

УДК 624.014:624.074.7:624.953

**УСИЛЕНИЕ СТЕНОК МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ
РЕЗЕРВУАРОВ НАПРАВЛЕННО-ОРИЕНТИРОВАННЫМИ
ФИБРОПЛАСТИКОВЫМИ МАТЕРИАЛАМИ**

Дзюба С.В., Стоянов В.В. (Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса)

**THE WALL STRENGTHENING OF METALLIC
CYLINDRICAL RESERVOIRS BY THE DIRECTIONALLY-
ORIENTED FIBER REINFORCED POLYMERS**

Dzyuba S.V., Stoyanov V.V. (Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture, Odessa)

Рассматривается расчет стенок металлических цилиндрических резервуаров, усиленных предварительно напряженными фибропластиковыми элементами, а также особенности определения расчетных параметров их усиливающих элементов. Определяются направления необходимых исследований

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

The estimation of wall strengthening of metallic cylindrical reservoirs by the prestressed fiber reinforced polymer systems, and also features of determination of parameters of the strengthening elements, are examined. Directions of necessary researches are determined

Keywords: metallic cylindrical reservoirs, methods of wall strengthening of reservoirs, fiber reinforced polymer (FRP) systems

Проблемы, решаемые при направленно-ориентированном фибропластиковом усилении стенок резервуаров. Комплексное усиление стенок металлических цилиндрических резервуаров внешним армированием высокопрочными фибропластиковыми материалами непрерывной длины, размещаемым по высоте наиболее нагруженных поясов перпендикулярно оси сооружения и направленно воспринимающими действующие усилия, позволяет осуществлять эффективное восполнение материала, утраченного в процессе коррозии, а также консервацию дефектов, обусловленных процессами усталостного разрушения соединений листовых элементов, тем самым существенно продлевая срок службы данных конструкций. Немаловажной также является сопутствующая «не силовая» реабилитация, обеспечивающая

герметизацию и необходимую антикоррозионную защиту внешних поверхностей стенок резервуаров.

Установка фибропластиковых элементов внешнего усиления, прочность армирующих волокон которого на порядок превосходит прочность строительных сталей [1-12], может осуществляться как с использованием предварительного напряжения, так и при его отсутствии, что достигается применением фибропластиков на основе высокомодульных углеродоволоконных материалов, демонстрирующих кратное превышение модуля упругости над соответствующей характеристикой стали. При необходимости использования методов предварительного напряжения начальные усилия могут создаваться механизмами, подобными тем, что применяются в отношении обматываемых конструкций железобетонных резервуаров [13, 14] или поперечно армируемых фибропластиками железобетонных колонн большого диаметра [1, 15, 16].

В ряде случаев, определяемых использованием высокомодульных волокон или установкой предварительно напрягаемых фибропластиковых элементов, производство работ по усилению может осуществляться при неполном сливе хранимого продукта. Подобное усиление, в отличие от методов, предусматривающих поэлементную замену дефектных участков стенок, также не требует предварительной дегазации, внутренней зачистки и пропарки резервуаров, что существенно упрощает технологию и уменьшает продолжительность производства работ.

Расчет усиленных стенок резервуаров, выполненных с использованием направленно-ориентированных фибропластиков. Расчету цилиндрических оболочек, воспринимающих внутреннее давление и составленных из совместно работающих слоев разномодульных и разнопрочностных материалов, допускающих гетерогенно-анизотропную природу своих механических свойств, посвящен ряд трудов, из которых классическими принято считать работы Беленя Е.И., Астряба С.М. и Ромазанова Э.Б. [13, 14, 17-22], дающие четкие и относительно опробованные решения. Однако, применительно к внедрению внешнего фибропластикового усиления металлических цилиндрических конструкций, возникает ряд проблем, в составе которых одной из основных является значительное отличие в термическом деформировании традиционных строительных сталей и фиброармированных пластиков. Как известно коэффициент линейного температурного деформирования сталей составляет величину 10,4, в тоже время для высокопрочных фибропластиков данная величина колеблется от положительной величины 5,4, соответствующей материалам на основе Е-

