

НАНЬ ЯНЬ

Факультет гражданского строительства и Совместный инновационный центр строительного дела и безопасности зоны морского экономического развития Шаньдун Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

СЮЭИН ЛЮ

Факультет гражданского строительства Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

МИНИ ЧЖАН

Факультет гражданского строительства и Совместный инновационный центр строительного дела и безопасности зоны морского экономического развития Шаньдун Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

СЯОЮЙ БАЙ

Факультет гражданского строительства и Совместный инновационный центр строительного дела и безопасности зоны морского экономического развития Шаньдун Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай; baixiaoyu538@163.com

ЧЖЭН КУАН

Факультет гражданского строительства Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

ЮНФЭН ХУАН

Факультет гражданского строительства Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

ДЭШЭН ЦЗИН

Факультет гражданского строительства Технологического университета Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

ЦЗЮНЬ ЯНЬ

Научно-исследовательский институт геоинженерии Циндао; Ключевая лаборатория геологии и ресурсов подземного пространства городов при Управлении геологии и минеральных ресурсов провинции Шаньдун, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

ЦУЙЦУЙ ЛИ

Строительная компания Циндао, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай

ЧЖУНШЭН ВАН

Научно-исследовательский институт геоинженерии Циндао; Ключевая лаборатория геологии и ресурсов подземного пространства городов при Управлении геологии и минеральных ресурсов провинции Шаньдун, г. Циндао, пров. Шаньдун, Китай



Источник фото: rtrumer.ru/stalnye-buroinekcionnye-ankery/
Photo source: rtrumer.ru/stalnye-buroinekcionnye-ankery/

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ КРИТИЧЕСКОЙ ДЛИНЫ АНКЕРОВ, ПРОТИВОДЕЙСТВУЮЩИХ ГИДРОСТАТИЧЕСКОМУ ПОДЪЕМУ

АННОТАЦИЯ

Предлагаем вниманию читателей немного сокращенный адаптированный перевод статьи китайских авторов «Аналитический расчет критической длины стальных и стеклопластиковых стержневых анкеров в скальном основании, противодействующих гидростатическому подъему» (Nan Yan et al., 2021). Эта статья была опубликована в 2021 году в рецензируемом журнале *Mathematical Problems in Engineering* («Математические проблемы в инженерном деле») египетским научным издательством Hindawi Publishing Corporation («Хиндави»). Она находится в открытом доступе на сайте Hindawi в соответствии с лицензией Creative Commons Attribution License (CC BY). Эта лицензия позволяет распространять, модифицировать, микшировать, адаптировать, переводить и использовать эту работу, даже в коммерческих целях, при условии ссылки на первоисточник и указания типов изменений. В нашем случае полная ссылка приведена в конце статьи.

При строительстве плитных фундаментов широко используются анкеры, противодействующие гидростатическому подъему, или всплытию (далее – анкеры). Однако существующие методы расчета критической длины этих анкеров обладают ограниченными возможностями и поэтому требуют дальнейших исследований. Поскольку механизмы, управляющие их смещениями и устойчивостью, схожи с таковыми для анкерных свай, была разработана упрощенная модель анкера на основе существующих моделей передачи сдвиговых усилий для концентрических (коаксиальных) тонкостенных цилиндрических элементов, используемых при проектировании анкерных свай.

Авторами представленной статьи (Nan Yan et al., 2021) аналитически были получены формулы для определения критической длины стержневых анкеров со стальным и композитным стеклопластиковым стержнем в скальных грунтах. Затем была выполнена валидация использованного аналитического метода с помощью примеров реальных измерений при испытаниях в полевых условиях.

Результаты исследований показали, что если длина анкера меньше критической, то между анкером и окружающим материалом возникает проскальзывание из-за чрезмерного напряжения сдвига. Когда длина приближается к критической, напряжения сдвига постепенно

уменьшаются до ненарушенного состояния. Если она превышает критическую, то подъемные гидростатические силы безопасно передаются грунту, не вызывая нарушений.

Было обнаружено, что соотношение модулей упругости анкера и вмещающего скального грунта положительно коррелирует с критической длиной анкера. Поскольку модуль упругости стеклопластиковых стержней ниже, чем у стальных, критическая длина первых больше, чем у вторых, при одинаковом соотношении модулей упругости стержня и скальной породы (E_a/E_s).

На основе выполненных исследований представляется, что предложенный метод расчета критической длины анкеров дает достаточно достоверные результаты и после дальнейшей доработки может послужить теоретической основой для проектирования анкеров, препятствующих гидростатическому всплытию фундаментов зданий и сооружений.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА:

стальные стержневые анкеры; стеклопластиковые стержневые анкеры; анкеры, противодействующие гидростатическому всплытию (подъему); анкерные сваи; скальное основание; критическая длина; аналитический расчет.

ССЫЛКА ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ:

Нань Янь, Сюэин Лю, Мини Чжан, Сяюй Бай, Чжэн Куан, Юнфэн Хуан, Дэшэн Цзин, Цзюнь Янь, Цуйцуй Ли, Чжуншэн Ван. Аналитический расчет критической длины анкеров, противодействующих гидростатическому подъему // Геоинфо. 2023. № 6. С. 46–56 DOI:10.58339/2949-0677-2023-5-6-46-56

ANALYTICAL CALCULATION OF THE CRITICAL LENGTHS OF ANTIFLOATING ANCHORS

NAN YAN

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China; Cooperative Innovation Center of Engineering Construction and Safety, Shandong Blue Economic Zone, Qingdao University of Technology, Qingdao, China

XUEYING LIU

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China

MINGYI ZHANG

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China; Cooperative Innovation Center of Engineering Construction and Safety, Shandong Blue Economic Zone, Qingdao University of Technology, Qingdao, China

XIAOYU BAI

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China; Cooperative Innovation Center of Engineering Construction and Safety, Shandong Blue Economic Zone, Qingdao University of Technology, Qingdao, China; baixiaoyu538@163.com

ZHENG KUANG

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China

YONGFENG HUANG

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China

ABSTRACT

We bring to the attention of the readers a slightly abridged and adapted translation of the article “Analytical calculation of critical anchoring length of steel bar and GFRP antifloating anchors in rock foundation” by Chinese authors (Nan Yan et al., 2021). It was published in 2021 in the peer-reviewed journal “Mathematical Problems in Engineering” by the Egyptian scientific publisher “Hindawi Publishing Corporation”. This article is in the open access on the Hindawi website under the Creative Commons Attribution License (CC BY), which allows it to be distributed, modified, remixed, translated, adapted, and used for any purpose (even commercial one) provided that the types of changes are noted and the original source is referred to. In our case, the reference to the original paper (Nan Yan et al., 2021) is given at the end.

Antifloating anchors are widely used during the construction of slab foundations to prevent uplift. However, existing methods for calculating the critical length of these anchors have limited capabilities and therefore require further research. As the mechanisms which govern the displacement and stability of antifloating anchors are closely related to those of piles subject to uplift, a simplified anchor model has been developed based on existing concentric thin-walled cylinder shear transfer models used for pile design.

Analytical expressions for the critical length of the steel bar and GFRP (glass fiber reinforced polymer) antifloating anchors in rock are derived accordingly before demonstrating the validity of the method through engineering examples.

The research results show that when the length of an antifloating anchor is less than a critical length, shear slip failure occurs between the anchor and surrounding material due to excessive shear stress. When the length of an anchor approaches the critical length, the shear stress gradually decreases to the undisturbed state. If the anchor length is larger than the critical length, the uplift loads are safely transferred to the ground without causing failure.

The ratio of elastic moduli of the anchor and rock mass was found to be positively correlated with the critical anchoring length. Because the elastic modulus of GFRP bars is lower than that of steel bars, the critical anchoring length of GFRP bars is greater than that of steel bars under the same anchor-to-rock modulus ratio (E_a/E_s).

