

DOI: 10.24937/2542-2324-2019-1-S-I-67-75
УДК 629.5.02:624.04

В.А. Манухин

ФГБОУ ВО «Санкт-Петербургский государственный морской технический университет», Санкт-Петербург, Россия

О РАСЧЕТАХ ПРОЧНОСТИ И ЖЕСТКОСТИ КИЛЕВАТЫХ ДНИЩЕВЫХ ПЕРЕКРЫТИЙ И ВЫБОРЕ ДОКОВЫХ СТОЕК ПОПЕРЕЧНЫХ ПЕРЕБОРОК КОРАБЛЯ

Приводятся решения задач о вычислении поправки к моменту инерции киля за счет килеватости перекрытия и об учете обшивки переборки в восприятии доковой стойкой реакции килевой дорожки, отличающиеся от ранее известных решений. Получены новые формулы для поправки момента инерции киля килеватых перекрытий, для эйлеровых напряжений доковых стоек и уточненный алгоритм их проектирования. Приведенные результаты позволяют в рамках традиционных балочных моделей и методов строительной механики получать более точные решения задач, связанных с расчетами килеватых перекрытий и проектированием поперечных переборок кораблей.

Ключевые слова: килеватость, предельная прочность, продольная устойчивость.

Автор заявляет об отсутствии возможных конфликтов интересов.

DOI: 10.24937/2542-2324-2019-1-S-I-67-75
UDC 629.5.02:624.04

V.A. Manukhin

St. Petersburg State Marine Technical University, St. Petersburg, Russia

STRENGTH AND STIFFNESS CALCULATIONS OF BOTTOM GRILLAGES WITH DEAD RISES AND SELECTION OF DOCK STRUTS FOR TRANSVERSE BULKHEADS

This paper explains how to calculate the correction factor for keel inertia moment due to the dead rise of grillage and how to consider bulkhead plating in calculation of dock strut response to keel cribbing. The solutions described in this study are different from the commonly used ones. New formulas have been obtained for taking into account inertia moment of grillages with dead rise, as well as for calculation of Euler stresses in dock struts, and their design algorithm has also been updated. The results offer more accurate calculations of grillages with dead rises and more accurate design of transverse bulkheads in terms of conventional beam models and methods of structural mechanics.

Keywords: dead rise, limit strength, longitudinal stability.

Author declares lack of the possible conflicts of interest.

Введение

В работах [1–3] увеличение жесткости килеватого днищевого перекрытия корабля предлагается учитывать добавлением к моменту инерции киля поправки, зависящей от угла килеватости, для двух случаев заделки киля в опорных сечениях. Причем П.Ф. Папкович в [1] рассматривает листы днища как стенки балок, работающих на изгиб и сдвиг между

поперечными переборками, что весьма приближенно. Ю.А. Шиманский в [2, 3] оценивает потенциальную энергию деформации листов днища как бесконечно широких пластин при плоском напряженном состоянии. Приведенные им формулы для указанной выше поправки не содержат соотношения сторон перекрытия, что указывает на их приближенность, однако область применения формул не оговаривает-

Для цитирования: Манухин В.А. О расчетах прочности и жесткости килеватых днищевых перекрытий и выборе доковых стоек поперечных переборок корабля. Труды Крыловского государственного научного центра. 2019; Специальный выпуск 1: 67–75.

For citations: Manukhin V.A. Strength and stiffness calculations of bottom grillages with dead rises and selection of dock struts for transverse bulkheads. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2019; Special Edition 1: 67–75 (in Russian).

ся. Вместе с тем, формула Ю.А. Шиманского для поправки при полной заделке кия на опорах приводится в справочниках и учебных пособиях [4–6, 10]. В предлагаемой работе уточняется формула поправки момента инерции кия с учетом конечного отношения сторон перекрытия для случая полной заделки кия в опорных сечениях.

