

УДК 624.014:624.074.7:624.953

**ПІДСИЛЕННЯ КОРПУСІВ МЕТАЛЕВИХ ЦИЛІНДРИЧНИХ РЕЗЕРВУАРІВ
ЗОВНІШНІМ ПОПЕРЕЧНИМ ФІБРОПЛАСТИКОВИМ АРМУВАННЯМ З
УРАХУВАННЯМ ВПЛИВУ ТЕМПЕРАТУРНИХ ДЕФОРМАЦІЙ**

**УСИЛЕНИЕ КОРПУСОВ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ РЕЗЕРВУАРОВ
ВНЕШНИМ ПОПЕРЕЧНЫМ ФИБРОПЛАСТИКОВЫМ АРМИРОВАНИЕМ
С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ**

**STRENGTHENING OF METALLIC SHELLS OF CYLINDRICAL TANKS BY
EXTERNAL TRANSVERSAL FRP RE-ENFORCEMENT TAKING INTO ACCOUNT
INFLUENCE OF TEMPERATURE DEFORMATIONS**

*Дзюба С.В. к.т.н., доц., Михайлов О.О. аспірант, Пушкар А.В. студент
(Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса)*

*Дзюба С.В. к.т.н., доц., Михайлов А.А. аспірант, Пушкар А.В. студент
(Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса)*

*Dzyuba S.V. Cand. Sc. (Eng.), Assist. Prof., Mikhailov O.O. graduate student, Pushkar A.V.
student (Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture, Odessa)*

Анотація. Україна має великий парк металевих циліндричних резервуарів, що характеризується значним зносом несучих конструкцій. Головними причинами зносу корпусів таких споруд є корозія та втома металу вертикальних з'єднань їх рулонованих елементів.

Компенсувати корозійні втрати, а також знизити рівень діючих напружень до величин, що допускаються умовами втоми металу, можливо при зовнішньому поперечному підсиленні, здійснюваному бандажуванням або безперервною навивкою високоміцних дротів та стрічок. Сучасною альтернативою зовнішньому підсиленню металевими елементами є фібропластикове армування.

Послідовний розгляд роботи сталевих оболонок циліндричних резервуарів, підсилених безперервним зовнішнім поперечним фібропластиковим армуванням дозволяє отримати величини відповідних кільцевих напружень. Необхідне обмеження значень максимальних напружень металевих складових конструкцій дає можливість визначення коефіцієнтів зовнішнього фібропластикового армування. При цьому аналіз отриманих теоретичних результатів свідчить про обов'язкову необхідність урахування температурних деформацій елементів конструкцій, що проявляють різні температурно-деформаційні властивості, а також про істотний вплив на отримувані результати повздовжніх деформацій металевих оболонок даних споруд.

Запропоновані в статті методи розрахунку дозволяють здійснювати визначення необхідних параметрів посилення корпусів металевих циліндричних резервуарів зовнішнім поперечно спрямованим фібропластиковим армуванням, що сприймає дію кільцевих зусиль. Основними чинниками, що визначають ефективність отримуваних рішень, являються залишкова міцність матеріалу металевих оболонок резервуарів, а також модуль пружності застосованих фібропластиків.

Теоретична доцільність ефективного використання низькомодульних фіброармованих пластиків підтверджується для конструкцій, що мають високі міцносні показники металевих основ, а високо модульних — у випадках суттєвого обмеження рівня напружень металевих елементів.

Аннотация. Украина обладает обширным парком металлических цилиндрических резервуаров, характеризуемым существенным износом несущих конструкций. Основными причинами износа корпусов таких сооружений являются коррозия и усталость металла вертикальных соединений их рулонированных элементов.

Восполнить коррозионные потери, а также снизить уровень действующих напряжений до величин, допускаемых условиями усталости металла, возможно при внешнем поперечном усилении, осуществляемом бандажированием или непрерывной навивкой высокопрочных проволок и лент. Современной альтернативой внешнему усилению металлическими элементами является фибропластиковое армирование.

Последовательное рассмотрение работы стальных оболочек цилиндрических резервуаров, усиленных непрерывным внешним поперечным фибропластиковым армированием позволяет получить величины соответствующих кольцевых напряжений. Необходимое ограничение величин максимальных напряжений металлических составляющих дает возможность определения коэффициентов внешнего фибропластикового армирования данных конструкций. При этом анализ получаемых теоретических результатов свидетельствует об обязательной необходимости учета температурных деформаций элементов конструкций, проявляющих различные температурно-деформационные свойства, а также о существенном влиянии на получаемые результаты продольных деформаций металлических оболочек рассматриваемых сооружений.

Предложенные в статье методы расчета позволяют производить определение необходимых параметров усиления корпусов металлических цилиндрических резервуаров внешним поперечно направленным фибропластиковым армированием, воспринимающим действия кольцевых усилий. Основными факторами, определяющими эффективность получаемых решений, являются остаточная прочность материала металлических оболочек резервуаров, а также модуль упругости применяемых фибропластиков.

Теоретическая целесообразность эффективного использования низко модульных фиброармированных пластиков подтверждается для конструкций, имеющих высокие прочностные показатели металлических основ, а высоко модульных — в случаях существенного ограничения уровня напряжений металлических элементов.

Abstract. Ukraine possesses the vast park of metallic cylindrical tanks, which is characterized by the substantial wear of load carrying structures. Main reasons of wear of their shells are the corrosion and the fatigue of vertical connections of rolled elements.

To fill in corrosive losses, and also to bring down the levels of stresses to the assumed by the terms of metal fatigue, are possible to make by the external transverse strengthening carried out by bandaging or continuous wrapping of high-strength metallic wires and ribbons. The modern alternative to the external strengthening made by metallic elements is FRP re-enforcement.

Sequential consideration of behavior of steel shells of cylindrical tanks strengthened by continuous external transversal FRP re-enforcement allows to obtain the corresponding circular stresses. The limitation of maximal tensions of metallic constituents gives an opportunity to determinate the indispensable coefficients of the external FRP re-enforcement of these constructions. Thus the analysis of the obtained theoretical results shows the obligatory necessity of accounting of temperature deformations of construction elements which have different temperature-deformation properties, and also that the longitudinal strains of metallic shells have substantial influence to the examined coefficients.

Introduced in the article methods of calculation allow to determinate required parameters of strengthening of shells of metallic cylindrical tanks by the external transversal FRP re-enforcement, which perceiving the circular strains. The basic factors that characterize efficiency of such constructions are retained strength of metallic shells of tanks, and also Young's modulus of applied FRP.

Theoretical expediency of the effective use of low-modulus FRP has been confirmed for constructions having high strength indexes of metallic bases, and high-modulus FRP for the cases of substantial limitation of tensions of metallic elements.

Ключові слова: металеві циліндричні резервуари, методи підсилення стінок резервуарів, фібропластикові системи зовнішнього армування

Ключевые слова: металлические цилиндрические резервуары, методы усиления стенок резервуаров, фибропластиковые системы внешнего армирования

Keywords: metallic cylindrical reservoirs, methods of wall strengthening of reservoirs, fiber reinforced plastic (FRP) systems for external usage

Вступлення. Украина обладает обширным парком металлических цилиндрических резервуаров, характеризующимся длительными сроками эксплуатации и существенным износом, в значительной степени снижающими надежность эксплуатации их конструкций [1, 2, 3].