стекловолокна, до отрицательной величины $-2,0$, соответствующей материалам на основе арамидных волокон, наиболее же прочные и высокомодульные углеродоволоконные пластики демонстрируют отрицательное температурное деформирование с соответствующими коэффициентами, находящимися в диапазоне $-0,6 \dots -1,45$ [1, 10-12]. Так же немаловажным фактором, учет которого необходим при рассмотрении работы усиливаемых стенок эксплуатируемых резервуаров, является возможность наличия начального внутреннего давления, создаваемого частичным заполнением сооружения.

С целью определения параметров напряженного состояния стальной стенки цилиндрического резервуара, находящейся под действием начального давления P' , усиливаемой непрерывно располагаемыми по ее высоте предварительно напрягаемыми фибропластиковыми элементами и испытывающей последующее повышение внутреннего давления на величину ΔP , рассмотрим расчетную модель, представленную на рисунке 1.

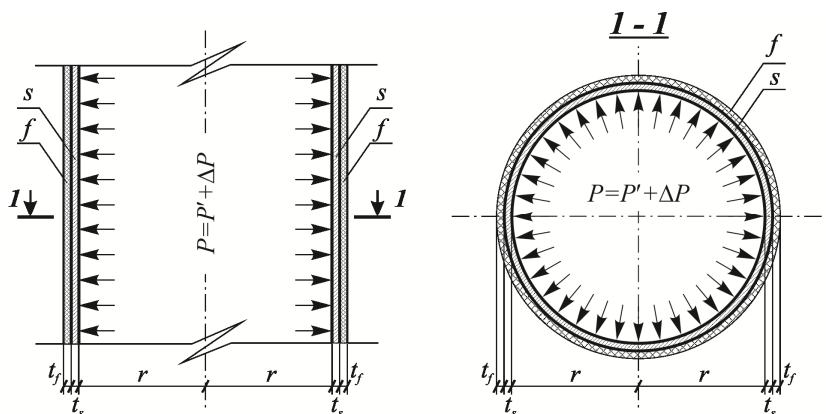


Рис. 1. Расчетная схема стальной цилиндрической оболочки резервуара, усиленной внешним поперечным фибропластиковым армированием: s — стальная оболочка резервуара, f — слой внешнего поперечного фибропластикового усиления

При наличии в резервуаре начального внутреннего давления P' , усилия, приходящиеся на единицу ширины сечений его стенки, проведенных вдоль и поперек оси сооружения, соответственно составят

$$N'_{(x)} = t_s \sigma'_{s0(x)} = P' r, \quad N'_{(z)} = t_s \sigma'_{s0(z)} = P' r / 2, \quad (1)$$

где: r , t_s , $\sigma'_{s0(x)}$, $\sigma'_{s0(z)}$ — соответственно, радиус и толщина стальной оболочки резервуара, а также действующие в ней кольцевые и продольные напряжения.

Размещение по внешнему контуру резервуара слоя поперечно направленных фибропластиковых элементов, установленных с предварительным усилием, составляющим на единицу ширины сечения величину, равную

$$N_{f0} = \sigma_{f0} t_f, \quad (2)$$

где: σ_{f0} , t_f — соответственно, напряжения и толщина слоя фибропластикового усиления,

приводит к изменению кольцевого усилия в металлической оболочке сооружения (см. рис. 2), т.е.

$$N_0 = N'_{(x)} - N_{f0} \text{ или } \sigma_{s0} t_s = \sigma'_{s0(x)} t_s - \sigma_{f0} t_f = P' r - \sigma_{f0} t_f. \quad (3)$$