При проектировании плоской поперечной переборки возникает необходимость выбора размеров центральной доковой стойки, воспринимающей на себя значительное осевое усилие при доковании корабля. В [2] показано, что с достаточной степенью точности это усилие можно считать линейно возрастающим от палубы до вертикального кия. Подбор размеров стойки осуществляется по площади ее поперечного сечения и моменту инерции, определяемым соответственно из условий прочности и устойчивости стойки при сжатии. Причем в [8–10] отмечается, что площадь поперечного сечения стойки в этих условиях не должна включать поясok обшивки переборки. Формула для эйлера напряжения стойки приведена только для частного случая, когда верхний конец стойки не нагружен, и, кроме того, для случая полной заделки нижнего конца стойки коэффициент $k=10,3$ в ней указан неверно. В связи с этим в данной статье рассмотрен вопрос об учете в площади поперечного сечения доковой стойки пояска обшивки переборки и получены более общие формулы для эйлера напряжения стойки.

Рассмотренные в данной работе решения и результаты опубликованы в виде тезисов докладов [11, 12].

Учет килеватости перекрытия

При полной заделке кия в опорных сечениях его прогиб в вертикальной плоскости в [1–3] задается приближенным выражением (рис. 1)

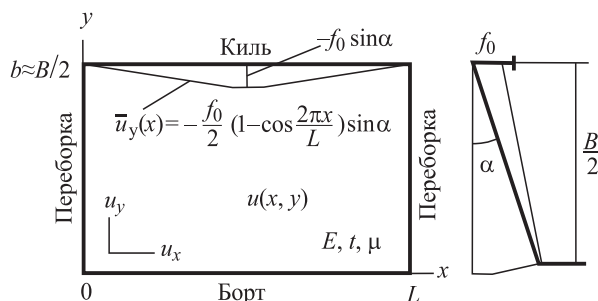


Рис. 1. Пластина днища с килеватостью

$$f(x) = \frac{f_0}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L} \right), \quad (1)$$

где f_0 – прогиб в середине пролета кия, имеющего длину L .

При наличии угла килеватости α листы обшивки днища и внутреннего дна будут сжиматься от перемещений общих с килем кромок равных

$$\bar{u}_y(x) = -f(x) \sin \alpha. \quad (2)$$

Потенциальная энергия плоского напряженно-деформированного состояния пластин обоих бортов в [2–4] приводится в следующем виде

$$V = \frac{\pi}{8} E t f_0^2 \sin^2 \alpha, \quad (3)$$

где E – модуль нормальной упругости материала; t – суммарная толщина днищевой обшивки и настила второго дна.

При этом в [2] на кромках пластин у переборок перемещения отсутствуют, а кромки у борта свободны. В [2, 4] приводятся распределения нормальных напряжений σ_x , σ_y и их максимальные значения на общей кромке пластин у кия в следующем виде

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{E t f_0}{2L} \cos \frac{2\pi x}{L} \sin \alpha, \quad (4)$$

$$\sigma_x^{\max} = \sigma_y^{\max} = \frac{E t f_0}{2L} \sin \alpha.$$

Если указанные пластины заменить некоторой фиктивной балкой, закрепленной аналогично килю и имеющей момент инерции ΔI и такой же, как у кия, прогиб (1), то ее потенциальная энергия изгиба будет равна

$$V = \frac{\pi^4}{L^3} E \Delta I f_0^2. \quad (5)$$

Приравняв энергии (3) и (5), получаем формулу для поправки ΔI в виде

$$\Delta I = \frac{t L^3}{8\pi^3} \sin^2 \alpha \equiv \frac{t L^3}{250} \sin^2 \alpha. \quad (6)$$

Из формулы (6) видно, что поправка ΔI не зависит от соотношения сторон перекрытия, что вызвано приближенностью решения задачи.

Для уточнения решения будем минимизировать функционал полной потенциальной энергии пластин в следующем виде

$$V = \frac{Et}{1-\mu^2} \int_0^L \int_0^b \left(e_x^2 + e_y^2 + 2\mu e_x e_y + \frac{1-\mu}{2} \gamma_{xy}^2 \right) dx dy - 2t \int_0^L \sigma_y (u_y - \bar{u}_y) dx, \quad (7)$$

где L и b – размеры сторон пластин; μ – коэффициент Пуассона; \bar{u}_y – перемещение обших с килем кромок пластин, определяемое выражением (2).