В состав комплекса проблем, подлежащих решению при продлении сроков эффективной эксплуатации корпусов металлических резервуаров, входит восстановление утраченной несущей способности их стенок, являющейся потенциальной причиной наиболее опасных и экономически затратных аварий данных сооружений [1, 4].

Анализ проблемы. Основными причинами физического износа стенок металлических цилиндрических резервуаров являются коррозия, влияющая на работоспособность сооружений малой и средней вместимости [1, 2, 5, 6], и усталость металла, характерная для сооружений больших размеров, наиболее критично проявляющаяся в вертикальных стыках рулонированных элементов [1, 7-11].

Методы реабилитации стенок резервуаров, претерпевших существенные коррозионные повреждения, традиционно сводятся к мероприятиям по возможному восполнению утраченного материала, обеспечению герметичности сооружений и исключению дальнейших процессов проявления коррозии [12- 15].

Наиболее опасные усталостные дефекты вертикальных стыков элементов стенок требуют применения различных компенсационных методов, снижающих максимальные величины действующих в материале напряжений до безопасного уровня, либо радикальных способов вырубки частей конструкций, включающих совмещенные вертикальные стыки элементов, с последующей их заменой «гребенчатыми» вставками [7, 9, 16-18]. В последнем случае сооружения приходится выводить из эксплуатации на продолжительные периоды времени, а технология производства работ отличается крайней сложностью, обусловленной необходимостью противодействия изгибающим моментам, стремящимся выгнуть кромки вырезов стенок во внутрь резервуаров, а также требованиями точной подгонки элементов монтируемых вставок, учитывающими поперечные усадки выполняемых сварных швов [1, 9, 18].

Восполнить рабочий материал стенок резервуаров, потерянный вследствие коррозии, а также снизить уровень действующих напряжений до величин, допускаемых условиями усталости металла, становится возможным при внешнем усилении корпусов сооружений. С этой целью достаточно часто применяется бандажирование стальными разъемными кольцами [12, 14, 15], не лишенное ряда недостатков в виде проявления дополнительных местных изгибающих моментов, действующих в направлении продольной оси резервуаров и способствующих потере местной устойчивости прокорродировавших участков стенки, а также провоцирующих усталость металла уже в горизонтальных, совмещенных в одну линию, стыковых швах [4]. Кроме того наличие внешних разъемных бандажей существенно усложняет процесс антикоррозионной защиты материала и предъявляет дополнительные

требования к дальнейшей эксплуатации и гидравлическим испытаниям таких сооружений [19].

Классическим развитием способа бандажного внешнего усиления явилась идея непрерывной навивки на стенки корпусов цилиндрических резервуаров высокопрочных проволок и лент, устанавливаемых с предварительным напряжением [20-27]. Однако в силу ряда причин эта идея не нашла широкого воплощения, главным образом ограничившись натурными испытаниями экспериментальных сооружений. Главными факторами, ограничившими внедрение метода навивки, явились сложность производства работ по монтажу, отсутствие достаточно надежных конструктивных решений узлов крепления навиваемых элементов на поверхности металлических оболочек, а также значительное усложнение технологии эксплуатации конструкций, производства текущих ремонтных работ и поддержания работоспособности антикоррозионных покрытий.

Внедрение в строительство новых материалов, к числу которых относятся фиброармированные пластики, часто многократно превосходящие сталь по прочности и продольной жесткости [28-39], делает идею внешнего непрерывного армирования корпусов резервуаров вновь актуальной [4, 40-43]: возможность применения высокомодульных материалов позволяет получать эффективные решения без использования предварительного напряжения, а в случае его применения технология производства работ значительно упрощается, кроме того отсутствует необходимость в устройстве сложных узлов крепления внешнего усиления на поверхностях резервуаров. Немаловажным также является то, что подобные системы силового усиления комплексно решают вопросы обеспечения герметичности и антикоррозионной защиты сооружений на весь срок своей службы.

Относительная новизна решений, сочетающих совместную силовую работу металлических и фибропластиковых элементов в составе строительных конструкций, теоретическая нерешенность ряда вопросов расчета, а также отсутствие адекватной нормативной базы их использования [4, 39], в значительной степени сдерживают практическое внедрение методов фибропластикового усиления стальных резервуаров. Проблема в значительной степени осложняется разномодульностью возможных к применению фибропластиков, а также многократным отличием от стали их характеристик температурного деформирования, способным в отдельных случаях значительно снизить степень эффективности получаемых решений [40-43].

Цель работы — определение метода, допустимого для расчета металлических цилиндрических резервуаров, воспринимающих внутреннее давление и усиленных непрерывным внешним поперечно-направленным фибропластиковым армированием, учитывающего различия температурного деформирования используемых материалов; дефиниция общих факторов, влияющих на эффективность применяемого решения внешнего усиления.

Результаты исследований. Последовательное рассмотрение работы стальной оболочки цилиндрического резервуара, имеющей радиус r и толщину t_s , находящейся под действием начального внутреннего давления P' , усиливаемой непрерывно располагаемыми по ее высоте поперечными предварительно напрягаемыми напряжением σ_{f0} фибропластиковыми элементами толщиной t_f и испытывающей последующее повышение давления на величину ΔP (рис. 1) позволило получить величины максимальных кольцевых напряжений, соответственно, в элементах фибропластикового усиления и стальной стенки резервуара [40]:

$$\sigma_f = \sigma_{f0} + \frac{m[N_f(x, z) + t_s E_f (\alpha_s \Delta T_{sz} - \alpha_f \Delta T_{fz})]}{t_s + t_f m}, \quad (1)$$

$$\sigma_s = \frac{P' r}{t_s} - \sigma_{f0} \frac{t_f}{t_s} + \frac{N_s(x, z) + t_f E_f (\alpha_f \Delta T_{f1} - \alpha_s \Delta T_{s1})}{t_s + t_f m}, \quad (2)$$

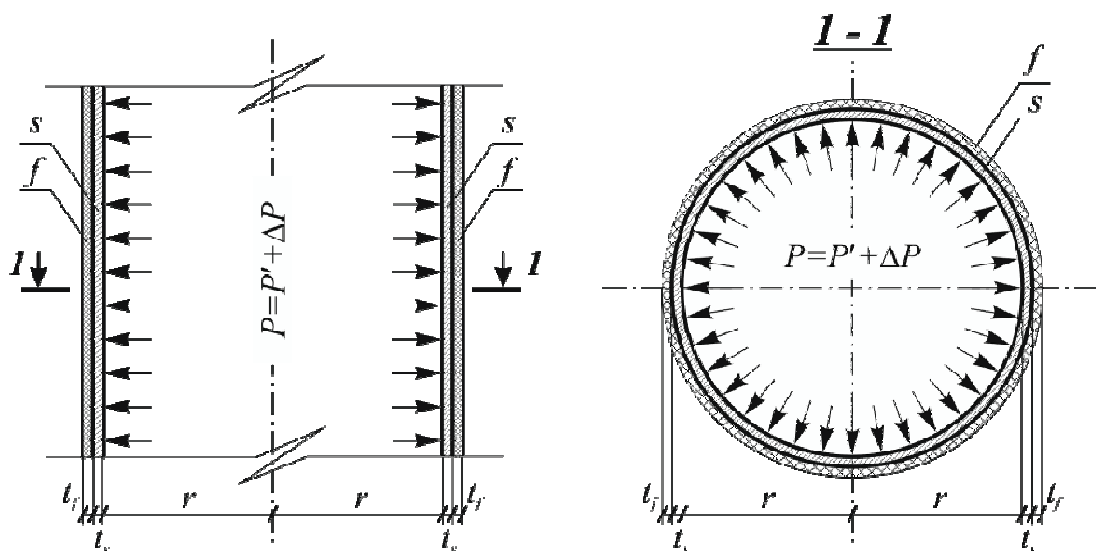


Рис. 1. Расчетная схема стальной цилиндрической оболочки резервуара, усиленной внешним поперечным фибропластиковым армированием: s — стальная оболочка резервуара, f — слой внешнего поперечного фибропластикового усиления