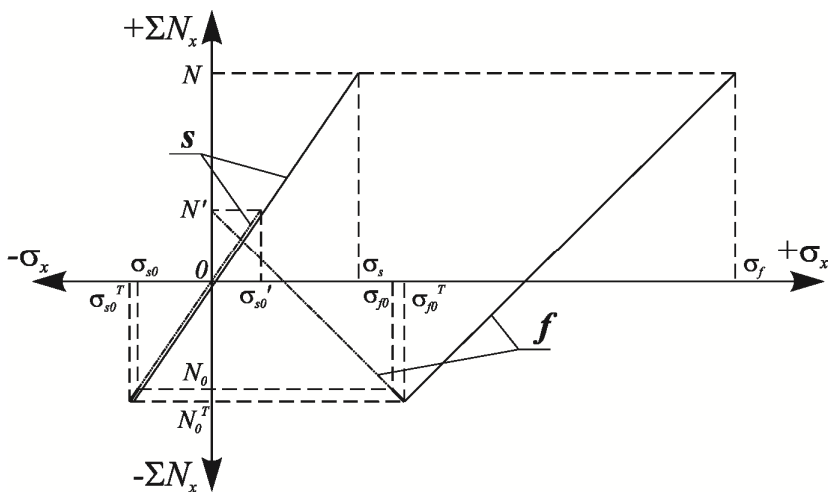


Рис. 2. Взаимозависимости суммарных кольцевых усилий (ΣN_x) и напряжений (σ_s) стальной оболочки резервуара от напряжений в поперечных фибропластиковых элементах внешнего усиления (σ_f): s — изменение кольцевых напряжений в стальной оболочке резервуара, f — изменение напряжений во внешнем слое поперечного фибропластикового усиления

Возможные колебания температур материалов стальной оболочки резервуара и внешнего фибропластикового усиления при независимой их работе вызывают соответствующие относительные деформации

$$\varepsilon'_{s(\Delta T)} = \alpha_s \Delta T_s, \quad \varepsilon'_{f(\Delta T)} = \alpha_f \Delta T_f, \quad (4)$$

где: α_s, α_f — коэффициенты линейного температурного деформирования стали и слоя усиливающего фибропластика; $\Delta T_s, \Delta T_f$ — изменения температур соответствующих слоев оболочки резервуара.

Изменение температур материалов при совместной работе составляющих слоев оболочки вызовет дополнительное усилие в фибропластиках, обжимающее металлическую составляющую конструкции с интенсивностью, приходящейся на единицу ширины сечения, равной

$$\begin{aligned} N_{f(\Delta T_1)} &= t_f \Delta \sigma_{f(\Delta T_1)} = t_f E_f (\varepsilon'_{s(\Delta T_1)} - \varepsilon'_{f(\Delta T_1)}) = \\ &= t_f E_f (\alpha_s \Delta T_{s1} - \alpha_f \Delta T_{f1}), \end{aligned} \quad (5)$$

где: $\Delta \sigma_{f(\Delta T_1)}$ — прирост обжимающих напряжений, E_f — модуль упругости фибропластика, ΔT_{s1} и ΔT_{f1} — наиболее невыгодные изменения температур стальной и фибропластиковой составляющих оболочки, вызывающие дополнительное обжатие конструкции.

Данное усилие распределится между слоями оболочки резервуара

$$\begin{aligned} N_{f(\Delta T_1)} &= \sigma_{f(\Delta T_1)} t_f + \sigma_{s(\Delta T_1)} t_s \quad \text{или} \\ t_f E_f (\alpha_s \Delta T_{s1} - \alpha_f \Delta T_{f1}) &= \sigma_{f(\Delta T_1)} t_f + \sigma_{s(\Delta T_1)} t_s. \end{aligned} \quad (6)$$

Учитывая совместность деформирования слоев конструкции

$$\varepsilon_{f(\Delta T_1)} = \varepsilon_{s(\Delta T_1)}, \quad \text{т.е.} \quad \sigma_{f(\Delta T_1)} / E_f = \sigma_{s(\Delta T_1)} / E_s, \quad (7)$$