Входящие в (7) деформации e_x , e_y , γ_{xy} , и напряжение σ_y определяются выражениями

$$e_x = \frac{\partial u_x}{\partial x}, e_y = \frac{\partial u_y}{\partial y}, \gamma_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x}, \quad (8)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{1-\mu^2} (e_y - \mu e_x). \quad (9)$$

Аппроксимация входящих в (8) перемещений u_x , u_y по области пластин зависит от условий на кромках. Логично считать, что на кромках, совпадающих с поперечными переборками, должно выполняться условие $u_x = u_y = 0$, на обших с килем кромках $u_x = 0$, $u_y = \bar{u}_y$, а на кромках у борта $u_x = 0$. Что касается перемещения u_y у борта, то оно будет зависеть от изгибной жесткости бортовых перекрытий. В связи с этим рассмотрим два крайних случая, когда $u_y = 0$ и когда u_y полностью свободно.

Для аппроксимации перемещений будем использовать следующие выражения

$$u_x(x, y) = c_1 \sin \frac{2\pi x}{L} \sin \frac{\pi y}{b}, \quad (10)$$

$$u_y(x, y) = \left(c_4 + c_2 \frac{y}{b} + c_3 \frac{y^2}{b^2} \right) \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L} \right), \quad (11)$$

причем в (11) принимается $c_4 = 0$, когда $u_y(x, 0) = 0$, и $c_4 \neq 0$, когда $u_y(x, 0) \neq 0$.

Поскольку, как видно из (11), перемещение $u_y(x, b) \neq \bar{u}_y(x)$, то в функционале (7) учтено второе слагаемое, представляющее работу нормальных усилий на перемещении $u_y - \bar{u}_y$, вычисленных при $y = b$. При минимизации функционала (7) невязка $u_y - \bar{u}_y$ будет также минимизироваться.

Для минимизации функционала (7) с учетом выражений (8)–(11) составляется система линейных алгебраических уравнений

$$\frac{\partial V}{\partial c_i} = 0, i = 1, 2, 3, 4, \quad (12)$$

из которой находят коэффициенты c_i , обеспечивающие энергии V минимальное значение.

Коэффициенты системы уравнений a_{ij} и правые части b_i определяются выражениями

$$\begin{aligned} a_{11} &= \pi^2 \left(\frac{1}{\gamma} + \frac{2\mu}{\gamma} + \frac{1-\mu}{8} \gamma \right), & a_{12} &= a_{21} = \mu - 1, \\ a_{22} &= -\frac{3\gamma}{2} - \frac{\pi^2(\mu-1)}{3\gamma}, & a_{13} &= a_{31} = \mu - 1, \\ a_{23} &= a_{32} = -3\gamma - \frac{\pi^2(\mu-1)}{4\gamma}, & a_{14} &= 0, \\ a_{24} &= a_{42} = -\frac{3\gamma}{2} - \frac{\pi^2(\mu-1)}{2\gamma}, & a_{41} &= 0, \\ a_{33} &= -4\gamma - \frac{\pi^2(\mu-1)}{5\gamma}, & a_{44} &= -\frac{\pi^2(\mu-1)}{\gamma}, \\ a_{34} &= a_{43} = -3\gamma - \frac{\pi^2(\mu-1)}{3\gamma}, & b_1 &= b_4 = 0, \\ b_2 &= -\frac{3\gamma}{4} f_0 \sin \alpha, & b_3 &= -\frac{3\gamma}{2} f_0 \sin \alpha, \end{aligned} \quad (13)$$

где $\gamma = 2L/B$; B – ширина перекрытия.

По найденным коэффициентам c_i записываются выражения для перемещений, деформаций и напряжений в пластинах, а по формуле (7) вычисляется их суммарная потенциальная энергия.

Выражение для энергии представим в виде

$$V = \frac{\pi^4 Et}{k(\gamma)} f_0^2 \sin^2 \alpha, \quad (14)$$

где $k(\gamma)$ – коэффициент, зависящий от соотношения сторон перекрытия γ и от условия закрепления кромок пластин у борта.

Приравнявая (14) и (5), получим формулу для поправки к моменту инерции киля в виде

$$\Delta I = \frac{tL^3}{k(\gamma)} \sin^2 \alpha, \quad (15)$$

которая в отличие от формулы (6) зависит от γ .

