

Д.А. БАРДАДИМ¹, А.Е. КАЛИНИЧЕВ¹, В.С. ЯКОВЛЕВ^{1, 2}

¹ ВУНЦ ВМФ «ВМА», Санкт-Петербург

² Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербург

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ КОРПУСОВ С ТОРОИДАЛЬНЫМИ ШПАНГОУТАМИ ПОДВОДНЫХ ОБЪЕКТОВ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Развиты аналитические модели для исследования напряженно-деформированного состояния ортотропных оболочек, подкрепленных тороидо-шпангоутами регулируемой жесткости, и получены аналитические зависимости, определяющие их несущую способность. Установлено, что с увеличением внутриволостного давления изгибная составляющая осевых напряжений в сечении у шпангоута возрастает, причем с увеличением относительной длины шпации степень влияния становится существеннее, а кольцевые напряжения уменьшаются по всей длине шпации и могут менять знак, становясь растягивающими. Показано, что установка тороидо-шпангоутов, более податливых по сравнению с традиционными шпангоутами таврового профиля, позволяет за счет повышения внутриволостного давления достигать требуемой жесткости и повышения до 25 % несущей способности корпусов глубоководных объектов различного назначения.

Ключевые слова: оболочка, шпангоут, тороид, внутреннее давление, напряженно-деформированное состояние, прочность, композитный материал, ортотропность, упругость, жесткость.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

Для цитирования: Бардадим Д.А., Калинин А.Е., Яковлев В.С. Сравнительный анализ несущей способности корпусов с тороидальными шпангоутами подводных объектов из полимерных композитных материалов. Труды Крыловского государственного научного центра. 2018; Специальный выпуск 2: 131–139.

УДК 629.57:678.067.2/.8+629.5.021.1

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-2-S-I-131-139

D.A. BARDADIM¹, A.E. KALINICHEV¹, V.S. YAKOVLEV^{1, 2}

¹ Research Institute of Rescue and Underwater Technologies, N.G. Kuznetsov Naval Academy, Morskaya str. 4, Lomonosov, St. Petersburg, Russia

² Institute of Problems of Mechanical Engineering, Russian Academy of Sciences, Bolshoy Pr. of Vasilyevsky Ostrov, 61, St. Petersburg, Russia

COMPARATIVE ANALYSIS OF THE BEARING CAPACITY OF BUILDINGS WITH TOROIDAL FRAMES UNDERSEA FEATURES OF POLYMER COMPOSITE MATERIALS

In the article of the developed analytical models for the study of the stress-strain State of reinforce toroidal frames adjustable rigidity orthotropic shells and analytical dependences do without their carrying capacity. Found that with increasing pressure component of axial bending stresses inside the cavity in the section kills have increased. With the increase in the relative lengths of the degree of influence over am is essential, and hoop stresses is reduced across the length of an am space and can change sign, becoming stretching. The degree of in-fluence of flexural component of axial stresses a more substantial for the short shells. Installation of toroidal frames, more pliable than traditional frames brand profile allows by increasing pressure to achieve the desired stiffness intracavitary, improve competitiveness and assist carrier reduction to 20 % by weight of deep Corps of objects for different purposes.

Key words: shell, frame, toroid, internal pressure, stressed-deformed state, strength, composite material, orthotropic, elasticity, rigidity.

Authors declare lack of the possible conflicts of interest.

For citations: Bardadim D.A., Kalinichev A.E., Yakovlev V.S. Comparative analysis of the bearing capacity of buildings with toroidal frames undersea features of polymer composite materials. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2018; Special issue 2: 131–139 (in Russian).

UDC 629.57:678.067.2/.8+629.5.021.1

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-2-S-I-131-139



Введение

Традиционной формой прочных конструкций подводных объектов являются оболочки вращения, подкрепленные набором таврового, полосульбового или П-образного профиля. Такой архитектурный тип вполне оправдан технологической практикой металлического подводного судостроения. Широкое внедрение новых материалов, в частности полимерных композитных материалов (ПКМ), которым свойственны принципиально иные технологические процессы переработки, требуют инновационных решений для форм и систем набора прочных корпусов (ПК) глубоководных объектов (ГО). Уже существуют проекты подводных аппаратов, подводных лабораторий и подводных буровых платформ, прочный корпус которых имеет форму тороидальной оболочки [1–4]. Весьма привлекательно такое техническое решение применительно к подкрепляющему набору тороидального профиля. Его создание из ПКМ оказывается менее затратной, менее энергоемкой и технологически более простой процедурой, чем создание конструкции набора традиционных форм. Однако отсутствие методов расчета несущей способности и обоснованных рекомендаций по выбору рациональных элементов корпуса, подкрепленного тороидо-шпангоутами, как конструкции минимальной массы сдерживают ее реализацию и делают тему данной работы актуальной.

