение в районе 5–15%, а максимальная величина напряжения $\tau_{сщ}$ с увеличением диаметра понижается вследствие уменьшения величины механического зацепления.

При нагрузке свыше 0,5 от разрушающей наблюдается снижение жесткости материала и уменьшение угла наклона касательной к графику « $\tau_{сщ}$ — Δ ». Это происходит за счет накопления дефектов в структуре материала. Из рис. 7 и 8 видно, что величина взаимного смещения в момент разрушения сцепления со-

ставляла в диапазоне 140÷160 микрон у СПА и 100÷110 микрон у стальной арматуры. Данное расхождение обусловлено разницей модулей упругости материалов ($E_{СПА}/E_{мет} \approx 3,8 \div 4,2$) [6]. С увеличением диаметра модуль упругости понижался, как следствие, наблюдается пропорциональный рост величины смещения Δ .

Анализ экспериментальных данных указывает на сложность процесса взаимодействия, происходящего между арматурой и бетоном. Существующие аналитические зависимости не охватывают весь спектр происходящих в материале изменений. Кроме того, появление новых видов арматуры и бетона не позволяет адекватно назначить глубину анкеровки. Для более качественного анализа требуется установить зависимости, учитывающие изменение величины сцепления арматуры при действии различных внешних и внутренних факторов. В связи с этим возникает необходимость разработки простой зависимости, позволяющей установить величину заделки арматуры без учета специфики материала.

Расчет глубины анкеровки

Из изложенного следует, что глубина анкеровки и величина прочности сцепления $\tau_{сщ}$ тесно связаны. Таким образом, с помощью простых операций, проведенных над расчетной формулой величины сцепления, можно вывести формулу глубины анкеровки.

Величина сцепления определяется формулой (11). Следовательно, усилие в стержне в области анкеровки принимает значение:

$$N = \tau_{сщ} l d \pi, \quad (12)$$

где $\tau_{сщ}$ — максимальная величина касательных напряжений, полученная при испытании на вырыв арматуры из бетона.

В то же время напряжения в стержне вычисляются следующим образом:

$$\sigma = \frac{4N}{d^2 \pi}. \quad (13)$$

При подстановке формулы (12) в формулу (13) получаем:

$$\sigma = \frac{4\tau_{cu}ld\pi}{d^2\pi} = \frac{4\tau_{cu}l}{d}$$

Если принять $\sigma = R_s$, формула для расчета глубины анкеровки примет вид:

$$l = \frac{dR_s}{4\tau_{cu}}, \quad (14)$$

где R_s — величина расчетного сопротивления на разрыв СПА и металлической арматуры.

С учетом данных, приведенных в работах [1; 2], следует иметь в виду, что эпюра распределения касательных напряжений имеет нелинейный характер по глубине заделки. Наблюдаются большие скачки напряжения у опорного конца с последующим их затуханием (рис. 9). Поэтому для расчета удобнее использовать усредненную величину напряжений τ_{cu} .

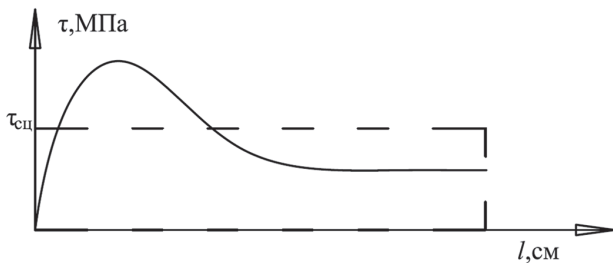


Рис. 9. Эпюра распределения касательных напряжений по глубине заделки стальной арматуры

Стеклопластиковая арматура — это композитный материал, в состав которого входят стеклопластиковое волокно и связующее, что, в свою очередь, может привести к двум основным механизмам реализации процесса разрушения: по матрице или по волокну [9–13].

Наглядное отображение НДС стеклопластиковой арматуры, возникающего при испытании ее на вырыв, представлено на рис. 10.