DESHENG JING

School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao, China

JUN YAN

The Key Laboratory of Urban Geology and Underground Space Resources; Shandong Provincial Bureau of Geology and Mineral Resources, Qingdao, China

CUICUI LI

Qingdao Construction Group, Qingdao, China

ZHONGSHENG WANG

The Key Laboratory of Urban Geology and Underground Space Resources; Shandong Provincial Bureau of Geology and Mineral Resources, Qingdao, China

The results show that the proposed calculation method for the critical lengths of antifloating anchors appears valid and could provide a theoretical basis for the design of antifloating anchors after further refinement.

KEYWORDS:

steel bar anchors; GFRP anchors; antifloating anchors; anchor piles; rock foundation; critical length; analytical calculation.

FOR CITATION:

Nan Yan, Xueying Liu, Mingyi Zhang, Xiaoyu Bai, Zheng Kuang, Yongfeng Huang, Desheng Jing, Jun Yan, Cuicui Li, Zhongsheng Wang. Analiticheskiy raschet kriticheskoy dliny ankerov, protivodeystvuyushchih gidrostaticheskomu pod'emmu [Analytical calculation of the critical lengths of antifloating anchors] // Geoinfo. 2023. № 6. P. 46–56 DOI:10.58339/2949-0677-2023-5-6-46-56 (in Rus.).

ВВЕДЕНИЕ ▶

Анкеры, противодействующие гидростатическому всплытию, или подъему, плитных фундаментов (далее – анкеры) широко используются, так как они вызывают лишь небольшие концентрации напряжений, имеют простую технологию строительства и низкую стоимость [1–3]. Традиционные анкеры со стальными стержнями доказали свою эффективность в различных условиях, но они имеют короткий расчетный срок службы в суровых условиях с вызывающими коррозию подземными водами или электрическими токами, создаваемыми железнодорожной инфраструктурой. Это ограничение могут преодолеть неметаллические анкеры, среди которых стали особо выделяться анкеры из армированных стекловолокном полимеров (GFRP, композитные стекловолоконные анкеры) благодаря таким преимуществам, как высокая прочность на растяжение, устойчивость к коррозии и электромагнитным помехам, а также низкая стоимость [4–7].

В последние годы многие ученые в Китае и других странах проводили исследования эффективности анкеров.

Так, Чжан и др. [8] предложили нестационарную модель (с изменениями во времени) для описания зависимостей «нагрузка – деформация» для грунтовых нагелей из стеклопластика в процессе вытягивания (выдергивания) из грунта путем наблюдения за непрерывным взаимодействием между стеклопластиковыми нагелями и песком. Также ими были проведены реальные испытания для проверки достоверности предложенной аналитической модели.

Трехо и др. [9] исследовали поведение стеклопластиковых стержней, заделанных в бетон, в течение 7 лет. Чтобы лучше оценить потери несущей способности

и соответствующие коэффициенты, необходима вероятностная модель изменений несущей способности встроенных в бетон стеклопластиковых стержней во времени. Чтобы улучшить работу анкера, длину его стержня обычно увеличивают.

Однако Бай и др. [10] в ходе полевых испытаний на выдергивание (вытягивание) анкеров обнаружили, что существует критическая длина их стальных и стеклопластиковых стержней, то есть анкер на определенной глубине уже не будет испытывать напряжений. Это указывает на то, что неограниченное увеличение его длины не может постоянно улучшать характеристики его работы против гидростатического всплытия и только приведет к выбросу на ветер материалов и увеличению стоимости. Поэтому для повышения эффективности строительства и экономии затрат очень важно найти точный метод расчета критической длины анкеров со стальными и стеклопластиковыми стержнями.

К настоящему времени имеется мало сообщений о методах расчета критической длины стальных и стеклопластиковых анкеров в скальных основаниях.

В исследовании, представленном в настоящей статье, был разработан метод расчета критической длины стальных и стеклопластиковых анкеров при объединении сдвиговой модели деформирования идеальных концентрических (коаксиальных) тонкостенных цилиндров и упрощенной модели распределения напряжений сдвига.

Была проверена достоверность предложенного метода путем сопоставления с результатами реальных измерений при испытаниях в полевых условиях и рассмотрено влияние соотношения модулей упругости анкера и скального грунта (E_a/E_s) на величину критической длины его стержня.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ▶

Расчеты геотехнических смещений ▶

Учитывая, что механизм работы анкера против гидростатического подъема схож с таковым для анкерной сваи, для анализа работы такого анкера используются соответствующие теоретические основы для анкерной сваи. Если принять, что грунтовый массив, который вмещает анкер, является идеально упругим телом, а вещество, скрепляющее стержень анкера со стенками скважины, обладает теми же свойствами, что и окружающий грунт (скальный или дисперсный), без учета увеличения вертикального напряжения, то деформирование грунта под действием вытягивающей нагрузки может быть представлено с помощью сдвиговой модели идеальных концентрических (коаксиальных) тонкостенных цилиндров (рис. 1) [11, 12].

Анкер взаимодействует с окружающим грунтом, передавая вытягивающую нагрузку на прилегающие к нему и друг другу концентрические цилиндры (через n цилиндров). Используя метод выбора элементарных ячеек для решения трехмерных осесимметричных задач в рамках теории упругости, выбирают два цилиндра, разделенных расстоянием dr , две вертикальные плоскости на расстоянии $d\theta$ друг от друга и две горизонтальные плоскости, ограниченные тончайшим шестигранником, на расстоянии друг от друга, равном dz .

Поскольку модель концентрических (коаксиальных) цилиндров относится к осесимметричным задачам, в элементе тела из двух соседних цилиндров действуют только нормальные напряжения и вертикальные (осевые) напряжения сдвига. Для двух соседних плоскостей имеются только нормальные и радиаль-

ные напряжения сдвига. Для двух соседних вертикальных плоскостей существует только кольцевое напряжение, а приращение равно нулю. Силы, действующие на элементарную ячейку (см. рис. 1), отражены на рисунке 2.

Как показано на рисунке 1, равновесие крутящих моментов модели относительно оси Z может быть получено при равенстве с усилием, приложенным к элементарной ячейке (см. рис. 2):

$$\tau_0 r_0 = \tau_{rz} r, \quad (1)$$

где τ_0 – напряжение сдвига на границе раздела между анкером и окружающим грунтом, r_0 – радиус анкера; r – расстояние между элементарной ячейкой и вертикальной осью цилиндров Z ; τ_{rz} – напряжение сдвига, действующее на цилиндр вдоль оси Z .

Исходя из рисунка 2 и игнорируя физическое усилие для элементарной ячейки, можно получить следующее уравнение равновесия пространственной осесимметричной задачи теории упругости:

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} - \frac{\tau_{rz}}{r} = 0. \quad (2)$$

Когда на анкер действует растягивающая сила, изменение напряжения сдвига элементарной ячейки в грунте намного больше, чем для вертикального нормального напряжения. Поэтому можно принять, что:

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0, \quad (3)$$

то есть этим отношением можно пренебречь. Тогда уравнение (2) примет вид:

$$\frac{\partial \tau_{rz} \cdot r}{\partial r} = \tau_{rz}. \quad (4)$$

Интегрирование обеих частей уравнения (4) и объединение с уравнением (1) даст следующую формулу:

$$\tau_{rz} = \frac{\tau_0 r_0}{r}. \quad (5)$$

Приняв, что смещение элементарной ячейки на рисунке 2 в направлении оси Z равно ω , смещение в направлении r равно μ , а круговое смещение (в направлении θ) равно нулю, сдвиговое смещение можно выразить так:

$$\gamma_{rz} = \frac{\tau_{rz}}{G_s} = \frac{\partial \mu}{\partial z} + \frac{\partial \omega}{\partial r}, \quad (6)$$

где γ_{rz} – смещение сдвига элементарной ячейки; G_s – модуль сдвига вмещающего грунта.