Постановка задачи

Рассматривается корпус ГО в виде круговой цилиндрической оболочки постоянной толщины, регулярно подкрепленной шпангоутами одинаковой жесткости. Шпангоуты выполнены в форме тороидов круглого поперечного сечения. Внутренняя полость тороидов заполнена рабочей средой под давлением p_B . Тороидо-шпангоуты жестко соединены с обшивкой. Корпус загружен всесторонним гидростатическим давлением p . Для определенности считается, что обшивка корпуса имеет идеальную круговую форму и представляет собой относительно жесткую тонкую оболочку. Материал обшивки является линейно-упругим, и оси симметрии его упругих свойств совпадают с координатными осями x , s , z . Тороидо-шпангоуты предполагаются выполненными из ПКМ трансверсально изотропной структуры.

Исследуется в физически и геометрически линейной постановке напряженно-деформированное состояние (НДС) обшивки (2), ограниченной двумя

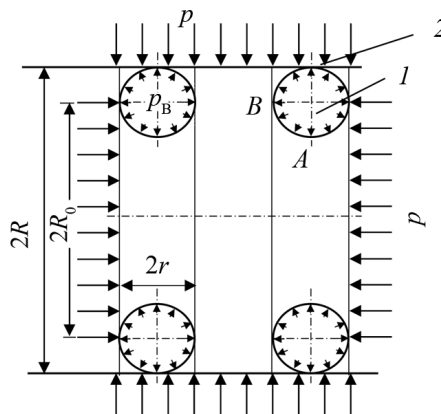


Рис. 1. Физическая модель подкрепленной цилиндрической оболочки

соседними тороидо-шпангоутами (1) регулируемой жесткости (рис. 1). Обшивка имеет конечную изгибную жесткость. Считается, что в обшивке реализуется осесимметричная деформация. Задача решается в перемещениях.

Математическая модель напряженно-деформированного состояния

В вышеизложенной постановке расчетная схема НДС сводится к хорошо изученной модели сложного изгиба балки-полоски единичной ширины, лежащей на сплошном упругом основании и жестко защемленной на податливых опорах. Ее математическое описание включает [5]:

- линейризованное дифференциальное уравнение равновесия в перемещениях:

$$w^{iv} + 2m^2 w'' + n^4 w = d; \quad (1)$$

- граничные условия:

$$\text{при } x = \frac{l}{2} \Rightarrow \begin{cases} w(x) = w_{\text{тн}}; \\ w'(x) = 0; \end{cases} \quad (2a)$$

- условия симметрии относительно начала координат в форме:

$$\text{при } x = 0 \Rightarrow \begin{cases} w(x) = 0; \\ w'(x) = 0. \end{cases} \quad (2б)$$

Параметры m, n, d в (5) находятся из соотношений

$$2m^2 = -T_1 / D_1, \quad n^4 = k_0 / D_1, \quad d = q_{\text{нр}} / D_1, \quad (3)$$

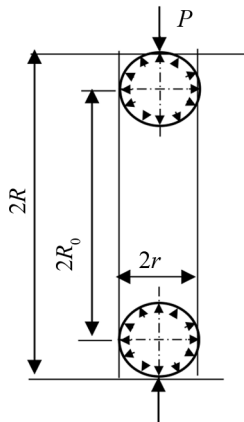
где

$$\left. \begin{aligned} q_{\text{нр}} &= -p(1 - \frac{\mu_1}{2}); \quad D_1 = \frac{E_1 h^3}{12(1 - \mu_1 \mu_2)}; \\ T_1 &= -\frac{pR}{2}; \quad k_0 = \frac{E_2 h}{R^2} \end{aligned} \right\}. \quad (4)$$

Особенность задачи состоит в раскрытии первого уравнения граничных условий (2a). С этой целью рассмотрим совместную работу обшивки и шпангоута (рис. 2).

Тороидо-шпангоут будем считать относительно жестким, упругим, идеально круговым кольцом, которое нагружено нормальной равномерно распределенной по его внешнему экватору реактивной нагрузкой интенсивности P и внутренним давлением p_b . Под действием этой нагрузки в шпангоуте формируется плоское НДС. Учитывая, что изгибные составляющие от внутреннего и наружного давлений имеют противоположные знаки, обоснованно можно предположить их взаимную скомпенсированность, т.е. их суммарная составляющая близка к нулю. Поэтому в первом приближении ограничимся рассмотрением безмоментного состояния. В таком случае напряженное состояние от внутреннего давления оценивается по следующим известным зависимостям (при $M_{1r} = M_{2r} = N_{2r} = 0$) [6]:

Рис. 2. Схема нагружения тороидо-шпангоута



$$\begin{aligned} T_{r1} &= \frac{1 + 0,5k \sin \theta}{1 + k \sin \theta} p_b r, \\ \sigma_{r1}^0 &= \frac{T_{r1}}{\delta} = \frac{1 + 0,5k \sin \theta}{1 + k \sin \theta} \frac{p_b r}{\delta}, \\ T_{r2} &= 0,5 p_b r, \\ \sigma_{r2}^0 &= \frac{T_{r2}}{\delta} = \frac{p_b r}{2\delta}. \end{aligned} \quad (5)$$

где угол θ отсчитывается от одного из полюсов (точка B, рис. 1); δ – толщина обшивки тороидо-шпангоута. Индекс «т» указывает, что соответствующая величина относится к тороидо-шпангоуту.