Механизм разрушения СПА в трехмерной форме описать следующими формулами [14]:

$$\begin{aligned} \sigma_n \geq 0, \text{ то } f_E = & \\ = \sqrt{\left[\left(\frac{1}{R_{\perp}^+} - \frac{p_{\perp\psi}^+}{R_{\perp\psi}^A} \right) \sigma_n \right]^2 + \left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}^A} \right)^2} + & \\ + \frac{p_{\perp\psi}^+}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n, & \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \sigma_n < 0, \text{ то } f_E = & \\ = \sqrt{\left[\left(\frac{p_{\perp\psi}^-}{R_{\perp\psi}^A} \right) \sigma_n \right]^2 + \left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}^A} \right)^2} + & \\ + \frac{p_{\perp\psi}^-}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n. & \end{aligned} \quad (16)$$

Так как СПА работает в сложном НДС, предлагается использовать критерий прочности *A. Puck*, включающий следующие параметры сопротивления разрушению R (критерии разрушения): $R_{\perp\parallel}^-, R_{\perp\parallel}^+, R_{\perp\perp}^-, R_{\perp\perp}^+$, параметры $R_{\perp\perp}^+, R_{\perp\perp}^-$ устанавливают точки пересечения кривой с осью σ , что соответствует разрушению материала внутри композитной арматуры [9–13]. Например, $R_{\perp\parallel}^A$ устанавливает точку пересечения с осью τ_{12} ; константа p обозначает параметры наклона разрушения матрицы арматуры; \perp и \parallel обозначают перпендикулярность и параллельность волокну соответственно.

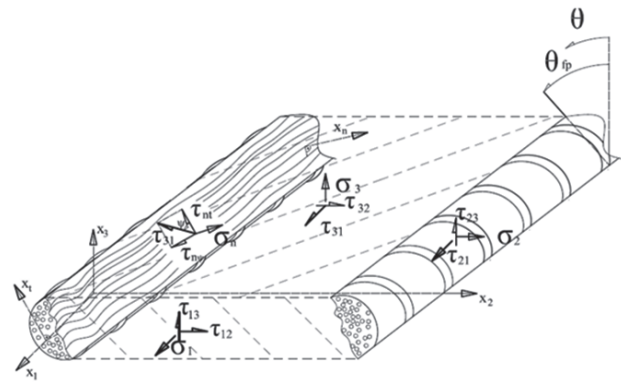


Рис. 10. Напряжения в параллельных волокнах основного стержня СПА

Из приведенных выше уравнений функция критерия разрушения формируется в плоскости разлома с использованием соответствующих напряжений. Формулировки напряжений σ_n , τ_{nt} и τ_{n1} в произвольной плоскости с углом наклона θ [14]:

$$\sigma_n = \sigma_2 \cos^2\theta + \sigma_3 \cos^2\theta + 2\tau_{23} \sin\theta \cos\theta. \quad (17)$$

$$\tau_{nt} = (\sigma_3 - \sigma_2) \sin\theta \cos\theta + \tau_{23} (\cos^2\theta - \sin^2\theta). \quad (18)$$

$$\tau_{n1} = \tau_{31} \sin\theta + \tau_{21} \cos\theta. \quad (19)$$

Чтобы найти f_E , требуется установить угол θ , под которым будет происходить разрушение. Аналитическое решение для угла разлома θ доступно только для плоского напряженного состояния. Предполагается, что константы связаны с прочностными характеристиками СПА

$$\frac{p_{\perp\perp}^-}{R_{\perp\perp}^A} = \frac{p_{\perp\parallel}^-}{R_{\perp\parallel}}. \text{ Однако испытания на вырыв композитной арматуры различного диаметра показали, что величины } R_{\perp\parallel}^-, R_{\perp\parallel}^+, R_{\perp\perp}^-, R_{\perp\perp}^+ \text{ будут изменяться. При этом соотношение констант}$$

$\frac{p_{\perp\perp}^-}{R_{\perp\perp}^A} = \frac{p_{\perp\parallel}^-}{R_{\perp\parallel}}$ будет сохраняться независимо от диаметра арматуры.