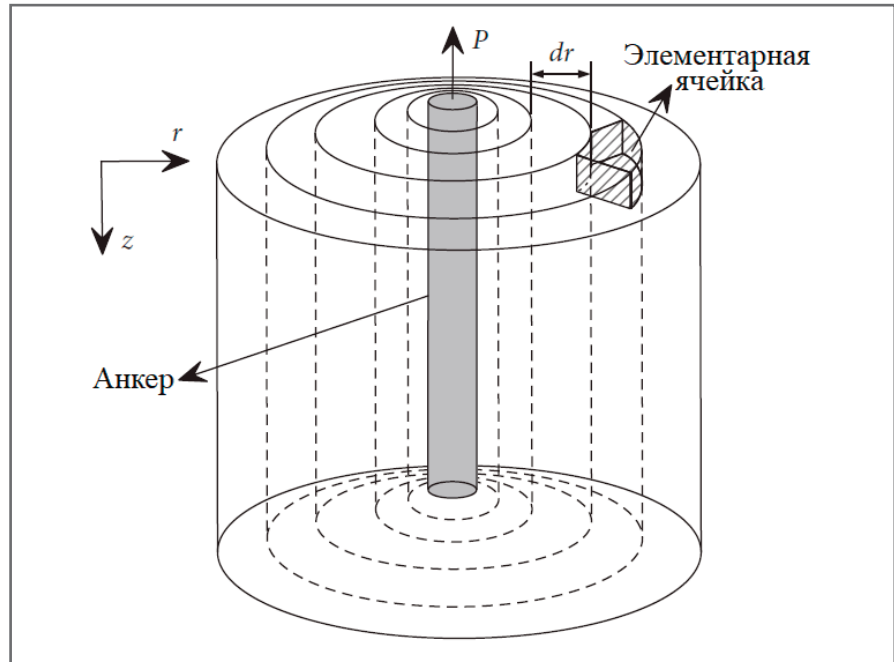


Рис. 1. Модель концентрических (коаксиальных) тонкостенных цилиндров. Буквенные обозначения: r – горизонтальное (радиальное) направление и расстояние между элементарной ячейкой и вертикальной осью цилиндров; dr – расстояние между соседними элементарными ячейками; P – вытягивающая нагрузка на анкер

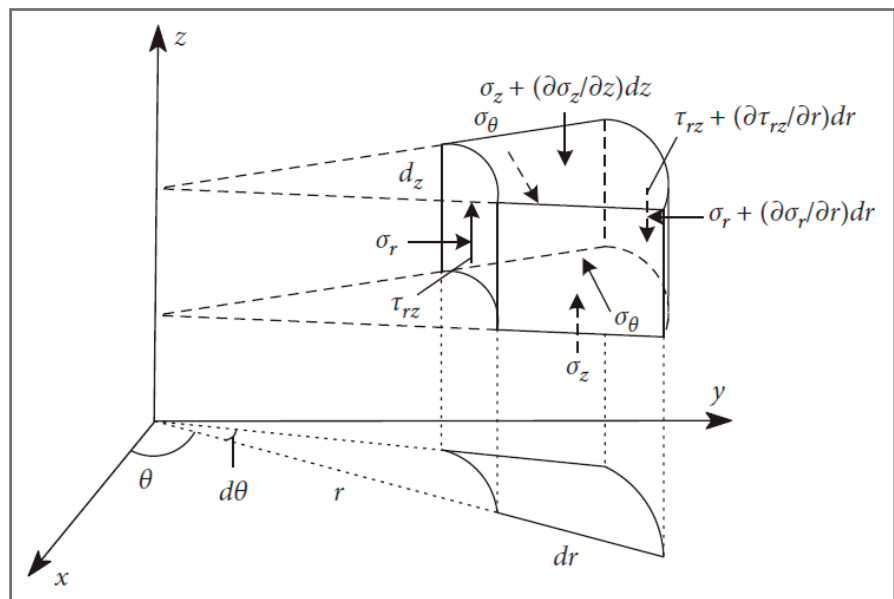


Рис. 2. Схематическое представление единичных сил. Буквенные обозначения: P – вытягивающая нагрузка на анкер; r – расстояние между элементарной ячейкой и вертикальной осью цилиндров Z ; τ_{rz} – напряжение сдвига, действующее на цилиндр вдоль оси Z ; θ – угол поворота элементарной ячейки относительно оси X ; σ_r , σ_θ и σ_z – нормальные напряжения в направлениях r , θ и Z соответственно

Элементарная ячейка в основном имеет вертикальное смещение. Следовательно, при пренебрежении ее смещением вдоль направления r , уравнение (6) получит вид:

$$\frac{\tau_{rz}}{G_s} = \frac{\partial \omega}{\partial r}. \quad (7)$$

Для однородного грунта при использовании уравнений (5) и (7) можно получить:

$$\frac{\tau_0 r_0}{r G_s} = \frac{\partial \omega}{\partial r}. \quad (8)$$

Интегрирование уравнения (8) даст следующую формулу:

$$\omega_s = \frac{\tau_0 r_0}{G_s} \int_{r_0}^{r_m} \frac{1}{r} dr, \quad (9)$$

где ω_s – суммарное смещение грунта; r_m – эффективный радиус влияния вы-

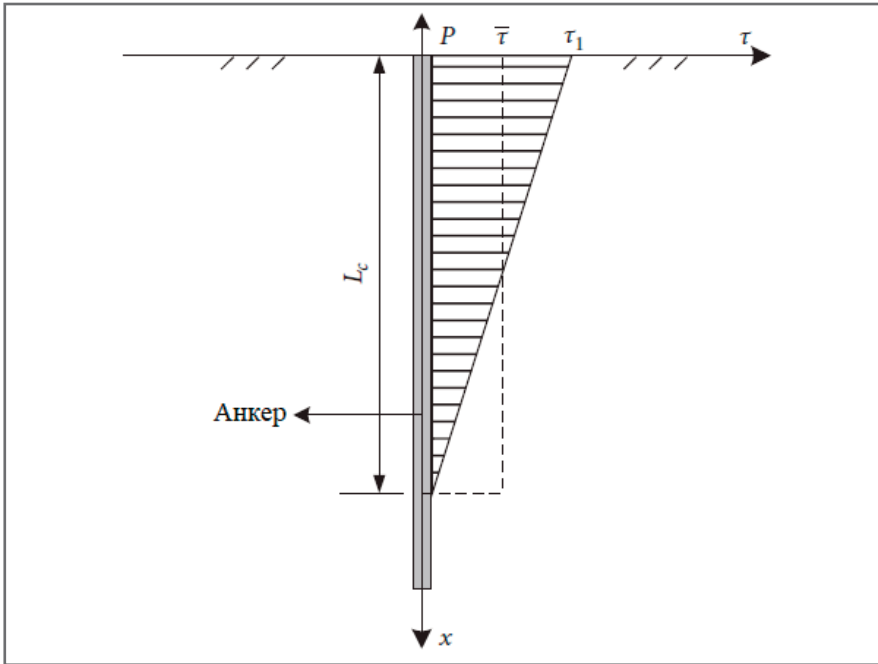


Рис. 3. Упрощенная модель распределения напряжений сдвига вдоль стального стержневого анкера. *Буквенные обозначения:* P – вытягивающая нагрузка, действующая на анкер; L_c – критическая длина анкера; τ_1 – напряжение сдвига на поверхности (на уровне устья скважины), а именно максимальное напряжение сдвига; $\bar{\tau}$ – среднее напряжение сдвига

тягивающей нагрузки, за пределами которого этим влиянием на грунт можно пренебречь.

Кук и др. [13] установили, что грунт практически не деформируется на радиальном расстоянии, превышающем радиус анкера r_0 более чем в 20 раз, поэтому:

$$r_m = 20 r_0, \quad (10)$$

Используя уравнение (9), общее смещение грунта можно выразить так:

$$\omega_s = \frac{\tau_0 r_0}{G_s} \cdot \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right). \quad (11)$$

Расчет смещений стального анкера ▶

Результаты большого количества испытаний показали, что под действием выдергивающей (вытягивающей) нагрузки напряжение сдвига между стальным стержнем анкера и материалом, скрепляющим его с грунтом, достигает своего максимального значения на очень небольшой глубине от устья скважины, затем постепенно уменьшается с глубиной и наконец на определенном вертикальном расстоянии от устья уменьшается до нуля [14].