где: $\sigma_{f(\Delta T_1)}$ и $\sigma_{s(\Delta T_1)}$ — температурные напряжения в слоях фибропластика и стали при изменениях температур, вызывающих наиболее невыгодное обжатие конструкции, E_f и E_s — соответствующие модули упругости,

из предыдущего выражения возможно получить величину приращения напряжений в стальных элементах при изменении температур

$$\sigma_{s(\Delta T_1)} = \frac{t_f E_f E_s (\alpha_s \Delta T_{s1} - \alpha_f \Delta T_{f1})}{t_s E_s + t_f E_f}. \quad (8)$$

Аналогичным образом, наибольшее усилие, создающее возможный распор в металлической составляющей оболочки и способное догрузить фибропластиковые элементы, составит на единицу ширины сечения величину, равную

$$\begin{aligned} N_{s(\Delta T_2)} &= t_s \Delta \sigma_{s(\Delta T_2)} = t_s E_s (\varepsilon'_{s(\Delta T_2)} - \varepsilon'_{f(\Delta T_2)}) = \\ &= t_s E_s (\alpha_s \Delta T_{s2} - \alpha_f \Delta T_{f2}), \end{aligned} \quad (9)$$

где: $\Delta \sigma_{s(\Delta T_2)}$ — прирост напряжений распора, ΔT_{s2} и ΔT_{f2} — наиболее невыгодные изменения температур стальной и фибропластиковой составляющих оболочки, вызывающие распор конструкции.

Усилие распора $N_{s(\Delta T_2)} = \sigma_{f(\Delta T_2)} t_f + \sigma_{s(\Delta T_2)} t_s$ распределяется между слоями стенки резервуара в соответствии с условием совместного деформирования $\sigma_{f(\Delta T_2)}/E_f = \sigma_{s(\Delta T_2)}/E_s$, что позволяет получить величину температурных напряжений в фибропластике

$$\sigma_{f(\Delta T_2)} = \frac{t_s E_s E_f (\alpha_s \Delta T_{s2} - \alpha_f \Delta T_{f2})}{t_s E_s + t_f E_f}. \quad (10)$$

Суммарные кольцевые усилия, приходящиеся на единицу ширины сечения фибропластикового и стального слоя предварительно напряженной стенки резервуара, при изменении температур составят (см. рис. 2)

$$N_{f0}^T = N_{f0} + N_{\Delta T_2} \quad \text{или} \quad \sigma_{f0}^T t_f = (\sigma_{f0} + \sigma_{f(\Delta T_2)}) t_f, \quad (11)$$

$$\begin{aligned} N_0^T &= N_0 - N_{\Delta T_1} = N'_{(x)} - N_{f0} - N_{\Delta T_1} \quad \text{или} \\ \sigma_{s0}^T t_s &= (\sigma_{s0} - \sigma_{s(\Delta T_1)}) t_s = \sigma'_{s0(x)} t_s - \sigma_{f0} t_f - \sigma_{s(\Delta T_1)} t_s = \\ &= P' r - \sigma_{f0} t_f - \sigma_{s(\Delta T_1)} t_s. \end{aligned} \quad (12)$$

Дальнейший рост внутреннего давления в резервуаре на величину ΔP увеличивает усилия в слоях его стенки. Суммарные кольцевые усилия в фибропластиковом и стальном слоях, а также продольное усилие в стальном слое стенки, возникающее от действия давления на торцы резервуара, определяемые на единицу ширины сечений, соответственно составят