где: $N_{f(x,z)} = (\Delta P)r(1 - \mu/2)$, $N_{s(x,z)} = (\Delta P)r \left[1 + m \frac{t_f \mu}{t_s} \frac{\mu}{2} \right]$ — условные кольцевые усилия единицы сечения фибропластикового и стального слоев стенки резервуара, возникающие при изменении внутреннего давления на величину ΔP , определенные с учетом совместного действия кольцевых и продольных напряжений в стальной части конструкции; E_s , E_f — соответственно, модули упругости стали и элементов фибропластикового усиления; $m = E_f/E_s$ — соотношение модулей упругости составляющих слоев стенки; μ — коэффициент Пуассона материала стальной составляющей стенки резервуара; σ_{f0} — предварительные напряжения в элементах фибропластикового усиления; α_s , α_f — коэффициенты линейного температурного деформирования стали и слоя усиливающего фибропластика; ΔT_{s1} , ΔT_{f1} — наиболее невыгодные изменения температур стальной и фибропластиковой составляющих оболочки, вызывающие максимальные дополнительные усилия стали; ΔT_{s2} и ΔT_{f2} — наиболее невыгодные изменения температур стальной и фибропластиковой составляющих оболочки, вызывающие максимальные дополнительные усилия в фибропластике.

При этом наиболее характерным случаем, определяющим температурные режимы эксплуатации абсолютного большинства металлических резервуаров, является плавное изменение температур с одинаковыми их величинами во всех слоях комплексных стенок. Таким образом в выражениях (1) и (2) становится возможным использование обобщенной величины данного фактора ΔT для различных составляющих конструкции.

В настоящее время сформировалось два принципиальных подхода к практическому рассмотрению характера работы металлических цилиндрических оболочек, усиленных внешним поперечным армированием, воспринимающим действие только кольцевых усилий.

С одной стороны классические работы [20, 21], анализирующие усиление металлических цилиндрических оболочек навивкой высокопрочных металлических проволок и лент, утверждают, что учет продольных напряжений этих конструкций приводит к незначительному увеличению толщин стальных частей стенок и уменьшению толщин усиливающих слоев, уточняя расчет не более чем на 4...5%. Таким образом, в этом случае, под влиянием соображений значительного упрощения практических вычислений, декларируется допущение предположения о применимости утверждения $N_{f(x,z)} \approx N_{s(x,z)} \approx (\Delta P)r$.

С другой стороны [42, 43] отличительными чертами использования внешнего фибропластикового армирования резервуаров от усиливающей навивки металлическими элементами являются гораздо больший возможный диапазон соотношений модулей упругости рабочих частей конструкции стенки $m = E_f/E_s$, составляющий в общем случае 0,3...3,8, а также наличие коэффициентов линейного температурного деформирования фибропластиков $\alpha_f = (-2,0 \dots +5,4) \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, обуславливающих значительный температурный прирост напряжений при совместной работе со сталью, демонстрирующей аналогичную величину, равную $\alpha_s = +10,4 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$. Сказанное заставляет ограничивать применимость упрощений классического подхода, абстрагированного от деформаций стали, направленных вдоль осей оболочек резервуаров.

Решение задачи определения требуемых рабочих толщин фибропластиковых составляющих комплексных стенок рассматриваемых цилиндрических резервуаров без учета продольных деформаций металлических оболочек и с их наличием приведем ниже.

Случай абстрагирования от продольных деформаций металлических оболочек резервуаров. Совместное рассмотрение выражений, определяющих напряжения в стальной стенке резервуара и усиливающих фибропластиковых элементах (формулы (1) и (2)), абстрагированное от продольных напряжений оболочки (т.е. предполагающее $N_{f(x,z)} \approx N_{s(x,z)} \approx (\Delta P)r$) и учитывающее равномерное изменение температур ΔT материалов всех слоев конструкции, позволяет получить взаимозависимость между рассматриваемыми напряжениями следующего вида

$$\sigma_s = \sigma'_{s0}(x) + \frac{1}{m} (\sigma_f - \sigma_{f0}) - \sigma_{f0} \frac{t_f}{t_s} - \Delta\alpha \Delta T E_s, \quad (3)$$

где: $\sigma'_{s0}(x) = \frac{P'r}{t_s}$ — напряжения в стальной оболочке до начала процесса усиления,

$\Delta\alpha = \alpha_s - \alpha_f$ — разность коэффициентов линейного температурного деформирования стали и слоя усиливающего фибропластика.

При отсутствие начального давления в момент усиления резервуаров (т.е. $P'=0$) и при условии размещения фибропластикового армирования без придания усилий предварительного напряжения ($\sigma_{f0}=0$) последняя взаимозависимость составит

$$\sigma_s = \frac{t_f}{m} - \Delta\sigma_T, \quad (4)$$

где: $\Delta\sigma_T = \Delta\alpha \Delta T E_s$ — величина, определяющая изменение напряжений под воздействием температурных деформаций.

Ограничивая в составе последнего выражения величину напряжений стальной составляющей σ_s комплексной стенки резервуара пределом текучести материала f_{ys} или предельной величиной напряжений, допустимой из условий усталости материала соединений ее не усиленной конструкции, становится возможным получить из соотношения (4) максимальные напряжения фибропластиковой составляющей, соответствующие случаю сохранения общей работоспособности, т.е.

$$\sigma_f^{\max} = (f_{ys} + \Delta\sigma_T)m. \quad (5)$$

Учитывая условие равновесия действующих усилий

$$N_{\Delta P(x)} = \sigma_s t_s + \sigma_f t_f, \quad (6)$$

где: $N_{\Delta P(x)} = (\Delta P)r$ — условное кольцевое усилие, приходящееся на единицу сечения комплексной стенки резервуара, возникающие при изменении внутреннего давления на величину ΔP ,

и ограничивающее условие (5), становится возможным получить требуемую толщину сплошного внешнего поперечного фибропластикового армирования

$$t_f = \frac{N_{\Delta P(x)} - f_{yd} t_s}{(f_{yd} + \Delta \sigma_T) m} \quad (7)$$

Введя показатель коэффициента необходимой степени внешнего фибропластикового армирования $k_{f(t)} = t_f / t_s$, получим

$$k_{f(t)} = t_f / t_s = \frac{\frac{N_{\Delta P(x)} - f_{yd}}{t_s}}{(f_{yd} + \Delta \sigma_T) m} = \frac{\Delta \sigma_{s+}}{(f_{yd} + \Delta \sigma_T) m} \quad (8)$$

где: $\Delta \sigma_{s+} = \left(\frac{N_{\Delta P(x)}}{t_s} - f_{yd} \right)$ — условное превышение напряжений над ограничивающей величиной (пределом текучести стали или максимальными напряжениями, определенными усталостью материала соединений) в металлической оболочке при отсутствии внешнего армирования.