Чтобы упростить расчет, распределение напряжений сдвига в стальном стержне анкера можно рассматривать как распределение по закону «перевернутого прямоугольного треугольника»,

в соответствии с которым оно достигает максимального значения на поверхности массива грунта (на уровне устья скважины), затем линейно уменьшается с глубиной и падает до нуля на глубине, равной критической длине анкера, как показано на рисунке 3.

В целях улучшения общей эффективности взаимодействия между стержнем анкера и материалом, скрепляющим его с грунтом (в упрощенной модели – с грунтом), Вон и др. [15] предложили метод определения среднего напряжения сдвига стержня (соответствующий режим распределения напряжений сдвига показан на рисунке 3 пунктирной линией) по следующей формуле:

$$\bar{\tau} = \frac{P}{2\pi r_0 L_c}. \quad (12)$$

Используется следующее соотношение между напряжением сдвига на поверхности и средним напряжением сдвига в рамках модели «перевернутого прямоугольного треугольника»:

$$\tau_1 = 2\bar{\tau}. \quad (13)$$

Таким образом, функция распределения напряжений сдвига анкера в модели «перевернутого прямоугольного треугольника» выглядит так:

$$\tau(x) = \tau_1 \cdot \left(1 - \frac{x}{L_c}\right) = \frac{P}{\pi r_0 L_c} \cdot \left(1 - \frac{x}{L_c}\right), \quad (0 \leq x \leq L_c), \quad (14)$$

где $\tau(x)$ – напряжение сдвига на поверх-

ности контакта между стержнем анкера и материалом, скрепляющим его с грунтом, на глубине, равной x .

Стержень анкера рассматривается как упругое тело, а функция распределения осевых усилий вдоль него представляется следующим образом:

$$P(x) = 2\pi r_0 \cdot \int_x^{L_c} \frac{P}{\pi r_0 L_c} \cdot \left(1 - \frac{t}{L_c}\right) dt = P \left(1 - \frac{2x}{L_c} + \frac{x^2}{L_c^2}\right). \quad (15)$$

Согласно закону Гука упругое смещение верха стального стержня анкера может быть выражено так:

$$\omega_{sa} = \int_0^{L_c} \frac{P(x)}{\pi r_0^2 E_{sa}} dx = \frac{P L_c}{3\pi r_0^2 E_{sa}}, \quad (16)$$

где E_{sa} – модуль упругости стального стержня анкера.

Расчет смещений стеклопластикового анкера ▶

Модуль упругости стеклопластикового стержня анкера намного ниже, чем у стального, и поведение напряжений сдвига при выдергивающей (вытягивающей) нагрузке для них неодинаково. Результаты соответствующих испытаний [16–19] показывают, что по сравнению со стальным стержнем максимальное напряжение сдвига стеклопластикового стержня проявляется на большей глубине, чем для стального. При этом закон распределения напряжений сдвига по глубине для стеклопластикового анкера сильно отличается от модели «перевернутого прямоугольного треугольника». Поэтому необходимо усовершенствовать метод расчета смещений анкера, чтобы сделать его более подходящим для случая стеклопластикового стержня.

Как показано на рисунке 4, максимальное напряжение сдвига стеклопластикового стержня наблюдается на глубине L_x и по-прежнему составляет τ_1 . Оно постепенно уменьшается от точки пика вверх вплоть до нуля на уровне устья скважины. Вниз от точки пика оно также постепенно уменьшается вплоть до нуля на глубине, соответствующей критической длине анкера L_c .

Чтобы обеспечить неизменное общее напряжение сдвига, принимается, что τ_1 в модели для стеклопластикового анкера по-прежнему удовлетворяет зависимостям (12) и (13).

В соответствии с показанным на рисунке 4 распределение напряжений сдвига по глубине для стеклопластикового стержня выражается следующим образом:

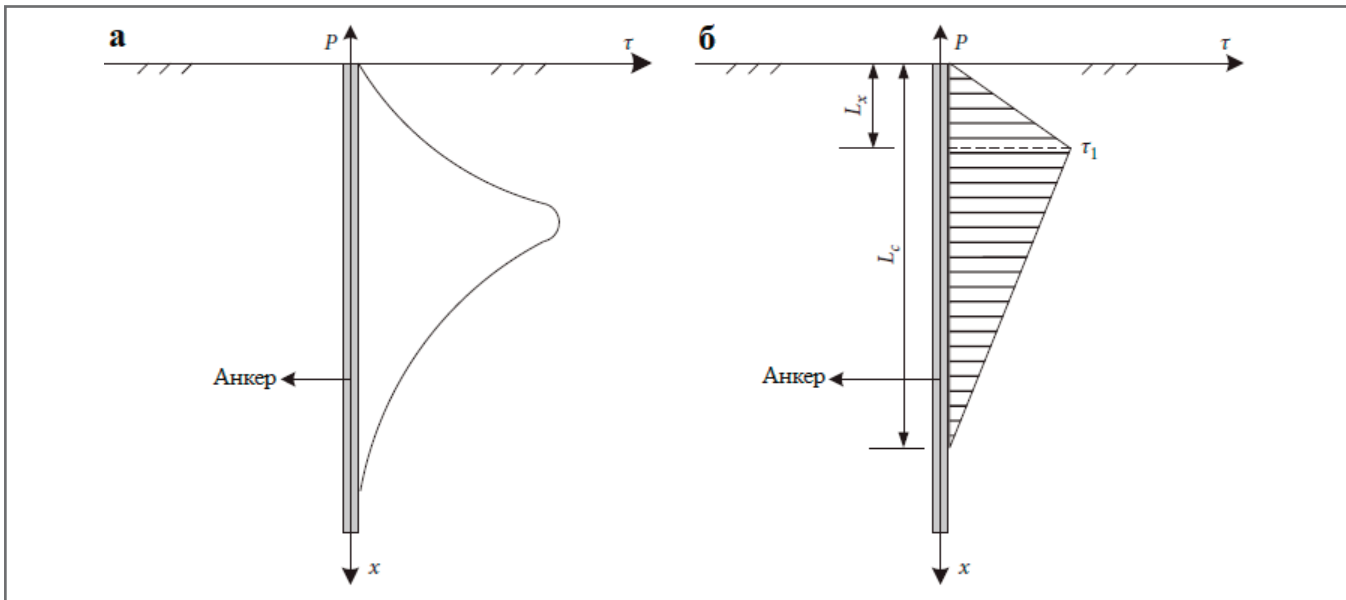


Рис. 4. Модель распределения напряжений сдвига по глубине для стеклопластикового анкера: а – теоретическая; б – упрощенная

$$\tau(x) = \begin{cases} \frac{P}{\pi r_0 L_c L_x} \cdot x (0 \leq x < L_x), \\ \frac{P}{\pi r_0 L_c} \cdot \left(\frac{L_c - x}{L_c - L_x} \right) (L_x \leq x \leq L_c) \end{cases} \quad (17)$$

Распределение осевых усилий вдоль стержня выражается так:

$$P(x) = 2\pi r_0 \int_x^{L_c} \tau(t) dt = \begin{cases} \frac{P}{L_c} \left(L_c - \frac{x^2}{L_x} \right) (0 \leq x < L_x) \\ \frac{P(L_c - x)^2}{L_c(L_c - L_x)} (L_x \leq x \leq L_c) \end{cases} \quad (18)$$

Согласно закону Гука упругое смещение верха стеклопластикового стержня анкера составляет:

$$\omega_{Ga} = \int_0^{L_c} \frac{P(x)}{\pi r_0^2 E_{Ga}} dx = \frac{P}{3\pi r_0^2 E_{Ga}} \left(L_c - 5L_x + \frac{2L_x^2}{L_c} \right), \quad (19)$$

где E_{Ga} – модуль упругости стеклопластикового стержня анкера.