$$\begin{aligned} N_f &= N_{f0}^T + N_{f(\Delta P)} = N_{f0} + N_{\Delta T_2} + N_{f(\Delta P)} \quad \text{или} \quad \sigma_f t_f = (\sigma_{f0}^T + \sigma_{f(\Delta P)}) t_f = \\ &= (\sigma_{f0} + \sigma_{f(\Delta T_2)} + \sigma_{f(\Delta P)}) t_f, \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} N_{(x)} &= N_0^T + N_{s(\Delta P)} = N'_{(x)} - N_{f0} - N_{\Delta T_1} + N_{s(\Delta P)} \quad \text{или} \\ \sigma_{s(x)} t_s &= (\sigma_{s0}^T + \sigma_{s(\Delta P)}) t_s = \sigma'_{s0(x)} t_s - \sigma_{f0} t_f - \sigma_{s(\Delta T_1)} t_s + \sigma_{s(\Delta P)} t_s = \end{aligned}$$

$$= P'r - \sigma_{f0}t_f - \sigma_{s(\Delta T1)}t_s + \sigma_{s(\Delta P)}t_s, \quad (14)$$

$$N_{(z)} = N'_{(z)} + N_{s(\Delta P)(z)} \text{ или } \sigma_{s(z)}t_s = (\sigma'_{s0(z)} + \sigma_{s(\Delta P)(z)})t_s = \\ = P'r/2 + (\Delta P)r/2 = P'r/2. \quad (15)$$

Для определения приращений напряжений в слоях фибропластика $\sigma_{f(\Delta P)}$ и стали $\sigma_{s(\Delta P)}$ от роста внутреннего давления в резервуаре ΔP , воспользуемся принципами, изложенными в классических работах [13, 14]. Нагрузка, воспринимаемая единицей ширины сечения двухслойной стенкой резервуара, составит

$$N_{(\Delta P)} = N_{f(\Delta P)} + N_{s(\Delta P)} \text{ или } \Delta P \times r = \sigma_{f(\Delta P)}t_f + \sigma_{s(\Delta P)}. \quad (16)$$

где: $\sigma_{f(\Delta P)}$, $\sigma_{s(\Delta P)}$ — приращение кольцевых напряжений в слоях фибропластика и стали от роста нагрузки ΔP .

Из условия совместности деформаций

$$\sigma_{f(\Delta P)} / E_f = (\sigma_{s(\Delta P)} - \mu \times \sigma_{s(\Delta P)(z)}) / E_s, \quad (17)$$

с учетом вышеприведенного значения усилия $N_{(\Delta P)}$ могут быть определены приращения кольцевых напряжений

$$\sigma_{f(\Delta P)} = (\Delta P)r \frac{m(1-\mu/2)}{t_s+t_fm}, \quad (18)$$

$$\sigma_{s(\Delta P)} = (\Delta P)r \frac{(1+m\frac{t_f\mu}{t_s2})}{t_s+t_fm}, \quad (19)$$

где: μ — коэффициент Пуассона стальной составляющей стенки резервуара; $m = E_f/E_s$ — соотношение модулей упругости соответствующих составляющих слоев стенки.

Окончательные величины кольцевых напряжений в элементах фибропластикового усиления и стальной части стенки резервуара составят

$$\sigma_f = \sigma_{f0} + \frac{m[N_{f-x,z}+t_sE_s(\alpha_s \Delta T_{s2} - \alpha_f \Delta T_{f2})]}{t_s+t_fm}, \quad (20)$$

$$\sigma_s = \frac{P'r}{t_s} - \sigma_{f0} \frac{t_f}{t_s} + \frac{N_{s-x,z}+t_fE_f(\alpha_f \Delta T_{f1} - \alpha_s \Delta T_{s1})}{t_s+t_fm}, \quad (21)$$

где: $N_{f-x,z} = (\Delta P)r(1 - \mu/2)$, $N_{s-x,z} = (\Delta P)r \left[1 + m \frac{t_f}{t_s} \frac{\mu}{2} \right]$ — условные кольцевые усилия единицы сечения фибропластикового и стального слоев стенки резервуара, возникающие при изменении внутреннего давления в резервуаре на величину ΔP , определенные с учетом действия кольцевых и продольных напряжений в стальной части конструкции.