Принимая во внимание симметрию относительно обеих осей, представим механизм деформирования как наложение двух смещений:

- перемещение меридионального сечения как твердого целого в нормальном направлении к оси симметрии на величину Δ_0 ;
- перемещение в плоскости меридиана w_r .

Тогда перемещения в направлении координат выражаются как

$$\begin{aligned} w_r &= w_r + \Delta_0 \sin \theta, \quad u_r = \Delta_0 \cos \theta, \\ w_R &= u_r \cos \theta + w_r \sin \theta = w_r \sin \theta + \Delta_0. \end{aligned} \quad (6)$$

Перемещения (6) не противоречат условиям сплошности.

Деформации и перемещения сечений тороидо-шпангоута с учетом (6) найдутся из совместного решения физических и геометрических соотношений для линейно-упругого трансверсально изотропного материала:

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{w_r}{r} = \frac{p_b r}{2E_r \delta} \left(\frac{2 + k \sin \theta}{1 + k \sin \theta} - \mu_r \right), \\ \varepsilon_2 &= \frac{w_R}{R} = \frac{p_b r}{2E_r \delta} \left(1 - \mu_r \frac{2 + k \sin \theta}{1 + k \sin \theta} \right), \\ w_r &= \frac{p_b r^2 (2 - \mu_r)}{2E_r \delta (1 + k \sin \theta)} + \frac{p_b r^2 (1 - \mu_r) k \sin \theta}{2E_r \delta (1 + k \sin \theta)}, \\ w_R &= \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_r)}{2E_r \delta} + \frac{p_b r^2 (1 - \mu_r)}{2E_r \delta} \sin \theta, \\ \Delta_0 &= \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_r)}{2E_r \delta}. \end{aligned} \quad (7)$$

Конфигурация сечения тороидо-шпангоута после нагружения найдется из (10) по следующим выражениям:

$$R_0^* = R_0 + \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_r)}{2E_r \delta},$$

$$r^* = r + w = r + \frac{p_b r^2}{2E_r \delta} \left[\frac{(2 + k \sin \theta)}{(1 + k \sin \theta)} - \mu_r \right]. \quad (8)$$

Таким образом, перемещение меридионального сечения от действия внутреннего давления составляет

$$\Delta_0 = \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_0)}{2E_\varphi \delta}. \quad (9)$$

При нагружении реактивным усилием P , передаваемым обшивкой корпуса, тороидо-шпангоут (рис. 2), не изменяя конфигурации своего сечения, сжимается в кольцевом направлении. Из условия равновесия, физических и геометрических соотношений нетрудно установить, что

$$\sigma_{r2}^H = -\frac{PR_0}{F_r}, \quad e_r = \frac{\sigma_{r2}^H}{E_r}, \quad w_r = e_r R_0, \quad (10)$$

где R_0, F_r – радиус кривизны и площадь поперечного сечения тороидо-шпангоута соответственно; E_r – модуль упругости материала тороидо-шпангоута.

Перемещение сечения тороидо-шпангоута на основании соотношений (10) и с учетом сложного напряженного состояния составит

$$w_r = \Delta_0^H = -\frac{PR_0^2}{2\pi r E_r \delta} \left(1 - \frac{\mu_r}{2} \right). \quad (11)$$

Выражению (11) придадим вид

$$w_r = \Delta_0^H = -A_r P; \quad A_r = \frac{R_0^2}{E_r F_r} \left(1 - \frac{\mu_r}{2} \right), \quad (12)$$

где A_r – коэффициент податливости тороидо-шпангоута, численно равный перемещению шпангоута w_r при воздействии единичной нагрузки ($P = 1$). Член в круглых скобках учитывает сложное напряженное состояние обшивки тороида. В таком случае суммарное перемещение сечения тороидо-шпангоута будет складываться из (7) и (12) и составит

$$w_{\text{тш}} = \Delta_0^H + \Delta_0 = -A_r P + \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_0)}{2E_\varphi \delta}. \quad (13)$$

Усилие P найдем из равновесия узла сопряжения тороидо-шпангоута с обшивкой (рис. 1) – оно равно удвоенной перерезывающей силе, действующей в поперечном сечении обшивки в районе соприкосновения с тороидо-шпангоутом, $P = 2N_1(l/2)$, где $N_1(l/2)$ – перерезывающая сила. Подставив значение P в (13) и принимая во внимание $N_1(x) = M_1'(x) = -D_1[w'''(x)]$, получим

$$w_{\text{тш}} = 2A_r D_1[w'''(x=l/2)] + \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_r)}{2E_r \delta}. \quad (14)$$

С учетом (14) граничные условия (2а) принимают вид

$$\left. \begin{aligned} w(x) &= \mp 2A_r D_1[w'''(x)] + \frac{p_b r R_0 (1 - 2\mu_r)}{2E_r \delta} \\ w'(x) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

при $x = \pm \frac{l}{2}$.