Учитывая линейность зависимости коэффициента $k_{f(t)}$ от условной величины превышения напряжений $\Delta \sigma_{s+}$, необходимая толщина внешнего фибропластикового армирования может быть представлена как

$$t_f = k_{f1(t)} \cdot t_s \cdot \Delta \sigma_{s+} \quad (9)$$

где: $k_{f1(t)} = \frac{1}{(f_{yd} + \Delta \sigma_T) m}$ — коэффициент необходимого внешнего фибропластикового армирования при возможном единичном превышении напряжений над ограничивающей величиной, т.е. при $\Delta \sigma_{s1} = 1$.

Случай учета продольных деформаций металлических оболочек резервуаров. Аналогично предыдущему случаю совместное рассмотрение выражений, определяющих напряжения в стальной стенке резервуара и усиливающих фибропластиковых элементах (формулы (1) и (2)), учитывающее влияние продольных напряжений в оболочке на условные кольцевые усилия $N_f(x,z) = N_{\Delta P(x)} (1 - \mu/2)$, $N_s(x,z) = N_{\Delta P(x)} \left[1 + m \frac{t_f \mu}{t_s} \right]$, а также равномерное изменение температур ΔT материалов всех слоев конструкции, позволяет получить взаимозависимость между данными напряжениями

$$\sigma_f = \frac{m}{A} \left[\sigma_s - \sigma'_{s0(x)} + \sigma_{f0} \frac{t_f}{t_s} + \Delta \alpha \Delta T E_s \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m} \right] + \sigma_{f0} \quad (10)$$

$$\sigma_s = \sigma'_{s0(x)} + \frac{A}{m} (\sigma_f - \sigma_{f0}) - \sigma_{f0} \frac{t_f}{t_s} - \Delta \alpha \Delta T E_s \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m} \quad (11)$$

где: $A = \frac{1 + m \frac{t_f \mu}{t_s}}{1 - \mu/2}$ — вспомогательная величина,

которые при отсутствии начального давления в момент усиления резервуаров (т.е. $\sigma'_{s0(x)} = 0$) и установке фибропластикового армирования без предварительного напряжения ($\sigma_{f0} = 0$) примут вид

$$\sigma_f = \frac{m}{A} \left[\sigma_s + \Delta \sigma_T \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m} \right] \quad (12)$$

$$\sigma_s = \frac{A}{m} \sigma_f - \Delta \sigma_T \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m} \quad (13)$$

В соответствии с выражением (12) максимальные напряжения, допустимые в фибропластиковой составляющей стенки из условия обеспечения работоспособности стальной части конструкции, составят

$$\sigma_f^{max} = \frac{m}{A} \left[f_{yd} + \Delta\sigma_T \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m} \right]. \quad (14)$$

В свою очередь совместное рассмотрение условия равновесия усилий (6) и ограничения (14) позволяет получить требуемую толщину сплошного внешнего поперечного фибропластикового армирования, определенную с учетом продольных деформаций металлической оболочки резервуара

$$t_f = \frac{A}{m} \cdot \frac{N_{\Delta P(x)} f_{yd} t_s}{f_{yd} + \Delta\sigma_T \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m}}. \quad (15)$$

Величина коэффициента необходимого внешнего фибропластикового армирования $k_{f(t)}$ в этом случае составит

$$k_{f(t)} = t_f / t_s = \frac{A}{m} \cdot \frac{N_{\Delta P(x)} f_{yd} t_s}{f_{yd} + \Delta\sigma_T \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m}} = \frac{A}{m} \cdot \frac{\Delta\sigma_{s+}}{f_{yd} + \Delta\sigma_T \frac{At_s + t_f m}{t_s + t_f m}}, \quad (16)$$

где: A — вспомогательная величина формул (10) и (11), которую возможно представить в виде

$$A = \frac{1 + m k_{f(t)} \frac{\mu}{2}}{1 - \mu/2}. \quad (17)$$

Совместное рассмотрение выражений (16) и (17) позволяет получить следующее уравнение

$$A_1 (k_{f(t)})^2 + A_2 k_{f(t)} - A_3 = 0, \quad (18)$$

где: $A_1 = m \left[(1 - \mu/2) f_{yd} - (\mu/2) \Delta\sigma_{s+} + \Delta\sigma_T \right],$
 $A_2 = (1 - \mu/2) f_{yd} - (1 + \mu/2) \Delta\sigma_{s+} + \Delta\sigma_T,$
 $A_3 = \Delta\sigma_{s+} / m.$

Значашее решение уравнения (18) определяет искомую величину коэффициента внешнего фибропластикового армирования

$$k_{f(t)} = t_f / t_s = \frac{1}{2A_1} \left[(A_2^2 + 4A_1 A_3)^{\frac{1}{2}} - A_2 \right], \quad (19)$$

в свою очередь численно равную выражению

$$k_{f(t)} = t_f / t_s = A'_3 - A_2 / A_1, \quad (20)$$

где: $A'_3 = 1/m.$

Численные исследования и сопутствующий анализ. Существенная разница в величинах коэффициентов линейного температурного деформирования фиброармированных пластиков и сталей определяет значительное влияние изменений температур эксплуатации на напряженное состояние цилиндрических резервуаров, усиленных соответствующим внешним поперечным армированием. Так результаты численного эксперимента (рис. 2), рассматривавшего изменение показателя коэффициента необходимого фибропластикового армирования $k_{f1(t)}$, получаемого при единичном превышении напряжений $\Delta\sigma_{s1+} = 1 \text{ кН/см}^2$

над ограничивающей величиной f_{yd} (пределом текучести стали или предельной величиной напряжений, определяемой усталостью материала), в диапазоне рабочих температур $\Delta T = -40 \dots + 40^\circ\text{C}$, свидетельствуют о многократной его переменности.