Анализ полученных формул свидетельствует о том, что их состав, обуславливающий кольцевые усилия, возникающим при росте внутреннего давления ΔP в резервуаре с предварительно напряженной оболочкой стенки, соответствует классическим определениям [13, 14]. Однако полученный учет значительных различий температурных деформаций фибропластиков и стальных элементов отличается от ранее использовавшегося для подобных конструкций [13, 23], зависевшего от температурного деформирования обоих материалов и продольной жесткости сечения только основной стальной составляющей стенки. Дальнейший анализ существующих методик расчета комплексных металло-фибропластиковых элементов показал, что используемый подход к учету температурных напряжений дает в данном случае результаты идентичные тем, что формулируются современными рекомендациями [24], обобщающими европейскую практику рассмотрения совместной работы данных материалов. При абстрагировании от величин начальных нагрузок и усилий предварительного напряжения, предшествующих изменению действующих температур, а также предполагая наличие одинакового температурного режима эксплуатации слоев конструкции (т.е. $\Delta T_s = \Delta T_f$), полученные выражения напряжений, действующих в фибропластиковом усилении σ_f и стальной части стенки резервуара σ_s , примут вид, соответствующий работе усиленной фибропластиками металлической пластины, описанной в [24].

Расчетные характеристики усиливающих фибропластиков. Учет расчетных характеристик сечений усиливающих фибропластиковых составляющих металлических конструкций зависит от способа их изготовления. Использование систем, основанных на применении предварительно отвержденных элементов заводской готовности, изготавливаемых методами пултрузии или ламинации и приклеиваемых к поверхностям металлических конструкций, позволяет учитывать фактические размеры сечений усиливающих фиброармированных элементов с приведением их механических характеристик в соответствии с объемным содержанием рабочего волокна. Ввиду крайне незначительного влияния связующих матриц на рассматриваемую работу данных

материалов, их наличие при определении параметров напряженного состояния может не учитываться, а необходимые показатели свойств фибропластиков ограничиваются упруго-прочностными характеристиками армирующих волокон [12, 1, 5, 7, 11, 25-27]. Модуль упругости и сопротивление таких материалов, определяемые вдоль направления рабочей фибры, составят:

$$E_f = \frac{V_{fib}}{V} E_{fib} , \quad f_f = \frac{V_{fib}}{V} f_{fib} , \quad (22)$$

где: E_{fib} , f_{fib} — соответственно, модуль упругости и сопротивление растяжению используемого армирующего волокна;
 V_{fib} , V — соответственно, объем армирующей фибры и общий объем фибропластикового элемента.

В случае использования так называемых «мокрых» систем усиления конструкций, предусматривающих укладку «сухих» армирующих материалов (волокон, лент или однонаправленных тканей), пропитываемых матричными составами непосредственно по месту усиления, механические характеристики конечных фибропластиковых элементов обычно назначаются в соответствии с аналогичными величинами армирующего волокна, а в качестве их расчетных толщин используется суммарная толщина условных монослоев армирующих материалов (например, однонаправленной ткани), разделенных матрично-адгезион-ными слоями [12, 1, 5, 7, 11, 25-27]. При этом использование «мокрых» фибропластиков, включающих несколько армирующих слоев волокон, заставляет учитывать неравномерность деформирования их сечений, обусловленную пониженными модулями упругости разделительных матричных швов. Так для наиболее высокомодульного и прочного углеволоконного армирования распределение усилий по слоям материала при циклических воздействиях может отличаться в несколько раз (рис. 3), что делает малоэффективными углеволоконные фибропластиковые элементы, составленные более чем из трех-пяти слоев армирующей фибры [27-31].