Установлено, что при отношении глубины заделки к диаметру $l/d \geq 6$ разрушение СПА происходит по матрице. Если брать за основу расчета прочности композитной арматуры ранее используемый критерий *A. Puck*, то формула принимает вид:

$$f_m = \frac{\sigma_2^2}{Y_t Y_c} + \left(\frac{\tau_{12}}{S} \right)^2 + \left(\frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c} \right) \sigma_2, \quad (20)$$

где Y_t, Y_c — предел прочности материала на одноосное растяжение и сжатие [11];

S — предел прочности материала на сдвиг [11].

Экспериментально подтверждено, что при увеличении диаметра стержня значения параметров $R_{\perp\parallel}^-, R_{\perp\parallel}^+, R_{\perp\perp}^-, R_{\perp\perp}^+$ становятся меньше при одинаковом угле разрушения матрицы (см. формулы 14 и 15). Из изложенного следует, что с увеличением диаметра арматурного стержня межволоконная прочность композитной арматуры понижается и, как следствие, уменьшается жесткость контактной пары «арматура — бетон» [15–26]. Распределение касательных напряжений в бетоне по глубине заделки в случае стеклопластиковой арматуры является более равномерным, с менее выраженным скачком, характерным для стальной арматуры (рис. 6 и 9).

Базовую длину анкеровки для композитной и стальной арматуры $l_{0,an}$ следует рассчитывать по формуле (14). При этом необходимо ввести

коэффициент полноты ω эпюры сцепления $\tau_{ци}$.

$$l_{0,an} = \frac{dR_s}{4\omega\tau_{ци}}. \quad (21)$$

Для стальной арматуры М.М. Холмянским и А.А. Оатулом значения поправочного коэффициента ω принимаются в пределах от 0,48 до 0,62.

Посредством механических испытаний авторами данной статьи были получены значения ω для стеклопластиковой арматуры (табл. 1).

Таблица 1

Значения поправочного коэффициента ω полноты эпюры сцепления в зависимости от диаметра стержня стеклопластиковой арматуры

d , мм	4–8	8–12	12–16	16–24	24–32	32–45
ω	0,95	0,92	0,9	0,86	0,83	0,78

Выводы

1. Получены экспериментальные зависимости величины смещения арматурного стержня относительно бетона при различной глубине заделки и диаметрах композитной и стальной арматуры.
2. Установлена рекомендуемая минимальная глубина анкеровки стержня, составляющая не менее шести диаметров арматурного стержня. Выявлено, что с увеличением диаметра стержня стеклопластиковой арматуры понижается значение межволоконной прочности слоев ее матрицы, связанное с уменьшением величины критериев $R_{\perp\parallel}^-, R_{\perp\parallel}^+, R_{\perp\perp}^-, R_{\perp\perp}^+$. В свою очередь, это способствует снижению жесткости контактной пары «композитная арматура — бетон» и приводит к понижению максимального значения $\tau_{ци}$.
3. Получена формула, позволяющая определить глубину заделки арматурных стержней через величину напряжения их сцепления $\tau_{ци}$ с бетоном при условии, что максимальные напряжения в стержне равны расчетному сопротивлению растяжению композитной и стальной арматуры. Также установлены коэффициенты полноты ω эпюры касательных напряжений для СПА.