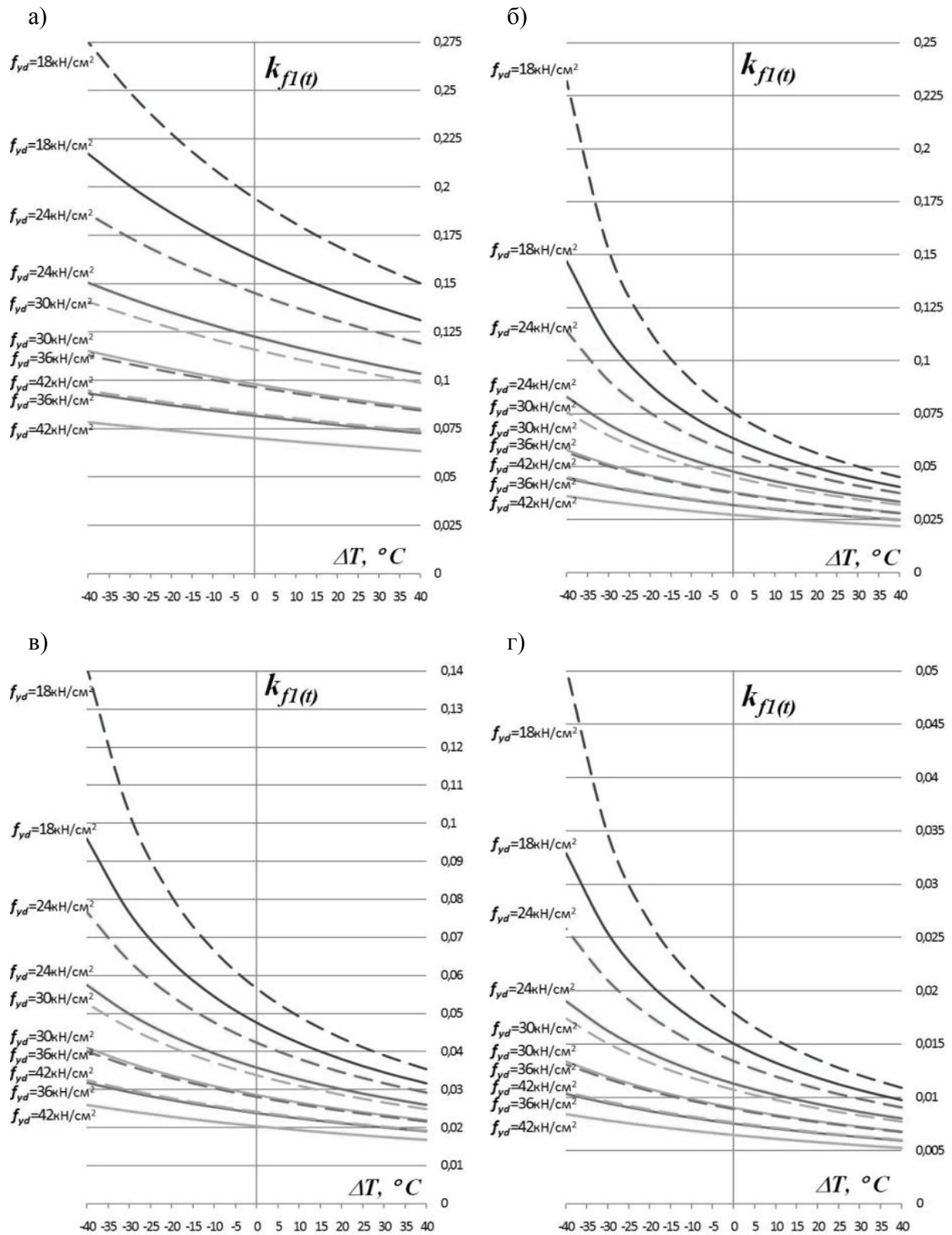


Рис. 2. Изменение величины коэффициента необходимого фибропластикового армирования $k_{f1}(\theta)$ при единичном превышении напряжений $\Delta\sigma_{s1+} = 1 \text{ кН}/\text{см}^2$ над ограничивающей величиной f_{yd} в диапазоне рабочих температур $\Delta T = -40 \dots + 40^\circ\text{C}$

В приводимых результатах расчетов рассматривалось поперечное усиление стальных оболочек, имевших показатели ограничения прочности материала $f_{ya} = 18 \dots 42 \text{ кН/см}^2$, фибропластиками с различными продольными сопротивлениями f_{fk} , изготовленными на основе разных армирующих волокон: *E-стекловолокна* (*E-glass fiber*, $f_{fk} = 200 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 0,7 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = 5,0 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, см. рис. 2, а), *арамидного волокна* (*aramid fiber*, $f_{fk} = 380 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 1,8 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = -2,0 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, см. рис. 2, б), *высокопрочного (нормальномодульного) углеродного волокна* (*high strength (normal modulus) carbon fiber*, $f_{fk} = 410 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 2,4 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = -0,6 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, см. рис. 2, в) и *высокомодульного углеродного волокна* (*high modulus carbon fiber*, $f_{fk} = 240 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 7,6 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = -1,45 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, см. рис. 2, г). Результаты расчетов, соответствующие случаю абстрагирования от влияния продольных деформаций металлических оболочек, представлены на указанных графиках (рис. 2) сплошными линиями, а результаты, полученные в случае их учета — прерывистыми линиями.

Анализ графиков зависимостей коэффициентов фибропластикового армирования при единичных условных превышениях допустимых напряжений $k_{f1(t)}$ от эксплуатационных температур ΔT свидетельствуют об общей тенденции наибольшего влияния на данные параметры величин модулей упругости используемых фибропластиков, а также прочностных характеристик материала стальных оболочек f_{ya} (предела текучести стали или предельной величины напряжений, определяемой условием усталости материала). Характерная степень влияния температурного фактора определяется условием ограничения прочности металлических оболочек: при использовании фибропластиков на основе различных видов конструкционных волокон температурные изменения способны многократно изменять величину рассматриваемого коэффициента $k_{f1(t)}$ в сочетаниях со стальными оболочками, отличающимися незначительной прочностью материала (рис. 2, см. кривые для $f_{ya} = 18 \text{ кН/см}^2$), в то время как аналогичные сочетания с высокопрочными сталями (рис. 2, см. кривые для $f_{ya} = 42 \text{ кН/см}^2$) практически нивелируют влияние температур.

Немаловажным является также то, что при рассматриваемом определении коэффициента $k_{f1(t)}$, классическое предположение о возможности абстрагирования от воздействия продольных деформаций стальных оболочек (рис. 2, графики, изображ. сплошными линиями), оказывается применимым только в отдельных случаях при сочетаниях высокопрочных стальных оболочек с преимущественно высокомодульными фибропластиками внешнего армирования в диапазоне температур $\Delta T = 0 \dots 40^\circ\text{C}$. В противных случаях не учет продольного деформирования стальных оболочек приводит к существенным отличиям от расчетов, выполненных с его учетом (см. рис. 2, графики, изображ. прерывистыми линиями).

Следует также отметить относительную невыгодность, с точки зрения влияния взаимных температурных деформаций, применения арамидных волокон в составе комплексных конструкций, предусматривающих сочетание с низкопрочными материалами стальных основ. Так, даже при наличии модуля упругости некоторых арамидопластиков $E_{f-ARFP} = 1,8 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, в два с половиной раза превышающего модуль упругости E-стеклопластика $E_{f-GFRP} = 0,7 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, с учетом возможного понижения температур $\Delta T = 40^\circ\text{C}$ для этих материалов имеют место сопоставимые по величинам коэффициенты внешнего армирования $k_{f1(t)}$ (см., соответственно, рис. 2, а и рис. 2, б).

Зависимости изменения величин коэффициентов внешнего поперечного фибропластикового армирования $k_{f1(t)}$ от параметра прочности материала стальных оболочек цилиндрических резервуаров f_{ya} при рассматривавшемся наиболее невыгодном изменении температур эксплуатации $\Delta T = 40^\circ\text{C}$ представлены на рисунке 3. Сравниваются показатели, полученные для фибропластиков, изготовленных на основе *E-стекловолокна* и *S-стекловолокна* (соответственно: *E-glass fiber*, $f_{fk} = 200 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 0,7 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$,

$\alpha_f = 5,0 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ и *S-glass fiber*, $f_{fk} = 480 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 0,9 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = 2,9 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$; см. рис. 3, а), арамидного волокна (*aramid fiber*, $f_{fk} = 380 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 1,8 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = -2,0 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$; см. рис. 3, б), а также высокопрочного (нормально модульного) и высоко модульного углеродного волокна (соответственно: *high strength (normal modulus) carbon fiber*, $f_{fk} = 410 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 2,4 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = -0,6 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ и *high modulus carbon fiber*, $f_{fk} = 240 \text{ кН/см}^2$, $E_f = 7,6 \times 10^4 \text{ кН/см}^2$, $\alpha_f = -1,45 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, см. рис. 3, в).