В соответствии с фактической неравномерностью участия отдельных слоев фибропластиков «мокрых» систем углеволоконного усиления стальных листовых элементов в общей работе конструкций, определение их расчетных толщин может осуществляться с использованием коэффициентов неравномерности рабочих деформаций k_i , описанных в [27-31] и практически устанавливающих степень загруженности рассматриваемых слоев данного материала, т.е.

$$t_f = \frac{t_{f1}}{n} \sum_{i=1}^n k_i , \quad (23)$$

где: $n = 1 \dots 5$ — количество равных по толщине монослоев армирующей фибры; t_{f1} — толщина отдельного монослоя армирующей фибры; k_i — коэффициенты неравномерности загрузки слоев, равные

— для «нормально модульных» углеродных волокон:

$$k_1 = 1,0, \quad k_2 = 0,73, \quad k_3 = k_4 = k_5 = 0,17,$$

— для «высоко модульных» углеродных волокон:

$$k_1 = 1,0, \quad k_2 = 0,78, \quad k_3 = k_4 = k_5 = 0,56.$$

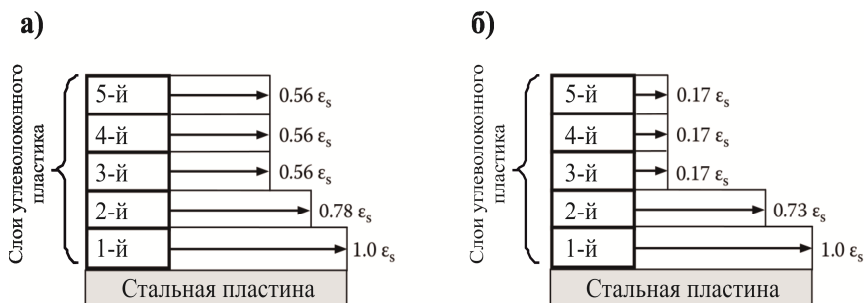


Рис. 3. Распределение относительных деформаций в углеволоконных «мокрых» фибропластиковых системах усиления стальных листовых элементов: а — использующих «высоко модульные» углеродные волокна, б — использующих «нормально модульные» углеродные волокна; адаптировано по [27]

Необходимые исследования. Требуют дальнейшего определения показателя рациональности усилений стенок цилиндрических резервуаров направленно ориентированными фибропластиковыми элементами непрерывной длины с учетом отличий в геометрии сооружений, толщинах усиливаемых металлических листов, величинах начальных нагрузок, технологии усиления и расчетных характеристиках используемой фибры. Очевидной также является необходимость исследования влияния ограничений несущей способности продольных стыковых соединений непрерывно усиливающих фиброармированных элементов на рациональность получаемых конструктивных решений.

Выводы. Приведенные основные принципы определения параметров напряженного состояния элементов предварительно напряженных

стенок стальных цилиндрических резервуаров, внешне усиленных в процессе эксплуатации направленно-ориентированными фибропластиковыми элементами непрерывной длины, учитывающие возможные переменности температурных режимов и неравномерности распределения напряжений в составе сечений многослойных элементов усиления, позволяют выполнять восстановление несущей способности данных конструкций, частично утраченной в процессе коррозии, и консервировать дефекты, обусловленные процессами усталостного разрушения стыковых соединений их листовых элементов.