Расчет критической длины анкера

Если принять, что анкер деформируется в гармонии с окружающим грунтом, то смещение его верха должно быть равно смещению окружающего грунта. Задачи по нахождению критической длины анкеров со стальным и стеклопластиковым стержнем решаются отдельно.

1. Для *стального анкера*, подставив выражения (11) и (16) в уравнение (19) при $\omega_s = \omega_{sa}$, можно получить следующее уравнение:

$$\frac{PL_c}{3\pi r_0^2 E_{sa}} = \frac{\tau_0 r_0}{G_s} \cdot \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right). \quad (20)$$

Тогда модуль сдвига упругого грунта с модулем упругости E_s :

$$G_s = \frac{E_s}{2(1 + \mu_s)}. \quad (21)$$

Подставив выражения (12), (13) и (21) в уравнение (20) и упростив результат, получим:

$$\frac{\tau_1 L_c^2}{3r_0^2 E_{sa}} = \frac{2\tau_0(1 + \mu_s)}{E_s} \cdot \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right). \quad (22)$$

Напомним, что τ_0 в правой части уравнения (22) – это напряжение сдвига для самого внутреннего из концентрических цилиндров (то есть напряжение сдвига на границе раздела между анкером и окружающим грунтом, см. рис. 1), τ_1 в левой части уравнения (22) – это напряжение сдвига анкера на уровне устья скважины, то есть максимальное напряжение сдвига для стального стержня (см. рис. 3).

Уравнение (22) можно упростить, получив следующее:

$$\frac{L_c^2}{3r_0^2 E_{sa}} = \frac{2(1 + \mu_s)}{E_s} \cdot \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right). \quad (23)$$

После упрощения уравнения (23) с учетом равенства (10) получится такая формула для нахождения критической длины стального стержня анкера:

$$L_c = r_0 \sqrt{6 \cdot \ln 20 \cdot (1 + \mu_s) \cdot \frac{E_{sa}}{E_s}}. \quad (24)$$

2. Для *стеклопластикового анкера* $\omega_s = \omega_{Ga}$. Подставив выражения (11) и (19) в это равенство, можно получить следующее уравнение:

$$\frac{\tau_0 r_0}{G_s} \cdot \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right) = \frac{P}{3\pi r_0^2 E_{Ga}} \left(L_c - 5L_x + \frac{2L_x^2}{L_c} \right). \quad (25)$$

Используя тот же метод упрощения, что и для стального анкера, и подставив выражения (12), (13) и (21) в уравнение (24), можно получить такое уравнение:

$$\left(L_c - \frac{5}{2} L_x \right)^2 = \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right) \cdot \frac{6r_0^2(1 + \mu_s)E_{Ga}}{E_s} + \frac{17}{4} L_x^2. \quad (26)$$

Тогда критическую длину стеклопластикового анкера можно найти по формуле:

$$L_c = \frac{5}{2} L_x + \sqrt{6 \cdot \ln 20 \cdot (1 + \mu_s) r_0^2 \frac{E_{Ga}}{E_s} + \frac{17}{4} L_x^2}. \quad (27)$$

Кроме того, поскольку упрощенная модель распределения напряжений сдвига вдоль анкера не может сама по себе помочь определить глубину L_x , на которой напряжение сдвига стеклопластикового стержня максимально, авторы представленной в этой статье работы для решения этой проблемы использовали следующий метод.

Автор статьи [20] (с короткой фамилией Ю), чтобы найти распределение напряжений сдвига вдоль анкера, использовал решение задачи Миндлина:

$$\tau(x) = \frac{P}{\pi r_0} \cdot \left(\frac{tx}{2} \right) \cdot e^{(-tx^2/2)}, \quad (28)$$

где $\tau(x)$, как уже указывалось ранее, – это напряжение сдвига на поверхности контакта между стеклопластиковым стержнем и окружающим материалом (в упрощенной модели – с грунтом) на глубине, равной x ; а под буквенным обозначением t подразумевается следующее выражение:

$$t = 1/(1 + \mu_s)(3 - 2\mu_s)r_0^2 \cdot E_s/E_{Ga}, \quad (29)$$

где μ_s – коэффициент Пуассона для грунта.

Таблица 1. Расчетные параметры и длина анкеров со стальным стержнем

Источник данных по испытаниям анкеров	Параметр					
	Радиус стержня анкера r_0 , мм	Коэффициент Пуассона для грунта μ_s	Модуль упругости стержня анкера E_a , ГПа	Модуль упругости грунта E_s , МПа	Длина испытанного анкера L , м	Теоретическая критическая длина анкера L_c , м
[21]	8	0,3	200	3×10^4	0,15	0,100
[22]	15	0,5	200	$5,43 \times 10^4$	0,8	0,149
[23]	14	0,33	200	30	3	5,589

Таблица 2. Расчетные параметры и длина анкеров со стеклопластиковым стержнем

Источник данных по испытаниям анкеров	Параметр					
	Радиус стержня анкера r_0 , мм	Коэффициент Пуассона для грунта μ_s	Модуль упругости стержня анкера E_a , ГПа	Модуль упругости грунта E_s , МПа	Длина испытанного анкера L , м	Теоретическая критическая длина анкера L_c , м
[17]	14	0,33	51	32	5	5,871
[18]	14	0,33	45	32	6,45	5,514
[23]	14	0,33	51	30	3	6,063
[24]	16	0,25	43	$3,05 \times 10^3$	0,65	0,624

Поскольку распределение напряжений вдоль стеклопластикового анкера имеет только один пик, то точка, в которой производная выражения (28) равна нулю, может быть использована для определения глубины L_x . В соответствии с этим окончательный результат для $x=L_x$ (то есть для точки с максимальным напряжением сдвига стеклопластикового анкера) будет следующим:

$$\left[\frac{P}{\pi r_0} \cdot \left(\frac{tx}{2} \right) \cdot e^{-(tx^2/2)} \right]' = 0 \Rightarrow x = \sqrt{\frac{1}{t}}. \quad (30)$$

Тогда при подстановке уравнений (30) в формулу (27) получится следующее выражение для критической длины стеклопластикового стержня анкера:

$$L_c = \frac{5}{2} \sqrt{\frac{1}{t}} + \sqrt{6 \cdot \ln 20 \cdot (1 + \mu_s) r_0^2 \cdot \frac{E_{cm}}{E_s} + \frac{17}{4t}}, \quad (31)$$

где t находится по формуле (29).

АНАЛИЗ ПРАКТИЧЕСКИХ ПРИМЕРОВ ►

В этом разделе описанный в первых двух частях теоретический метод будет использоваться для расчета критической длины анкеров при различных испытаниях и сравнения ее с фактической длиной анкеров. При этом будет проанализирована рациональность использования такого аналитического расчета.

Часть испытаний анкеров [21–23] была выбрана в качестве примеров по анкерам со стальным стержнем. Другая часть [17, 18, 23, 24] – по анкерам со стеклопластиковым стержнем. Расчетные параметры и длина для каждого испытанного анкера приведены в таблицах 1 и 2, а распределение напряжений сдвига по глубине показано на рисунках 5 и 6.