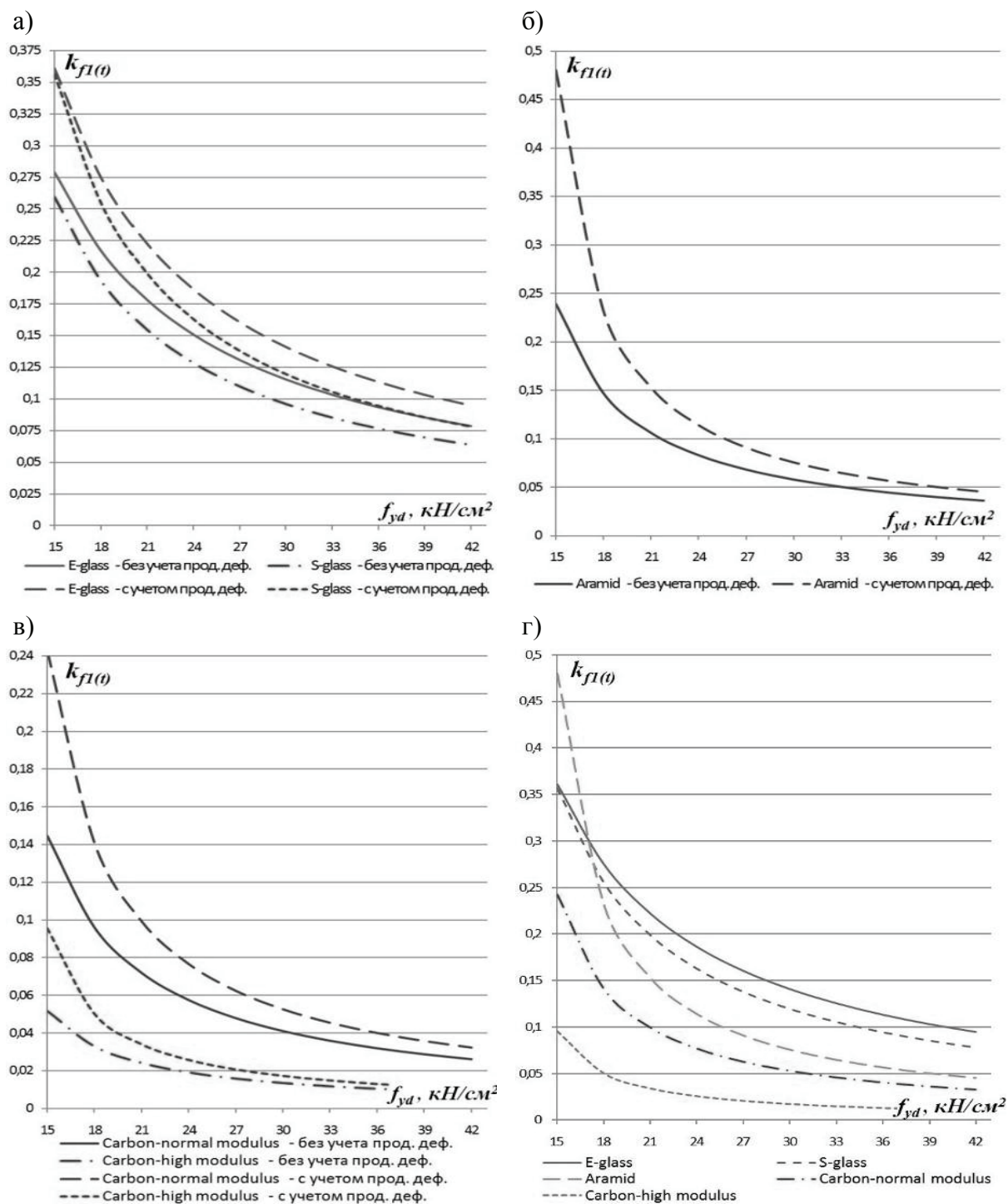


Рис. 3. Изменение величин коэффициентов необходимого внешнего поперечного фибропластикового армирования $k_{f1(\theta)}$ в зависимости от параметра прочности материала стальных оболочек f_{yd} при перепадах эксплуатационных температур $\Delta T = 40^\circ\text{C}$

Приведенные графики (рис. 3, а-в) наглядно подчеркивают тенденцию определяющего влияния на коэффициент армирования $k_{F1(t)}$ показателей модулей упругости фиброармированных пластиков E_f , а также прочности стальных оболочек рассматриваемых резервуаров f_{ya} : с ростом указанных показателей наблюдается снижение данного коэффициента. При этом резкий рост необходимой степени армирования наблюдается при ограничении прочности материала стальных основ резервуаров величиной менее $f_{ya} = 18 \text{ кН/см}^2$, а не учет влияния фактора продольных деформаций усиливаемых оболочек оправдывается только при сочетании высокомодульных углеродоволоконных пластиков с материалом основы, имеющим показатель прочности $f_{ya} \approx 24 \dots 42 \text{ кН/см}^2$ (см. рис. 3, в).

Совместное рассмотрение зависимостей, полученных для различных материалов внешнего армирования с учетом влияния продольных деформаций резервуаров (см. рис. 3, г), позволяет сделать вывод о достаточно высокой целесообразности применения низко модульных (гораздо более дешевых [39, 43]) фибропластиков для усиления конструкций, обладающих высокими прочностными характеристиками стальных основ $f_{ya} \approx 30 \dots 42 \text{ кН/см}^2$. В тоже время как для конструкций, отличающихся низкими ограничениями прочности стали $f_{ya} \approx 15 \dots 20 \text{ кН/см}^2$, эффективное внешнее армирование достигается только при использовании высокомодульных фибропластиков.

Для оценки влияния увеличения уровня действующих напряжений на величину коэффициента необходимого поперечного фибропластикового армирования $k_{F(t)}$ рассматриваемых конструкций введем коэффициент степени условного превышения напряжений в металлических оболочках при отсутствии соответствующего усиления

$$k_{\Delta\sigma(s+)} = \frac{\Delta\sigma_{s+}}{f_{ya}}, \quad (21)$$

где: $\Delta\sigma_{s+}$ — условное превышение напряжений над ограничивающей величиной f_{ya} при отсутствии внешнего армирования.

В этом случае рассмотрение работы комплексных конструкций, усиленных внешним поперечным фибропластиковым армированием, аналогичным принятому на рис. 2, при изменении эксплуатационных температур $\Delta T = -40^\circ\text{C}$, позволяет получить зависимости, представленные на рисунке 4 (*E-стеклопластик* — рис. 4, а, *арамидоволоконный пластик* — рис. 4, б, *высокопрочный углеродоволоконный пластик* — рис. 4, в и *высокомодульный углеродоволоконный пластик* — рис. 4, г; графики, полученные при абстрагировании от продольных деформаций металлических оболочек, изображены сплошными линиями, а при их учете — прерывистыми линиями).

Анализ полученных взаимозависимостей свидетельствует о применимости абстрагирования от продольных деформаций металлических оболочек при изменениях температур $\Delta T = 40^\circ\text{C}$ только в случаях использования высокомодульных фибропластиков в сочетании с высокопрочными стальными основами при диапазоне коэффициентов $k_{\Delta\sigma(s+)} \lesssim 0,1$, определяющих незначительную степень необходимого внешнего армирования. В противных случаях не учет фактора продольных деформаций оболочек в условиях значительного снижения рабочих температур приводит к существенному искажению результатов расчетов. Наибольшее расхождение показателей $k_{F(t)}$ достигается при сочетании высокомодульных фибропластиков, демонстрирующих значительные отличия от сталей в коэффициентах продольного температурного деформирования, с низкопрочными основами усиливаемых цилиндрических оболочек стальных резервуаров при необходимости восприятия значительных дополнительных усилий, т.е. при $k_{\Delta\sigma(s+)} \gtrsim 0,4$.