Таким образом, уравнение изгиба обшивки корпуса, подкрепленного тороидо-шпангоутами, не отличается от уравнения изгиба обшивки традиционной архитектуры. Геометрическая особенность шпангоута отражается в формулировке граничного условия (15), в котором содержится дополнительный член, учитывающий внутриполостное давление в тороиде, а также изменяется коэффициент податливости, отражающий упругие свойства тороидо-шпангоута.

Интегрируя уравнение (1) и удовлетворяя граничным условиям (2б) и (15), найдем прогиб обшивки. Опуская громоздкие преобразования, приведем его выражение в окончательном виде

$$w = -\frac{pR^2}{E_2 h} \left(1 - \frac{\mu_1}{2} \right) \left\{ 1 - 2 \frac{(1 + \kappa)}{\chi (sh 2u_1 + \sin 2u_2)} \times \right.$$

$$\times \left[(chu_1 \sin u_2 - shu_1 \cos u_2) sh \frac{2u_1 x}{l} \sin \frac{2u_2 x}{l} + \right. \quad (16)$$

$$\left. \left. + (chu_1 \sin u_2 + shu_1 \cos u_2) ch \frac{2u_1 x}{l} \cos \frac{2u_2 x}{l} \right] \right\}.$$

Здесь и выше R, h, l – радиус кривизны срединной поверхности, толщина и шпация оболочки; E_1, E_2, μ_1, μ_2 – модули нормальной упругости и коэффициенты Пуассона в продольном и кольцевом направлениях срединной поверхности обшивки соответственно; E_r, μ_r – модуль нормальной упругости и коэффициент Пуассона срединной поверхности тороидо-шпангоута соответственно;

$$\kappa = \frac{p_b E_2 h}{p E_r \delta} \frac{k}{2(1+k)^2} \frac{1-2\mu_r}{1-0,5\mu_1} - \text{параметр внутриволокнистого давления};$$

лостного давления;

$$u = \frac{l\sqrt[4]{3(1-\mu_1\mu_2)a}}{2\sqrt{hR}}, \quad u_1 = u\sqrt{1+\gamma}, \quad u_2 = u\sqrt{1-\gamma}, \quad - \text{параметры Бубнова};$$

$$a = \frac{E_2}{E_1} - \text{коэффициент анизотропии};$$

$$\chi = 1 + \beta_r F_1(u), \quad F_1(u) = \frac{ch2u_1 - \cos 2u_2}{u_2 sh2u_1 + u_1 \sin 2u_2} - \text{функция Папковича};$$

Папковича;

$$\beta_r = \frac{\beta}{(1+k)^2} \left(1 - \frac{\mu_r}{2}\right), \quad \beta = \frac{E_2 hl}{E_r F_r} - \text{параметр Сегалья.}$$

Отличие решения (16) от известного в [7] состоит в наличии дополнительного множителя и параметра β_r во втором члене, ответственном за изгиб от наличия опор, а также в зависимости не только от упругой жесткости тороидо-шпангоута, но и от величины внутриволокнистого давления.

Зная функцию прогиба, можно вычислить все остальные факторы НДС. В частности, главные нормальные напряжения в поперечном σ_1 и продольном σ_2 сечениях обшивки определяются соотношениями

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1(x, z) &= -\frac{pR}{2h} \pm \frac{12D_1 w''(x)}{h^3} z, \\ \sigma_2(\xi, z) &= -\frac{pR}{h} \pm \mu_2 \frac{12D_1 w''(x)}{h^3} z \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Практикой установлено, что второй член в уравнении (1) вносит несущественные поправки в поле напряжений и им можно пренебречь в случаях сравнительного анализа. В связи с этим воспользуемся упрощенной математической моделью и более про-

стыми выражениями, которые вытекают из выше приведенных, если положить $\gamma = 0$.

На этапе исследовательского проектирования нет необходимости вычислять напряжения в каждой точке обшивки корпуса – достаточно знания их максимальных значений. Формулы для этих целей можно получить из (16) и (17) подстановкой координат точек, в которых действуют наибольшие по абсолютной величине напряжения. Выполнив преобразование, придем к следующим зависимостям:

- для суммарных напряжений в поперечных сечениях обшивки у шпангоутов $x = \pm l/2; z = -h/2$:

$$\sigma_1 = -k_1 \frac{pR}{h};$$

$$k_1 = \frac{1}{2} + \frac{3(1-0,5\mu)}{\sqrt{3(1-\mu_1\mu_2)a}} \frac{1+\kappa}{\chi} \frac{sh2u - \sin 2u}{sh2u + \sin 2u};$$

- для суммарных напряжений в продольных сечениях обшивки посередине шпации $x = 0; z = -h/2$:

$$\sigma_2 = -k_2 \frac{pR}{h};$$

$$k_2 = 1 - (1-0,5\mu_{12})2 \frac{1+\kappa}{\chi} \frac{chu \sin u + shu \cos u}{sh2u + \sin 2u} + \mu_{21} \frac{6(1-0,5\mu_{12})}{\sqrt{3(1-\mu_{12}\mu_{21})a}} \frac{1+\kappa}{\chi} \frac{chu \sin u - shu \cos u}{sh2u + \sin 2u};$$