Из таблицы 1 видно, что, по результатам испытаний анкеров со стальными стержнями на выдергивание (вытягивание), представленным в работе [23], длина стальных стержней намного меньше теоретической критической длины. В соответствии с закономерностью распределения напряжений сдвига анкера, показанной на рисунке 5, а, вблизи конца анкера все еще сохраняется высокое напряжение сдвига между стержнем анкера и окружающим материалом, скрепляющим его с грунтом, которое затем быстро снижается до нуля, и нет запаса длины анкера. Видно, что меньшей длины анкера недостаточно для обеспечения необходимой площади контакта между стержнем и окружающим материалом. И силы сцепления между ними, соответственно, тоже недостаточно. Вытягивающая нагрузка на анкер может передаваться окружающему грунту только

в относительно небольшом диапазоне глубины от поверхности, что приводит к напряжению сдвига на границе раздела между стержнем анкера и окружающим материалом, которое значительно превышает нормальный уровень, что в конечном итоге неизбежно приводит к быстрому достижению предельного значения сдвиговой прочности на этой границе раздела, проскальзыванию стержня анкера относительно окружающего материала и разрушению конструкции при этом сдвиге. Описание разрушения испытанного анкера в работе [23] согласуется с приведенными выше результатами анализа. Это косвенно доказывает рациональность метода аналитического расчета критической длины анкера со стальным стержнем, рассмотренного в первых двух частях статьи.

Из таблицы 1 также видно, что, по результатам испытаний анкеров со стальными стержнями на вытягивание, представленным в работах [21, 22], фактическая длина стальных стержней больше теоретической критической длины. В соответствии с закономерностью распределения напряжений сдвига анкера, показанной на рисунках 5, б, в, два испытанных анкера имеют частичный запас длины, их стержни и окружающий материал,

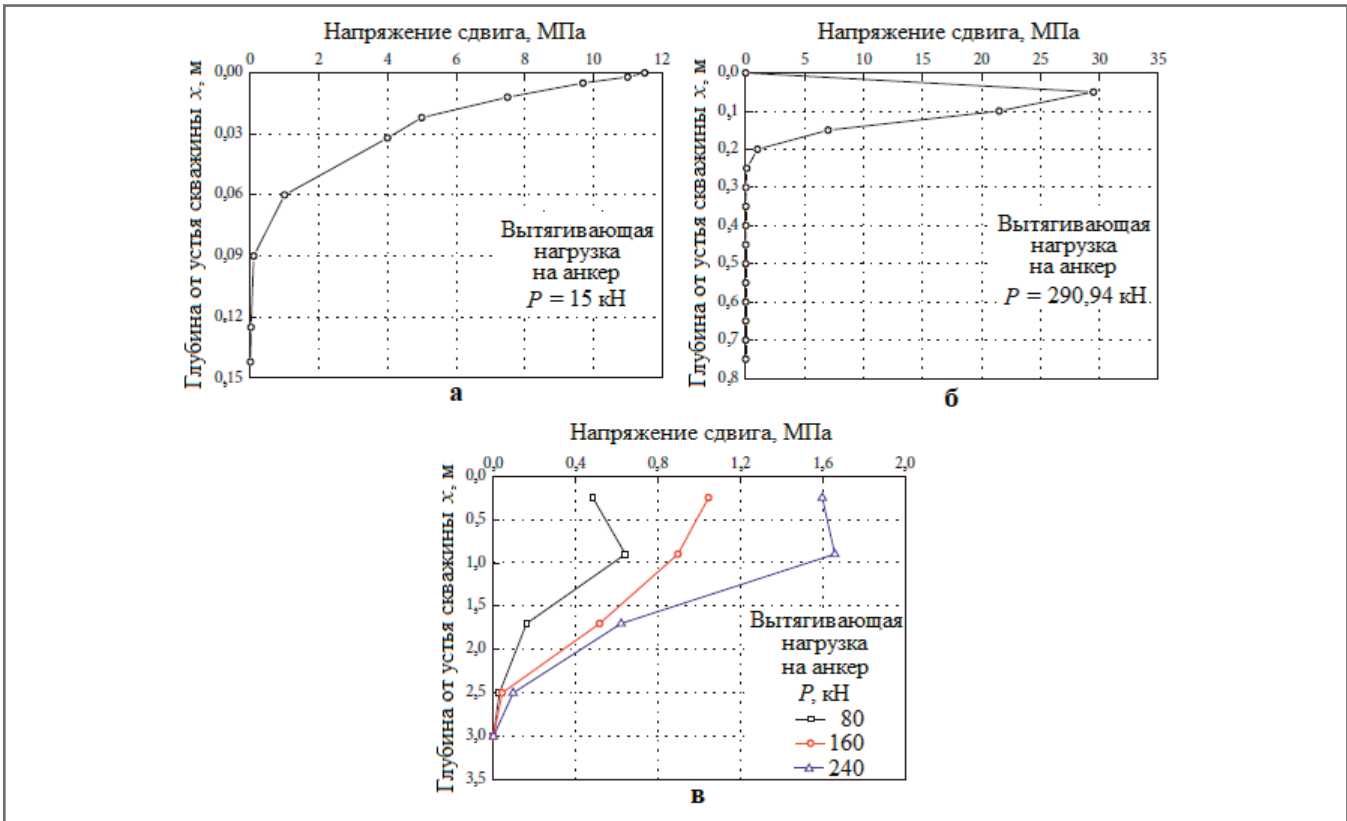


Рис. 5. Распределение напряжений сдвига вдоль стальных стержней анкеров по результатам испытаний из разных источников: а – [21]; б – [22]; в – [23]

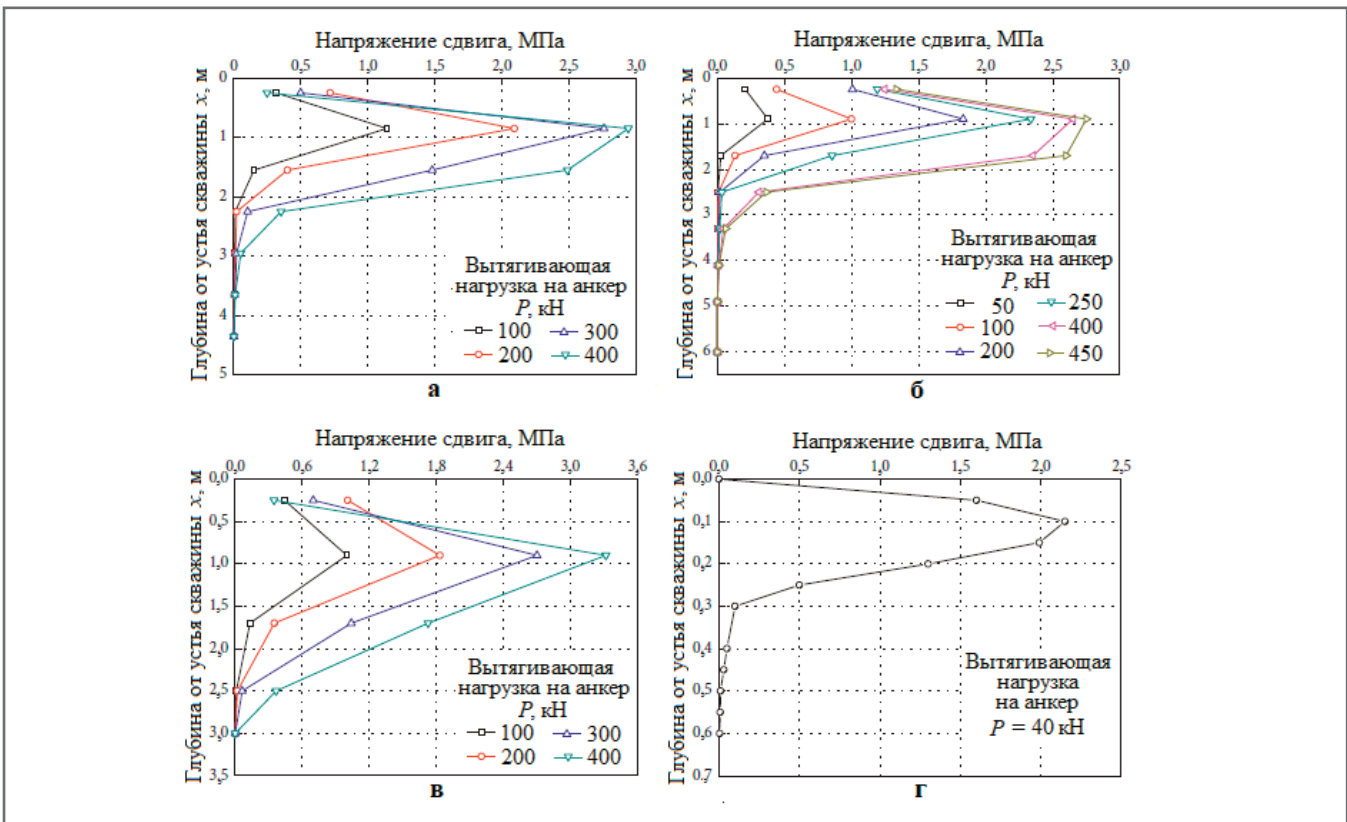


Рис. 6. Распределение напряжений сдвига вдоль стеклопластиковых стержней анкеров по результатам испытаний из разных источников: а – [17]; б – [18]; в – [23]; г – [24]