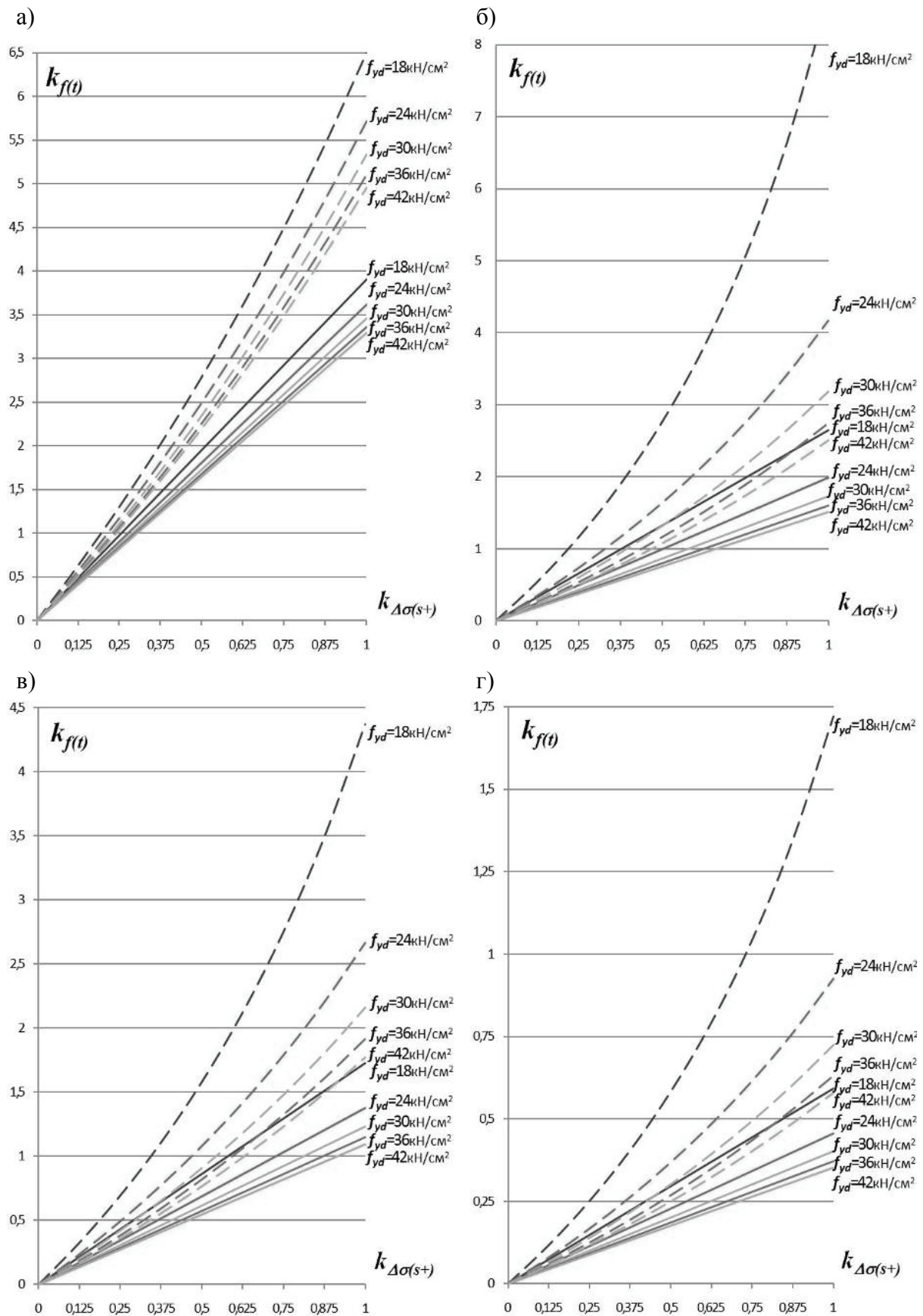


Рис. 4. Изменение величин коэффициентов необходимого внешнего поперечного фибропластикового армирования $k_{f(t)}$ в зависимости от коэффициентов степени условного превышения напряжений $k_{\Delta\sigma(s+)}$ и параметра прочности материала стальных оболочек f_{yd} при перепадах эксплуатационных температур $\Delta T = 40^\circ C$

Вывод

Предложенные методы расчета позволяют производить определение необходимых параметров усиления корпусов металлических цилиндрических резервуаров внешним поперечно направленным фибропластиковым армированием, воспринимающим действия кольцевых усилий. При этом обязательными факторами, подлежащими учету, являются температурные деформации используемых материалов, а также продольные деформации металлических составляющих комплексных конструкций. Основными факторами, определяющими эффективность получаемых решений, выступают остаточная прочность материала металлических оболочек резервуаров, а также модуль упругости применяемых фибропластиков. Теоретическая целесообразность эффективного использования низко модульных фиброармированных пластиков подтверждается для конструкций, имеющих высокие прочностные показатели металлических основ, а высоко модульных — для стенок резервуаров, отличающихся существенными ограничениями уровня допустимых напряжений их металлических оболочек.

Литература

1. Стан та залишковий ресурс фонду будівельних металевих конструкцій в Україні / А.В. Перельмутер, В.М. Гордєєв, Є.В. Горохов та ін.; За ред. д.т.н. Перельмутера А.В. – К.: Сталь, 2002. – 166 с.
2. Егоров Е.А., Анализ надежности стальных резервуаров для хранения товарных нефтепродуктов // Современные строительные конструкции из металла и древесины / Сб. науч. тр. ОГАСА. – Одесса: ОГАСА, 1999. – С. 61-65.
3. Современное состояние нефтеперерабатывающей промышленности и рынка нефтепродуктов в государствах — участниках СНГ (информационно-аналитический обзор) / Исполнительный комитет Содружества независимых государств. – М., 2015. – 31 с.
4. Дзюба С.В., Стоянов В.В. Проблемы усиления стенок металлических цилиндрических вертикальных резервуаров // Современные строительные конструкции из металла и древесины / Сб. научных трудов ОГАСА. – Одесса: ОДАБА, 2015. – С. 40-65
5. Егоров Е.А. Исследования и методы расчетной оценки прочности, устойчивости и остаточного ресурса стальных резервуаров, находящихся в эксплуатации / Сб. науч. тр. – Днепропетровск: ПГАСА, 1996. – 99 с.
6. Егоров Е.А. Некоторые результаты и проблемы технического диагностирования стальных резервуаров для хранения нефтепродуктов // Зб. наук. праць Придніпровської ДАБА та Варшавського технічного ун-ту. – Дніпропетровськ: ПДАБА, 1999. – С. 77-82.
7. Барвинко Ю.П., Голинько В.М., Барвинко А.Ю. О работоспособности вертикальных монтажных стыков стенки цилиндрических резервуаров большой емкости, построенных из рулонных заготовок // Нові рішення в проектуванні та будівництві металевих резервуарів / Зб. тез міжнародного колоквиуму. – К., Одеса: ІАСС, 2000. – С. 11-12.
8. Почтовик П.Г., Шаршунов Г.К. Повышение надежности резервуаров нефтеперекачивающих станций путем проведения промежуточных обследований // Металлические конструкции. / Сб. тр. МИСИ им. Куйбышева. – М.: МИСИ, 1984. – С. 127-132.
9. Барвинко Ю.П., Голинько В.М., Барвинко А.Ю., Перельмутер А.В., Кулеба Г.В. Повышение работоспособности вертикальных монтажных сварных соединений стенки стальных цилиндрических резервуаров, построенных из рулонных заготовок // Автоматическая сварка, 2001, №7(589). – С. 27-32.
10. Розенштейн И.М. Ремонт стенок вертикального стального резервуара без вывода его из эксплуатации // Нові рішення в проектуванні та будівництві металевих резервуарів / Зб. тез міжнародного колоквиуму. – К., Одеса: ІАСС, 2000. – С. 24-25.