Литература

1. Холмянский М.М. Контакт арматуры с бетоном [Текст] / М.М. Холмянский. — М.: Стройиздат, 1981. — 184 с.
2. Оатул А.А. Предложения к построению теории сцепления арматуры с бетоном [Текст] / А.А. Оатул // Бетон и железобетон. — 1968. — № 12. — С. 8–10.
3. Бенин А.В. Математическое моделирование процесса разрушения сцепления арматуры с бетоном. Ч. 1. Модели с учетом несплошности соединения [Текст] / А.В. Бенин [и др.] // Инженерно-строительный журнал. — 2013. — № 5. — С. 86–144.
4. Бенин А.В. Деформирование и разрушение железобетона: аналитические, численные и экспериментальные исследования [Текст]: монография / А.В. Бенин;. — СПб.: Изд-во ПГУПС, 2006. — 127 с.
5. Гиздатуллин А.Р. Особенности испытаний и характер разрушения полимеркомпозитной арматуры [Текст] / А.Р. Гиздатуллин [и др.] // Инженерно-строительный журнал. — 2014. — № 3. — С. 40–47.
6. Николоюкин А.Н. Экспериментальные исследования прочности сцепления стеклопластиковой арматуры с цементно-песчаным бетоном [Текст] / А.Н. Николоюкин [и др.] // Транспортные сооружения. — 2019. — Т. 6. — № 1. — DOI: 10.15862/02SATS119.
7. Duan Z.H., Kou S.C., Poon C.S. Prediction of compressive strength of recycled aggregate concrete using artificial neural networks // *Constr. Build Mater.* 2013. Vol. 40. P. 1200–1206.
8. ГОСТ 31938-2012. Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Общие технические условия. НИИБЖ им. А.А. Гвоздева [Текст]. — М., 2013. — 42 с.
9. Хозин В.Г. Сцепление полимеркомпозитной арматуры с цементным бетоном [Текст] / В.Г. Хозин [и др.] // Известия КГАСУ. — 2013. — № 1. — С. 214–220.
10. Далинкевич А.А. Современные базальтовые волокна и полимерные композиционные материалы на их основе (обзор) [Текст] / А.А. Далинкевич [и др.] // Конструкции из композиционных материалов. — 2010. — № 3. — С. 37–54.
11. Гутников С.И. Стекланные волокна [Текст]: учеб. пособие / С.И. Гутников, Б.И. Лазорьяк, А.Н. Селезнев. — М.: МГУ им. М.В. Ломоносова, 2010. — 53 с.
12. Grassl P., Davies T. Lattice modelling of corrosion induced cracking and bond in reinforced concrete // *Cement and Concrete Composites.* 2011. Vol. 33. № 9. P. 918–924.
13. Puck A. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix Laminaten. Carl Hanser. 1996. Amleh L., Ghosh A. Modeling the effect of corrosion on bond strength at the steel-concrete interface with finite element analysis // *Can. J. Civ. Eng.* 2006. Vol. 33. P. 673–682.
14. Римшин И.В. Феноменологические исследования величины сцепления базальтопластиковой арматуры с бетоном [Текст] / И.В. Римшин, Ю.О. Кустикова // Известия ЮЗГУ. Серия «Техника и технологии». — 2011. — № 1. — С. 27–31.
15. Кудряков К.Л. Прочность и трещиностойкость изгибаемых бетонных элементов с базальтофибровым и стержневым стеклокомпозитным армированием при статическом и кратковременном динамическом нагружении [Текст]: автореф. дис. ... канд. техн. наук / К.Л. Кудряков. — Таганрог: Изд-во ТГАСУ, 2018. — С. 208.
16. Коковцева А.В. Моделирование процесса выдергивания стеклопластиковой арматуры из бетонного блока [Текст] / А.В. Коковцева, С.Г. Семенов // Сб. трудов конференции с международным участием «XIII неделя науки СПбГПУ». — 2013. — С. 182–184.
17. Гутников С.И. Стекланные волокна [Текст]: учеб. пособие / С.И. Гутников, Б.И. Лазорьяк. — М.: Изд-во МГУ, 2010. — 53 с.
18. Yalciner H., Eren O., Serhan S. An experimental study on the bond strength between reinforcement bars and concrete as a function of concrete cover, strength and corrosion level // *Cem. Concr.* 2012. No. 14. P. 643–655.
19. Николоюкин А.Н. Численное моделирование композитной арматуры для задачи сцепления с бетоном [Текст] / А.Н. Николоюкин, В.П. Ярцев // Вестник Белгород. гос. технологического ун-та им. В.Г. Шухова. — 2019. — № 5. — С. 56–65.
20. Nikol'yukin A.N., Yartsev V.P. Modeling the coupling of reinforcement in concrete based on an artificial neural network // *Russian Journal of Building Construction and Architecture.* — 2019. — № 3. — С. 6–16.
21. Yartsev V. Giyasov B., Nikol'yukin A., Abdul Barei Danish, Giyasova I., Aljaboobi D. The impact of high-rise buildings on the living environment. E3S Web of Conferences Ser. High-Rise Construction. — 2019. — С. 10–16.
22. Mermerdas K., Guneyisi E., Gesoglu M., Ozturan T. Experimental evaluation and modeling of drying shrinkage behavior of metakaolin and calcined kaolin blended concretes // *Constr. Build. Mater.* 2013. No. 43. P. 337–347.
23. Adhikary B.B., Mutsuyoshi H. Prediction of shear strength of steel fiber RC beams using neural networks // *Constr. Build. Mater.* 2006. No. 20(9). P. 801–811.
24. Николоюкин А.Н. Анализ напряженно-деформированного состояния бетона и арматуры в области их зацепления в программном комплексе ANSYS [Текст] / А.Н. Николоюкин [и др.] // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. — 2019. — № 11. — С. 43–52. — DOI: 10.34031/2071-7318-2019-4-11-43-52.