Литература

1. 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.
2. Композиционные материалы: справочник. Под. ред. В.В. Васильева, Ю.М.Тарнопольского. – М.: Машиностроение, 1990. – 512 с.
3. Handbook of Composites. Edited by Peters, S.T. Second edition. – London: Chapman & Hall, 1998. – 1118 p.
4. Bryan Harris. Engineering Composite Materials. – London: The Institute of Materials, 1999. – 194 p.
5. FRP Design Guide, S&P Clever Reinforcement Company, Brunnen, Switzerland, June 2000. – 70 p.
6. Cripps, A., Harris, B. and Ibell, T. Fibre-reinforced polymer composites in construction, C564. – London: CIRIA, 2002.
7. Shcnoi, R.A., Moy, S.S.J., Hollaway, L.C. Advanced polymer composites for structural application. – Thomas Telford, 2002.
8. Mortensen A. Concise Encyclopedia of Composite Materials. – Pergamon, 2007. – 958 p.
9. High-Performance Construction Material. Edited by Caijun Shi and Y.L. Mo. –World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2008. – 431 p.
10. Fibrous and composite materials for civil engineering applications. Edited by R. Figueiro. – Woodhead Publishing Limited, 2011. – 401 p.
11. Advanced fibre-reinforced polymer (FRP) composites for structural applications. Edited by Jiping Bai. – Woodhead Publishing Limited, 2013. – 906 p.
12. CNR-DT 200/2004 Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures. Mate-

rials, RC and PC structures, masonry structures. ROME – CNR, July 13th, 2004. – 144 p.

13. Беленя Е.И., Астряб С.М., Рамазанов Э.Б. Предварительно напряженные металлические листовые конструкции. – М.: Сиройиздат, 1979. – 192 с.

14. 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.

15. Review of strengthening techniques using externally bonded fiber reinforced polymer composites. Report 2002-005-C-01. Project Leader Dr. Sujeeva Setunge. – CRC Construction innovation, 2002. – 67 p.

16. Kohzo Kimura, Hideo Katsumata. Applications of retrofit and repair using carbon fibers // Repairing Structures using Composite Wraps / – London: Kogan Page Limited, 2003. – P. 61-71.

17. 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.

18. Астряб С.М., Гусев Б.М. Экспериментально-теоретическое исследование прочности предварительно-напряженной цилиндрической оболочки // Труды НИИХИММаш, №56. –М.: 1972.

19. Беленя Е.И. Предварительно-напряженные несущие металлические конструкции. –М.: 1975.

20. 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.

21. Беленя Е.И., Сафарян М.К., Рамазанов Э.Б. Экспериментальные исследования предварительно-напряженного стального резервуара // Экспрессинформация Мингазпрома, №23. –М.: 1968.

22. 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.

23. Амелянчик А.В. Расчет на прочность металлических и пластмассовых цилиндрических сосудов, армированных навивкой из высокопрочного материала // Прочность и динамика авиационных двигателей, вып. 1. – М.: 1964.

24. CNR-DT 202/2005 Guidelines for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures. Metallic structures. Preliminary study. ROME – CNR, June, 2007. – 57 p.

25. Moy, S.S.J. FRP Composite: Life Extension and Strengthening of Metallic Structures: ICE Design and practice guide. – London: Thomas Telford, 2001.

26. Cadei, J.M.C., Stratford, T.J., Holloway, L.C., and Duckett, W.G. Strengthening Metallic Structures Using Externally Bonded Fiber-Reinforced Composites, C595. – London: CIRIA, 2004.

27. Xiao-Ling Zhao. FRP-Strengthened Metallic Structures. – CRC Press, Taylor & Francis Group, 2014. – 247 p.

28. Fawzia, S. Bond characteristics between steel and carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites. PhD thesis, Department of Civil Engineering, Monash University, Melbourne, Australia, 2007.

29. Liu, H.B. Fatigue behaviour of CFRP reinforced steel plates. PhD thesis, Department of Civil Engineering, Monash University, Melbourne, Australia, 2008.

30. Liu, H.B., Al-Mahaidi, R., and Zhao, X.L. Experimental study of fatigue crack growth behaviour in adhesively reinforced steel structures // Composite Structures, 90(1), 2009. –P. 12–20.

31. Liu, H.B., Xiao, Z.G., Zhao, X.L., and Al-Mahaidi, R. 2009. Prediction of fatigue life for CFRP strengthened steel plates // Thin-Walled Structures, 47(10), 2009. –P. 1069–1077.