- для цепных напряжений в продольных сечениях посередине шпации ($x = 0$) :

$$\sigma_2^0 = -k_2^0 \frac{pR}{h};$$

$$k_2^0 = 1 - (1-0,5\mu_{12})2 \frac{1+\kappa}{\chi} \frac{chu \sin u + shu \cos u}{sh2u + \sin 2u};$$

- для средних кольцевых напряжений в шпангоутах:

$$\sigma_{\text{ср}} = k_{\text{ср}} \frac{pR}{h}; \quad k_{2\text{ср}} = \frac{(1+k)E_r}{E_2} \left(1 - \frac{\mu_1}{2}\right) \left[1 - \frac{1+\kappa}{\chi}\right].$$

Коэффициенты $k_1, k_2, k_2^0, k_{2\text{ср}}$ зависят от параметров u, β_r, κ . Они отражают степень разгружающего влияния тороидо-шпангоутов на напряженное состояние обшивки и полностью характеризуют НДС корпуса.

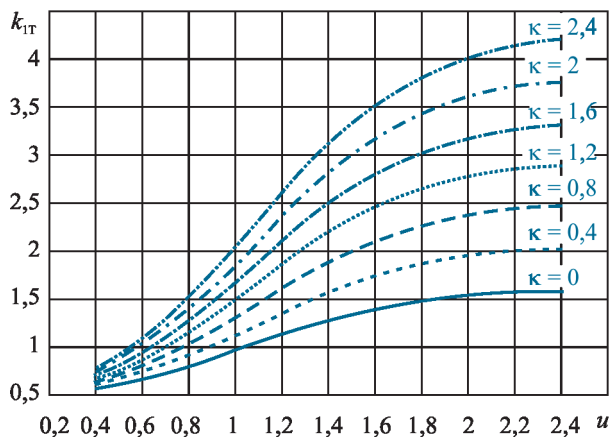
Таким образом, разработана математическая модель НДС корпуса ГО, адекватно описывающая его конструктивные особенности. Получены аналитические расчетные зависимости главных напряжений в наиболее опасных сечениях корпуса.

Анализ напряженного состояния

Поскольку несущая способность корпуса определяется главными напряжениями в опасных сечениях, то представляет интерес рассмотрение их изменений в зависимости от основных конструктивных параметров μ , β_T , κ . Результаты вычислений зависимости коэффициентов напряжений k_1 , k_2^0 , k_{2T} от названных параметров представлены на рис. 3–6. Из рис. 3 следует, что с увеличением внутриполостного давления осевые напряжения возрастают за счет увеличения моментной составляющей, причем с увеличением относительной длины шпации степень влияния более значительна.

Рис. 3. Суммарные осевые напряжения в сечениях обшивки у тороидо-шпангоутов

Коэффициент осевого напряжения корпуса с тороидо-шпангоутами при $\beta = 1,5$



Коэффициент осевого напряжения корпуса с тороидо-шпангоутами при $\kappa = 0,075$ и $p_B/p_H = 2$

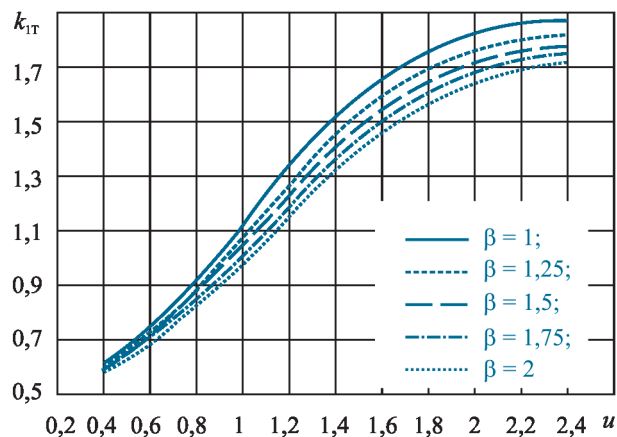
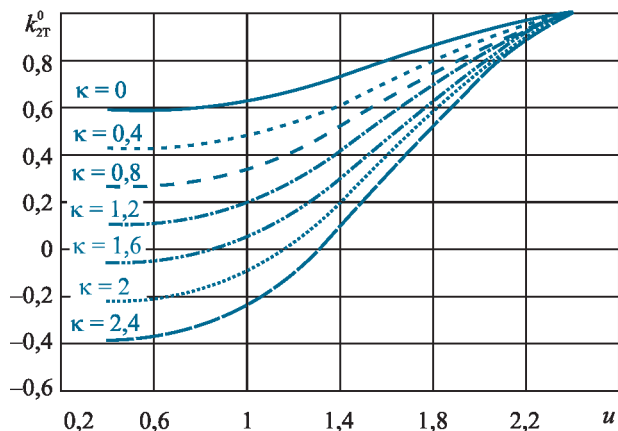
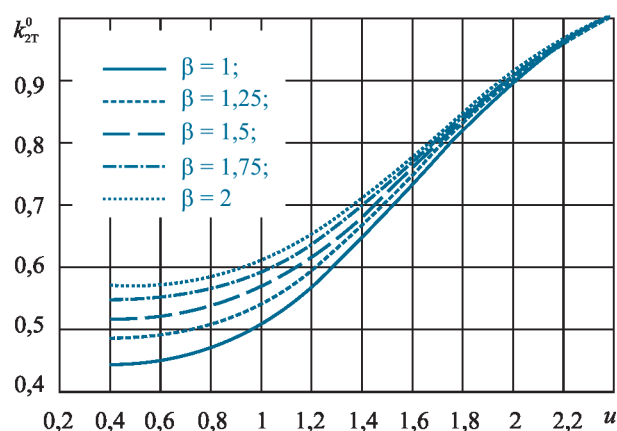