References

1. Holmyanskij M.M. *Kontakt armatury s betonom* [Contact reinforcement with concrete]. Moscow: Strojizdat Publ., 1981. 184 p.
2. Oatul A.A. *Predlozheniya k postroeniyu teorii scephleniya armatury s betonom* [Proposals for the construction of the theory of adhesion of reinforcement to concrete]. *Beton i zhelezobeton* [Concrete and reinforced concrete]. 1968, I. 12, pp. 8–10.
3. Benin A.V. *Matematicheskoe modelirovanie processa razrusheniya scephleniya armatury s betonom. Modeli s uchetom nesploshnosti soedineniya* [Mathematical modeling of the process of fracture adhesion of reinforcement with concrete. Models taking into account the discontinuity of the connection]. *Inzhenerno-stroitel'nyj zhurnal* [Civil Engineering Journal]. 2013, I. 5, pp. 86–144.
4. Benin A.V. *Deformirovanie i razrushenie zhelezobetona: analiticheskie, chislennye i eksperimental'nye issledovaniya* [Deformation and fracture of reinforced concrete: analytical, numerical and experimental studies]. PGUPS Publ., St. Petersburg, 2006. 127 p.
5. Gizdatullin, A.R. *Osobennosti ispytaniy i harakter razrusheniya polimerkompozitnoj armatury* [Test features and the nature of the destruction of polymer composite reinforcement]. *Inzhenerno-stroitel'nyj zhurnal* [Civil Engineering Journal]. 2014, I. 3, pp. 40–47.