11. Билецкий С.М., Голинько В.М., Барвинко Ю.П. Пути повышения эксплуатационной надежности сварных цилиндрических резервуаров, изготавливаемых из рулонизируемых заготовок // Автоматическая сварка, 1990, №3. – С. 50-52.
12. Правила технической эксплуатации резервуаров и инструкции по их ремонту. – М.: «Недра», 1988. – 182 с.
13. Сборник инструкций по защите резервуаров от коррозии. – М.: «Недра», 1982.
14. Рекомендации по усилению и ремонту строительных конструкций инженерных сооружений. – М.: ЦНИИПромзданий, 1990.
15. Рекомендации по восстановлению несущей способности цилиндрических резервуаров способом усиления стенки стальными кольцевыми бандажами. – Астрахань: ЦНИЛ, 1984.
16. Поповский Б.В., Джур Ю.Ф. Этапы решения задачи сборки вертикальных стыков стенок резервуаров // Монтажные и специальные работы в строительстве, 2000, №10. – С. 4-7.
17. О работоспособности вертикальных цилиндрических резервуаров вместимостью 50 тыс. м³ из стали 16Г2АФ / А.Ю. Барвинко, Ю.П. Барвинко, В.М. Голинько, В.Г. Тулин // Трубопровод. трансп. нефти, 1999, №9. – С. 24-27.
18. Лялин К.В. Некоторые аспекты совершенствования конструкций и технологии сборки и сварки цилиндрических резервуаров // Монтажные и специальные работы в строительстве, 1997, №7. – С. 10-13.
19. Рекомендации по эксплуатации резервуаров, усиленных методом постановки кольцевых бандажей. – Астрахань: ЦНИЛ, 1984.
20. Беленя Е.И., Астряб С.М., Рамазанов Э.Б. Предварительно напряженные металлические листовые конструкции. – М.: Сиройиздат, 1979. – 192 с.
21. Металлические конструкции: Спец. курс / Е.И. Беленя, Н.Н. Стрелецкий, Г.С. Веденников и др.; Под ред. Е.И. Беленя. – М.: Стройиздат, 1991. – 687 с.
22. Астряб С.М. Исследование прочности тонкостенных предварительно напряженных цилиндрических оболочек, работающих под равномерным внутренним давлением // Труды III Международной конференции по предварительно напряженным металлическим конструкциям. СССР, т. 1. – М.: 1971.
23. Астряб С.М., Гусев Б.М. Экспериментально-теоретическое исследование прочности предварительно-напряженной цилиндрической оболочки // Труды НИИХИММаш, №56. – М.: 1972.
24. Беленя Е.И. Предварительно-напряженные несущие металлические конструкции. – М.: 1975.
25. Беленя Е.И., Купалов К.К., Соболев Ю.В. Изыскание рациональной предварительно-напряженной конструкции аппарата высокого давления с цилиндрическим корпусом // Труды III Международной конференции по предварительно напряженным металлическим конструкциям. СССР, т. 2. – М.: 1971.
26. Беленя Е.И., Сафарян М.К., Рамазанов Э.Б. Экспериментальные исследования предварительно-напряженного стального резервуара // Экспрессинформация Мингазпрома, №23. – М.: 1968.
27. Ищенко Ю.К., Зайцева Л.Л., Астряб С.М. Опыт усиления стенки стального резервуара вместимостью 1000 м³ путем обмотки проволокой // Исследования новых методов сварки и процессов монтажа резервуаров / Труды ВНИИМСС, № 20. – М.: 1977.
28. Strengthening and rehabilitation of civil infrastructures using fibre-reinforced polymer (FRP) composites. Edited by L.C. Hollaway and J.G. Teng. – Woodhead Publishing Limited and Maney Publishing Limited on behalf of The Institute of Materials, Minerals & Mining, 2008. – 398 p.
29. Handbook of Composites. Edited by Peters, S.T. Second edition. – London: Chapman & Hall, 1998. – 1118 p.
30. Bryan Harris. Engineering Composite Materials. – London: The Institute of Materials, 1999. – 194 p.

31. FRP Design Guide, S&P Clever Reinforcement Company, Brunnen, Switzerland, June 2000. – 70 p.
32. Cripps, A., Harris, B. and Ibell, T. Fibre-reinforced polymer composites in construction, C564. – London: CIRIA, 2002.
33. Shcnoi, R.A., Moy, S.S.J., Holloway, L.C. Advanced polymer composites for structural application. – Thomas Telford, 2002.
34. Mortensen A. Concise Encyclopedia of Composite Materials. – Pergamon, 2007. – 958 p.
35. High-Performance Construction Material. Edited by Caijun Shi and Y.L. Mo. –World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2008. – 431 p.
36. Fibrous and composite materials for civil engineering applications. Edited by R. Figueiro. – Woodhead Publishing Limited, 2011. – 401 p.
37. Advanced fibre-reinforced polymer (FRP) composites for structural applications. Edited by Jiping Bai. – Woodhead Publishing Limited, 2013. – 906 p.
38. CNR-DT 200/2004 Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures. Materials, RC and PC structures, masonry structures. ROME – CNR, July 13th, 2004. – 144 p.
39. Дзюба С.В. Фибропластиковые системы в современном строительстве. – Одесса: ОГАСА, 2018. – 407 с.
40. Дзюба С.В., Стоянов В.В. Усиление стенок металлических цилиндрических резервуаров направленно-ориентированными фибропластиковыми материалами // Современные строительные конструкции из металла и древесины / Сб. научных трудов ОГАСА. – Одесса: ОДАБА, 2015. – С. 66-78.
41. Дзюба С.В. Консервация усталостных дефектов стенок металлических цилиндрических резервуаров предварительно напряженными фибропластиковыми материалами // Современные строительные конструкции из металла и древесины / Сб. научных трудов ОГАСА. – Одесса: ОДАБА, 2015. – С. 32-39.
42. Дзюба С.В., Михайлов А.А. Влияние термических деформаций на напряженное состояние стенок металлических цилиндрических резервуаров, усиленных направленно-ориентированными фибропластиковыми материалами // Современные строительные конструкции из металла и древесины / Сб. научных трудов ОГАСА. – Одесса: ОДАБА, 2016. – С. 39-50.
43. Дзюба С.В., Михайлов А.А. Проблемы усиления корпусов металлических цилиндрических резервуаров фибропластиковыми материалами // Сучасні будівельні конструкції з металу та деревини / Зб. Наукових праць ОДАБА. – Одесса: ОДАБА, 2017. – С. 40-48.