Рис. 4. Цепные кольцевые напряжения в сечениях обшивки посередине шпации

Коэффициент кольцевого напряжения корпуса с тороидо-шпангоутами при $\beta = 1,5$



Коэффициент кольцевого напряжения корпуса с тороидо-шпангоутами при $\kappa = 0,075$ и $p_B/p_H = 2$



напряжений стремится к нулю при постоянном внутривнутриполостном давлении, что свидетельствует о снижении взаимодействия с присоединенным пояском.

Подведем итог:

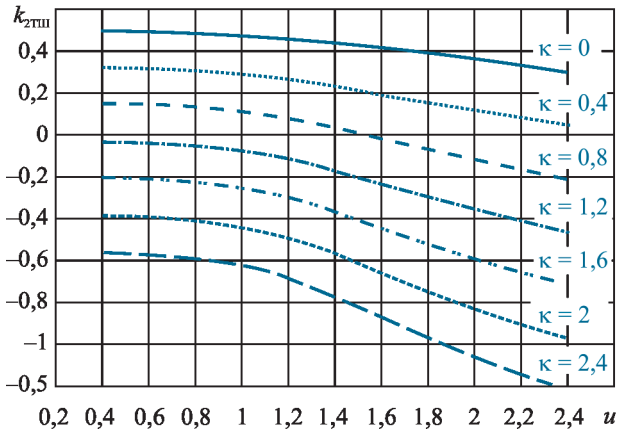
- основными определяющими проектными параметрами НДС являются, которые характеризуют степень разгружающего влияния тороидо-шпангоутов;
- с увеличением параметра тороида $k = r/R_0$ значения β_T снижаются;
- при жесткости тороидо-шпангоута больше при-

соединенного пояска ($\beta_T < 1$) кольцевые напряжения в обшивке и тороидо-шпангоуте понижаются, а осевые напряжения возрастают за счет изгибной составляющей;

- с увеличением внутривнутриполостного давления осевые напряжения в сечении у шпангоута возрастают за счет увеличения моментной составляющей (цепное осевое не изменяет своей величины), причем с увеличением относительной длины шпации (параметр u) степень влияния более заметна;

Рис. 5. Средние кольцевые напряжения в сечении тороидо-шпангоута

Коэффициент кольцевого напряжения тороидо-шпангоута при $\beta = 1,5$



Коэффициент кольцевого напряжения тороидо-шпангоута при $k = 0,075$ и $p_в/p_н = 2$

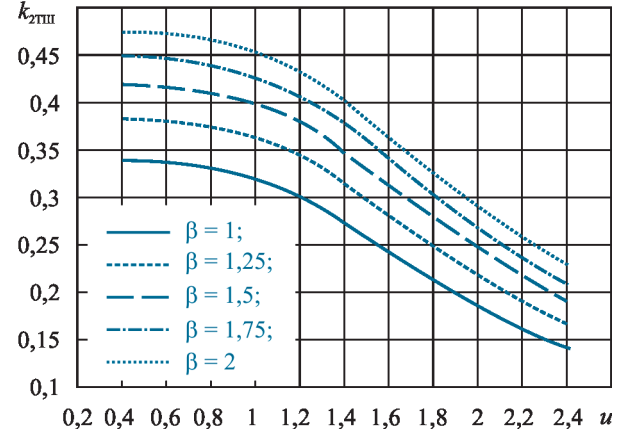
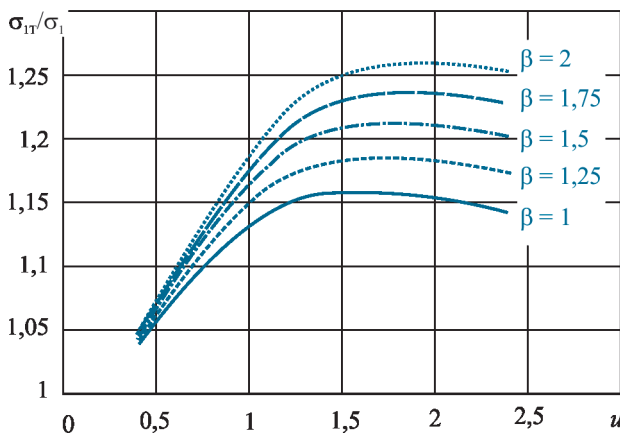
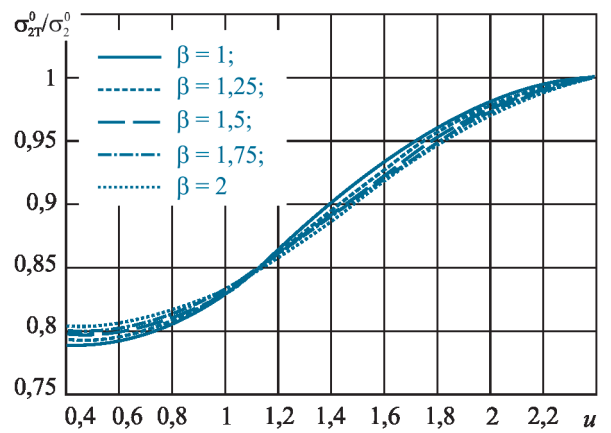