6. Nikolyukin A.N., Yarcev V.P., Kolomnikova I.I. Eksperimental'nye issledovaniya prochnosti scepneniya stekloplastikovoj armatury s cementnopeschanyim betonom [Experimental studies of the adhesion strength of fiberglass reinforcement with cement-sand concrete]. *Transportnye sooruzheniya* [Transport facilities]. 2019, V. 6, I. 1.
7. Duan ZH., Kou SC., Poon CS. (2013) Prediction of compressive strength of recycled aggregate concrete using artificial neural networks // *Constr. Build. Mater.* № 40. P. 1200–1206.
8. GOST 31938-2012. Armatura kompozitnaya polimernaya dlya armirovaniya betonnykh konstrukcij [GOST 31938-2012. Polymer composite reinforcement for reinforcing concrete structures]. *Obshchie tekhnicheskie usloviya. NIIBZh im. A.A. Gvozdeva* [General specifications. NIIBZH named after A.A. Gvozdev]. Moscow, 2013. 42 p.
9. Hozin V.G. Scepnenie polimerkompozitnoj armatury s cementnym betonom [The adhesion of polymer composite reinforcement with cement concrete]. *Izvestiya KGASU* [Izvestiya KGASU]. 2013, I. 1, pp. 214–220.
10. Dalinkevich A.A. Sovremennye bazal'tovye volokna i polimernye kompozitsionnye materialy na ih osnove (obzor) [Modern basalt fibers and polymer composite materials based on them (review)]. *Konstrukcii iz kompozitsionnykh materialov* [Designs from composite materials]. 2010, I. 3, pp. 37–54.
11. Gutnikov S.I., Lazoryak B.I., Seleznev A.N. *Steklyannye volokna* [Glass fibers]. Moscow: MGU im. M.V. Lomonosova Publ., 2010. 53 p.
12. Grassl P., Davies T. Lattice modelling of corrosion induced cracking and bond in reinforced concrete // *Cement and Concrete Composites*. 2011. Vol. 33. I. 9. P. 918–924.
13. Puck A. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix Laminaten. Carl Hanser. 1996. Amleh L., Ghosh A. Modeling the effect of corrosion on bond strength at the steel-concrete interface with finiteelement analysis // *Can. J. Civ. Eng.* 2006. Vol. 33. P. 673–682.
14. Rimshin I.V. Kustikova Yu.O. Fenomenologicheskie issledovaniya velichiny scepneniya bazal'toplastikovoj armatury s betonom [Phenomenological studies of the adhesion of basalt-plastic reinforcement to concrete]. *Izvestiya YuZGU. Seriya Tekhnika i tekhnologii* [Bulletin of South-Western State University. Series Technique and technology]. 2011, I. 1, pp. 27–31.
15. Kudyakov K.L. *Prochnost' i treshchinostojkost' izgibaemykh betonnykh elementov s bazal'tofibrovym i sterzhnevym steklokompozitnym armirovaniem pri staticheskom i kratkovremennom dinamicheskom nagruzhении. Kand. Diss.* [Strength and crack resistance of flexible concrete elements with basalt fiber and rod glass composite reinforcement under static and short-term dynamic loading. Cand. Diss.]. TGASU Publ., 2018, p. 208.
16. Kokovceva A.V., Semenov S.G. Modelirovanie processa vydergivaniya stekloplastikovoj armatury iz betonnoogo bloka [Modeling the process of pulling fiberglass reinforcement from a concrete block]. *Sbornik trudov konferencii c mezhdunarodnym uchastiem «XIII nedelya nauki SPBGPU»* [Proceedings of the conference with international participation “XIII week of science of St. Petersburg Polytechnic University”]. 2013, pp. 182–184.
17. Gutnikov S.I., Lazoryak B.I. *Steklyannye volokna* [Glass fibers]. Moscow: MGU im. M.V. Lomonosova Publ., 2010. 53 p.
18. Yalciner H., Eren O., Serhan S. An experimental study on the bond strength between reinforcement bars and concrete as a function of concrete cover, strength and corrosion level. *Cem Concr.* 2012. No. 14. P. 643–655.
19. Nikolyukin A.N., Yarcev V.P. Chislennoe modelirovanie kompozitnoj armatury dlya zadachi scepneniya s betonom [Numerical modeling of composite reinforcement for the problem of adhesion to concrete]. *Vestnik Belgorodskogo gosudarstvennogo tekhnologicheskogo universiteta im. V.G. Shuhova* [Bulletin of the Belgorod State Technological University]. 2019, I. 5, pp. 56–65.
20. Nikolyukin A.N., Yartsev V.P. Modeling the coupling of reinforcement in concrete based on an artificial neural network. *Russian Journal of Building Construction and Architecture*. 2019, I. 3, pp. 6–16.
21. Yartsev V. Giyasov B., Nikolyukin A., Abdul Barei Danish, Giyasova I., Aljaboobi D. The impact of high-rise buildings on the living environment. *E3S Web of Conferences Ser. High-Rise Construction*. 2019, pp. 10–16.
22. Mermerdas K., Guneyisi E., Gesoglu M., Ozturan T. Experimental evaluation and modeling of drying shrinkage behavior of metakaolin and calcined kaolin blended concretes // *Constr. Build. Mater.* No. 43. 2013. P. 337–347.
23. Adhikary B.B., Mutsuyoshi H. Prediction of shear strength of steel fiber RC beams using neural networks // *Constr. Build Mater.* 2006. No. 20 (9). P. 801–811.
24. Nikolyukin A.N., Yarcev V.P., Mamontov S.A., Kolomnikova I.I., Al' Vard A.M. Analiz napryazhenno-deformirovannogo sostoyaniya betona i armatury v oblasti ih zacepleniya v programnom komplekse ANSYS [Analysis of the stress-strain state of concrete and reinforcement in the area of their engagement in the ANSYS software package]. *Vestnik BGTU im. V.G. Shuhova* [Bulletin of BSTU named after V.G. Shukhov]. 2019, I. 11, pp. 43–52. DOI: 10.34031/2071-7318-2019-4-11-43-52.