скрепляющий их с грунтом, могут нормально выполнять свою удерживающую роль. Эти анкеры имеют достаточную

длину для безопасной передачи вытягивающей нагрузки вниз и грунту. Кроме того, фактическая длина испытанно-

го анкера в исследовании [22] примерно на 0,65 м больше теоретически вычисленной критической, что составляет

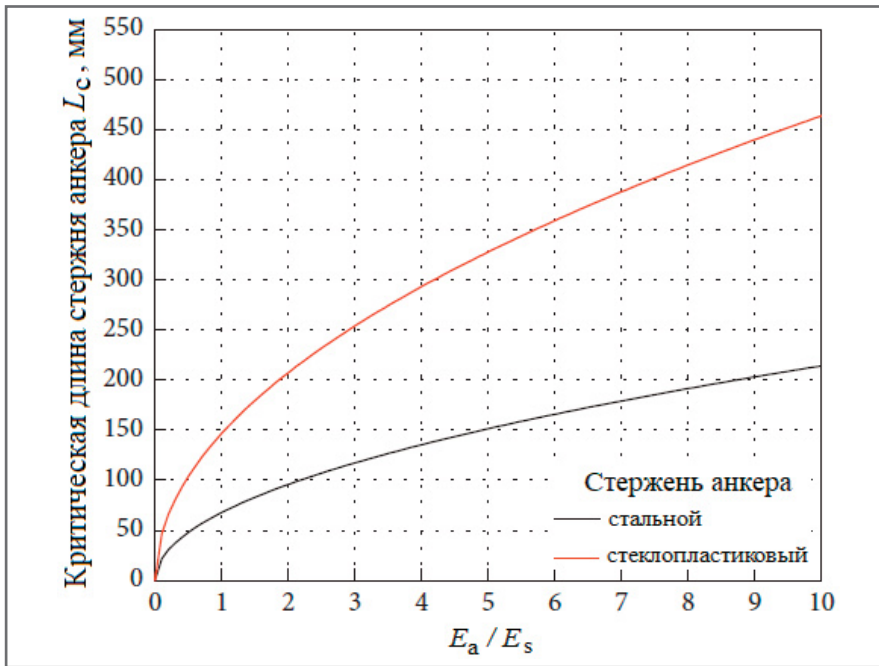


Рис. 7. Связь между критической длиной анкера и соотношением модулей упругости анкера и вмещающего грунта (соответственно E_a/E_s) при радиусе стержня 14 мм и коэффициенте Пуассона вмещающего грунта $\mu_s=0,3$

81% от его фактической длины. Это говорит о том, что данный анкер является слишком длинным и излишняя часть его длины уже не играет укрепляющей роли, что указывает на чрезмерный расход анкерных материалов.

Для *стеклопластиковых стержней анкеров* из таблицы 2 и рисунка 6 можно получить аналогичные выводы. Если длина анкера меньше теоретически полученной критической, то напряжение сдвига между стержнем и окружающим его материалом под действием вытягивающей нагрузки превышает нормальный уровень, что приводит к разрушению при сдвиге – проскальзыванию стержня относительно окружающего материала. Если длина анкера больше теоретической критической, стержень имеет частичный запас длины и сила сцепления между ним и окружающим материалом достаточна для безопасной передачи вытягивающей нагрузки вниз и грунту.

Кроме того, согласно данным из работ [17, 23], представленным в таблице 2, и их сопоставлению с результатами теоретических расчетов для стеклопластиковых анкеров, длина стержня которых меньше теоретически вычисленной критической, но близка к ней, полученное при испытаниях напряжение сдвига приближается к нормальному уровню и постепенно уменьшается вблизи конца анкера.

Приведенные выше результаты для стальных и стеклопластиковых анкеров

можно обобщить следующим образом. Если длина анкера довольно велика, но меньше теоретически полученной критической, то напряжение сдвига между его стержнем и окружающим материалом под действием вытягивающей нагрузки выше нормального уровня и поэтому происходит проскальзывание стержня относительно окружающего материала (сдвиг). По мере приближения фактической длины анкера к расчетной критической напряжение сдвига становится ближе к нормальному уровню. Когда длина анкера превышает теоретически вычисленную критическую, она достаточна для безопасной передачи вытягивающей нагрузки вниз и грунту и даже имеется некоторый запас длины. Но ее слишком большой запас очень мало влияет на улучшение работы анкера и приводит к чрезмерному расходу анкерных материалов.

ВЛИЯНИЕ СООТНОШЕНИЯ МОДУЛЕЙ УПРУГОСТИ АНКЕРНОГО СТЕРЖНЯ И ВМЕЩАЮЩЕГО ГРУНТА НА КРИТИЧЕСКУЮ ДЛИНУ АНКЕРА ►

Из уравнений (24) и (31) видно, что соотношение модулей упругости стержня анкера и окружающего материала (в упрощенной теоретической модели – грунта) оказывает большое влияние на аналитический расчет критической длины анкера, которая, соответственно, различна в разных средах.

На практике диаметр анкера, противодействующего гидростатическому всплытию фундамента, относительно велик. На рисунке 7 графически показана связь между критической длиной анкера и соотношением модулей упругости его стержня и вмещающего грунта (соответственно E_a/E_s), если принять, что радиус стержня составляет 14 мм, а коэффициент Пуассона вмещающего грунта μ_s равен 0,3.

Как показано на рисунке 7, отношение E_a/E_s положительно коррелирует с критической длиной стержня анкера. При одинаковом отношении E_a/E_s и прочих равных условиях критическая длина стеклопластикового стержня анкера больше, чем у стального. С увеличением отношения E_a/E_s разница в критической длине стального и стеклопластикового анкеров постепенно увеличивается.

Причины вышеуказанного можно резюмировать следующим образом. Модуль упругости стеклопластикового стержня намного ниже, чем у стального (обычно в 4–5 раз). И при одинаковых нагрузках деформация стержня из стеклопластика больше. Результаты испытаний показали, что стеклопластиковый стержень и материал, скрепляющий его с грунтом, обладают более высокой способностью к согласованной деформации, прочность соединения между ними меньше, а вероятность проскальзывания стержня при вытягивающей нагрузке больше по сравнению со стальным стержнем.

Чтобы предотвратить проскальзывание стеклопластикового стержня и нарушение устойчивости конструкции анкера, необходимо увеличить его длину и силу сцепления между анкерным стержнем и материалом, скрепляющим его с грунтом (включая химическую и механическую силы сцепления и сопротивление трению).

Кроме того, с увеличением отношения E_a/E_s , то есть по мере постепенного уменьшения прочности вмещающего грунта способность к скоординированной деформации стеклопластикового анкера и грунта увеличивается, причем амплитуда этого увеличения намного больше, чем у стального анкера. Это приводит к уменьшению амплитуды силы сцепления между стеклопластиковым стержнем и окружающим материалом по сравнению со стальным. Следовательно, необходимая амплитуда увеличения критической длины стеклопластикового анкера больше, чем для стального.