Рис. 6. Характер изменения относительных суммарных осевых и цепных кольцевых напряжений от параметров Бубнова и Сегалья при постоянном внутривнутриполостном давлении

Отношение осевых напряжений в оболочках с тороидо-шпангоутами при $k = 0,075$ и $p_в/p_н = 2$



Отношение цепных кольцевых напряжений в оболочках с тороидо-шпангоутами и традиционной архитектуры при $k = 0,075$ и $p_в/p_н = 2$



- кольцевые напряжения с возрастанием внутритрестного давления уменьшаются по всей длине шпации и могут менять знак, становясь растягивающими, причем степень влияния более существенна для коротких оболочек и ослабевает с увеличением длины шпации;
- изменяя внутреннее давление в полости тороидо-шпангоута, т.е. значение параметра κ , можно управлять НДС обшивки ПК по мере погружения подводного объекта.

Если потребовать, чтобы перемещение обшивки в окрестности опоры на тороидо-шпангоут равнялось нулю, то из выражения (13) найдем

$$1 + \kappa = \chi = 1 + \beta_{\tau} F_1(u) \Rightarrow \kappa = \beta_{\tau} F_1(u). \quad (18)$$

Выражением (18) устанавливается предельное значение соотношения внутреннего и наружного давлений, при котором опора не будет смещаться. При его превышении шпангоут будет находиться в состоянии растяжения, при меньших значениях – в состоянии сжатия.

Для сравнительного расчетного анализа рассмотрим две идентичные цилиндрические оболочки, одна из которых подкреплена шпангоутами таврового профиля (аналог), а другая – тороидо-шпангоутами. С этой целью найдем отношение их суммарных осевых и цепных кольцевых напряжений в характерных сечениях. На рис. 6 показан характер их изменений от параметров Бубнова и Сегалья при постоянном внутритрестном давлении. Осевые напряжения в оболочках с тороидо-шпангоутами по величине больше на 15–20 %, а цепные кольцевые меньше на 20 % таковых у оболочек аналогов. При этом отмечается их слабая зависимость от изменения относительной жесткости шпангоутов, особенно кольцевых напряжений, и значительная – от относительной длины шпации. Отсюда следует рекомендация о целесообразности применения тороидо-шпангоутов для относительно коротких оболочек с параметром Бубнова менее 1 и параметром Сегалья не более 1,5.

Для сравнительной оценки несущей способности рассматриваемого корпуса и аналога найдем их эквивалентные напряжения, которые имеют вид

$$\sigma_{\text{эТ}} = K_{\text{эТ}} \frac{pR}{h} \leq \Pi_{11}, \quad K_{\text{эТ}} = \left[k_1^2 - k_1 k_2 \frac{\Pi_{11}}{\Pi_{22}} + k_2^2 \left(\frac{\Pi_{11}}{\Pi_{22}} \right)^2 \right]^{1/2}, \quad (19)$$

где Π_{ij} – пределы прочности материала обшивки корпуса ГО в направлениях упругих осей.

Удовлетворяя условию прочности (19) как равенству, найдем предельную нагрузку для корпуса с тороидо-шпангоутами и аналога, равную

$$p_{\text{нр}} = \frac{\Pi_{11} h}{K_{\text{эТ}} R} \rightarrow H(p_{\text{нр}}),$$

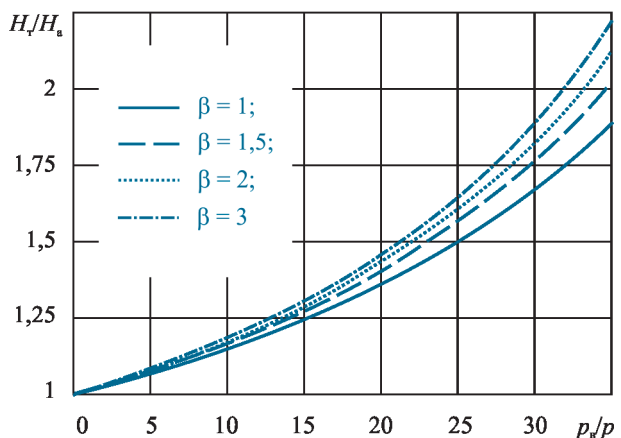
где H – предельная глубина погружения ГО как показатель несущей способности. Отношение этих показателей представлено на рис. 7. Из анализа результатов численного эксперимента следует, что при равной массе корпус, подкрепленный тороидо-шпангоутами, по несущей способности имеет существенное преимущество, которое может достигать 50 % по сравнению с аналогом при поддержании внутритрестного давления $p_{\text{в}}$ в определенном отношении к наружному.

Таким образом, прочный корпус ГО, подкрепленный тороидо-шпангоутами управляемой жесткости (путем изменения внутритрестного давления), имеет лучшие показатели несущей способности по сравнению с корпусами традиционной архитектуры при прочих равных условиях.

Выводы

В работе развиты аналитические модели для исследования НДС ортотропных оболочек, подкрепленных тороидо-шпангоутами регулируемой жесткости,

Рис. 7. Изменение несущей способности корпуса ГО, подкрепленного тороидо-шпангоутами, по сравнению с аналогом в зависимости от внутреннего давления при прочих равных условиях (массе)



и получены аналитические зависимости, определяющие их несущую способность. Определены рациональные соотношения конструктивных параметров тороидо-шпангоута и оболочки, при которых достигается наибольший эффект несущей способности по прочности.

Показано, что, изменяя внутреннее давление в полости тороида-шпангоута, можно управлять НДС обшивки ПК по мере погружения подводного объекта. При этом изгибная составляющая обоих главных напряжений в обшивке возрастает, а цепная составляющая кольцевого напряжения снижается и может изменить свой знак, т.е. стать растягивающей.

Установлено, что при равных относительных массах корпуса ГО с тороидо-шпангоутами управляемой жесткости, выполненными из ПКМ, превосходят корпуса общепринятой архитектуры по несущей способности до 25 %.

Исследование выполнено в рамках совместной программы НИР Военно-морского Политехнического Института ВУНЦ ВМФ «ВМА» и Института проблем машиноведения РАН.

Библиографический список

1. *Бурдун С.Т., Крептюк А.В.* Заявка на винахід 201209690 Україна, МПК В63G 8/00. Підводне судно типу «піннаюче блюдце» підвищеної маневреності. № 201209690.
2. *Baba Eiichi (Mitsubishi Heavy Ind. LTD).* Пат. 04043190А Япония, МКИ В63G 8/00. Large-sized submersible vessel. № 02150698; опубл. 13.02.1992.
3. *Santi G.G. (Italy, IT).* Пат. 2026951 Великобритания, МКИ В63В 3/13. Underwater hulls or tanks. № 7915212; опубл. 13.02.1980.
4. *Prescott A.I.* Ocean engineering research advances. Nova Publishers, 2008.
5. *Яковлев В.С.* Теория и методы строительной механики подводной лодки. СПб.: ВМА, 2005.
6. *Бардадим Д.А., Саломатов А.Ю., Яковлев В.С.* Анализ прочности и устойчивости ортотропных тороидоцилиндрических оболочек // Труды Крыловского государственного научного центра. 2016. № 92(376). С. 19–35.
7. *Палий О.М., Томашевский В.Т., Яковлев В.С.* Расчетные модели (схемы) для подводных судов и аппаратов / Машиностроение. Энциклопедия. Т. IV-20 «Корабли и суда». Кн. I. СПб.: Политехника, 2003. С. 309–317.

Сведения об авторах

Бардадим Денис Анатольевич, к.т.н., начальник НИО НИИ спасания и подводных технологий ВУНЦ ВМФ «Военно-морская академия». Адрес: 189412, Россия, г. Санкт-Петербург, г. Ломоносов, ул. Морская, 4. Телефон: +7 (906) 241-52-37. E-mail: bardadimd@mail.ru.

Калиничев Алексей Евгеньевич, заместитель начальника кафедры военного кораблестроения ВУНЦ ВМФ «Военно-морская академия». Адрес: 197045, Россия, г. Санкт-Петербург, Ушаковская наб., 17. Телефон: +7 (812) 431-94-62. E-mail: A197046@yandex.ru.

Яковлев Владимир Сергеевич, д.т.н., профессор, главный научный сотрудник ИПМаш РАН, НИИ спасания и подводных технологий ВУНЦ ВМФ «Военно-морская академия». Адрес: 199178, Россия, г. Санкт-Петербург, Большой пр. В.О., 61. Телефон: +7 (921) 973-02-54. E-mail: vs.jakovlev@gmail.com.

Поступила / Received: 03.03.18
Принята в печать / Accepted: 03.05.18
© Коллектив авторов, 2018