ВЫВОДЫ ▶

1. На основе модели сдвига идеальных концентрических (коаксиальных) тонкостенных цилиндров и упрощенной модели распределения напряжений сдвига вдоль анкера, противодействующего гидростатическому всплыванию фундамента, были получены формулы для расчета критической длины стального и стеклопластикового анкерных стержней. Путем сопоставления теоретически вычисленной критической длины анкера с результатами измерений при реальных полевых испытаниях была проверена рациональность предложенного аналитического метода расчета.

2. Если фактическая длина анкерного стержня меньше теоретически вычисленной критической, то под действием вытягивающей нагрузки про-

исходит проскальзывание стержня относительно материала, скрепляющего его с грунтом, из-за чрезмерного напряжения сдвига. По мере приближения фактической длины к критической напряжение сдвига постепенно снижается вплоть до нормального уровня. Когда длина стержня превышает критическую, у него есть некоторый запас длины и нагрузка постепенно и безопасно передается вниз и грунту. Но чтобы избежать ненужных затрат, длина анкера не должна быть слишком большой.

3. Отношение модуля упругости анкера к модулю упругости вмещающего грунта (соответственно E_a/E_s) положительно коррелирует с критической длиной стержня. При одинаковом отношении E_a/E_s и прочих равных условиях критическая длина стеклопластикового

стержня больше, чем у стального. С увеличением отношения E_a/E_s разница в критической длине этих двух видов анкеров постепенно увеличивается. ■

Эта работа была поддержана Национальным фондом естественных наук Китая (грантами № 51708316 и 51778312), Китайским фондом постдокторальных исследований (2018M632641), Программой постдокторальных инноваций провинции Шаньдун Китая (201903043), Программой высшего образования в области наук и технологий провинции Шаньдун (J16LG02), Программой прикладных постдокторальных исследований Циндао (2018101) и Ключевой программой Фонда естественных наук провинции Шаньдун (ZR2020KE009).

ИСТОЧНИК ДЛЯ ПЕРЕВОДА [SOURCE FOR THE TRANSLATION] ▶

Nan Yan, Xueying Liu, Mingyi Zhang, Xiaoyu Bai, Zheng Kuang, Yongfeng Huang, Desheng Jing, Jun Yan, Cuicui Li, Zhongsheng Wang. Analytical calculation of critical anchoring length of steel bar and GFRP antifloating anchors in rock foundation // Hindawi. Mathematical Problems in Engineering. 2021. Vol. 2021. Article ID 7838042. 10 p. URL: doi.org/10.1155/2021/7838042; hindawi.com/journals/mpe/2021/7838042/.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ, ИСПОЛЬЗОВАННОЙ АВТОРАМИ ПЕРЕВЕДЕННОЙ СТАТЬИ [REFERENCES USED BY THE AUTHORS OF THE TRANSLATED PAPER] ▶

- Achillides Z., Pilakoutas K. Bond behavior of fiber reinforced polymer bars under direct pullout conditions // Journal of Composites for Construction. 2004. Vol. 8. № 2. P. 173–181.
- Bai X., Liu X., Zhang M., et al. Stress transfer properties and displacement difference of GFRP antifloating anchor // Advances in Civil Engineering. 2020. Vol. 2020. Article ID 8894720.
- Ashrafi H., Bazli M., Vatani Oskouei A., et al. Effect of sequential exposure to UV radiation and water vapor condensation and extreme temperatures on the mechanical properties of GFRP bars // Journal of Composites for Construction. 2017. Vol. 22. № 1. Article ID 04017047.
- Vijay P.V., Gangarao H.V.S. Bending behavior and deformability of glass fiber-reinforced polymer reinforced concrete members // ACI Structural Journal. 2011. Vol. 98. № 6. P. 834–842.
- Karbhari V.M., Chin J.W., Hunston D., et al. Durability gap analysis for fiber-reinforced polymer composites in civil infrastructure // Journal of Composites for Construction. 2003. Vol. 7. № 3. P. 238–247.
- Xu D.-S., Yin J.-H. Analysis of excavation induced stress distributions of GFRP anchors in a soil slope using distributed fiber optic sensors // Engineering Geology. 2016. Vol. 213. P. 55–63.
- Kuang Z., Zhang M.-Y., Bai X.-Y. Load-bearing characteristics of fibreglass uplift anchors in weathered rock // Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering. 2020. Vol 173. № 1. P. 49–57.
- Zhang C.-C., Zhu H.-H., Xu Q., Shi B., Mei G.-X. Time-dependent pullout behavior of glass fiber reinforced polymer (GFRP) soil nail in sand // Canadian Geotechnical Journal. 2015. Vol. 52. № 6. P. 671–681.
- Trejo D., Gardoni P., Kim J.J. Long-term performance of glass fiber-reinforced polymer reinforcement embedded in concrete // ACI Materials Journal. 2011. Vol. 108. № 6. P. 605–613.
- Bai X.Y., Zhang M.Y., Zhu L., et al. Experimental study on shear characteristics of interface of full-bonding glass fiber reinforced polymer anti-floating anchors // Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering. 2018. Vol. 37. № 6. P. 1407–1418.
- Cooke R.W., Price G. Strains and Displacements Around Friction Piles. London, UK: Building Research Station, 1978.
- Randolph M.F., Wroth C.P. Analysis of deformation of vertically loaded piles // Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. 1978. Vol. 104. № 12. P. 465–488.
- Cooke R.W., Price G., Tarr K. Jacked piles in London clay: a study of load transfer and settlement under working conditions // Geotechnique. 1979. Vol. 29. № 2. P. 113–147.
- Kim Y.-S., Sung H.-J., Kim H.-W., Kim J.-M. Monitoring of tension force and load transfer of ground anchor by using optical FBG sensors embedded tendon // Smart Structures and Systems. 2011. Vol. 7. № 4. P. 303–317.

15. Won J.-P., Park C.-G., Kim H.-H., Lee S.-W., Jang C.-I. Effect of fibers on the bonds between FRP reinforcing bars and high-strength concrete // Composites. Part B: Engineering. 2008. Vol. 39. № 5. P. 747–755.
16. Kim N.-K. Performance of tension and compression anchors in weathered soil // Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. 2003. Vol. 129. № 12. P. 1138–1150.
17. Bai X.Y., Zhang M.Y., Kou H.L. Field experimental study of load transfer mechanism of GFRP anti-floating anchors based on embedded bare fiber bragg grating sensing technology // Engineering Mechanics. 2015. Vol. 32. № 8. P. 172–181.
18. Kou H.-L., Guo W., Zhang M.-Y. Pullout performance of GFRP anti-floating anchor in weathered soil // Tunnelling and Underground Space Technology. 2015. Vol. 49. P. 408–416.
19. Maranan G.B., Manalo A.C., Karunasena W., Benmokrane B. Pullout behaviour of GFRP bars with anchor head in geopolymer concrete // Composite Structures. 2015. Vol. 132. P. 1113–1121.
20. You C.A. Mechanical analysis of fully-grouted anchor // Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering. 2000. Vol. 19. № 3. P. 339–341.
21. Gu S.C., Cui X.P. Characteristic research on the anchorage load transfer of anchor in concrete // Concrete. 2010. Vol. 32. № 10. P. 27–30.
22. Zhang Y.Z., Shi Z.H., Zhang J. Experimental study of load distribution of anchoring section for rock anchors // Rock & Soil Mechanics. 2010. Vol. 32. № 2. P. 184–188.
23. Bai X.Y., Zhang M.Y., Yan N. Field contrast test and mechanism analysis on anchorage performance of antifloating anchors with two different materials // China Civil Engineering Journal. 2015. Vol. 48. № 8. P. 38–46.
24. Kuang Y.C., Xu Y., Ou L.W. Research on the bond behavior of a glass-fiber-reinforced plastic anchor // Journal of Harbin Engineering University. 2016. Vol. 37. № 12. P. 1658–1664.

Независимый электронный журнал **ГеоИнфо**

**С 2022 года журнал «ГеоИнфо»
выходит в формате *PDF.
10 выпусков в год.**



WWW.GEOINFO.RU

Реклама. 0+