Коэффициент $k(\gamma)$ вычислялся также методом конечных элементов (МКЭ), размеры которых составляли $0,05 L$.

Результаты вычисления коэффициента $k(\gamma)$

Результаты вычислений приведены в табл. 1–2 и на рис. 2–5. В расчетах принято $\mu = 0,3$. Напряжения в таблицах и на рисунках указаны в долях от величины $E \sin \alpha \cdot f_0 / L$.

Таблица 1. Результаты расчетов при произвольном перемещении $u_y(x,0)$ (в скобках приведено решение МКЭ)

γ	$\sigma_x(L/2,b)$	$\sigma_x(L/20,b)$	$\sigma_y(L/2,b)$	$\sigma_y(L/20,b)$	$k(\gamma)$
1	-0,7020 (-0,6767)	-0,0172 (0,1249)	-2,3399 (-2,2557)	-0,0573 (0,4163)	222,040 (259,411)
1,5	-0,6305 (-0,6298)	-0,0154 (0,1441)	-2,1018 (-2,0994)	-0,0514 (0,4805)	247,168 (285,656)
2	-0,5581 (-0,5744)	-0,0137 (0,1659)	-1,8604 (-1,9146)	-0,0455 (0,5530)	279,255 (321,906)
3	-0,4339 (-0,4825)	-0,0106 (0,1982)	-1,4462 (-1,6082)	-0,0354 (0,6604)	359,234 (405,870)
4	-0,3467 (-0,4055)	-0,0085 (0,2056)	-1,1536 (-1,3517)	-0,0283 (0,6855)	449,545 (494,963)
5	-0,2862 (-0,3430)	-0,0070 (0,1995)	-0,9540 (-1,1435)	-0,0233 (0,6650)	544,557 (586,800)

Таблица 2. Результаты расчетов при перемещении $u_y(x,0)=0$ (в скобках приведено решение МКЭ)

γ	$\sigma_x(L/2,b)$	$\sigma_x(L/20,b)$	$\sigma_y(L/2,b)$	$\sigma_y(L/20,b)$	$k(\gamma)$
1	-0,7470 (-0,7174)	-0,0183 (0,1142)	-2,4900 (-2,3915)	-0,0609 (0,3806)	208,645 (240,753)
1,5	-0,7906 (-0,7805)	-0,0193 (0,1000)	-2,6355 (-2,6017)	-0,0645 (0,3332)	197,122 (217,285)
2	-0,8861 (-0,8726)	-0,0217 (0,07911)	-2,9536 (-2,9086)	-0,0723 (0,2637)	175,891 (190,140)
3	-1,1391 (-1,1171)	-0,0279 (0,0439)	-3,7970 (-3,7237)	-0,0929 (0,1464)	136,822 (144,652)
4	-1,4285 (-1,4035)	-0,0350 (0,0191)	-4,7617 (-4,6783)	-0,1165 (0,0637)	109,103 (113,649)
5	-1,7340 (-1,7109)	-0,0424 (0,0027)	-5,7802 (-5,7029)	-0,1415 (0,00915)	89,879 (92,673)

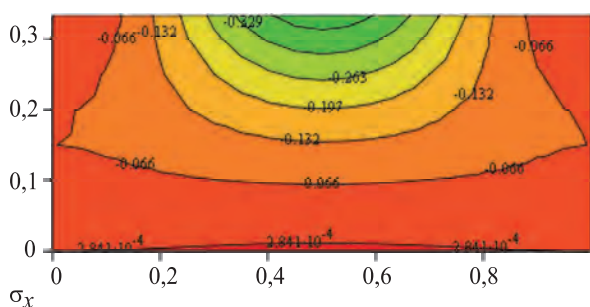


Рис. 2. Распределение вычисленных аналитически напряжений σ_x при $\gamma = 3$ и свободных перемещениях $u_y(x, 0)$

Из таблиц видно, что нормальные напряжения на общей кромке пластин днища существенно отличаются от распределения (4), приведенного в [2]. Максимальные значения напряжений концентрируются к среднему сечению по длине пластины, их значения зависят от соотношения сторон γ , причем напряжения σ_x^{\max} оказываются в 3,3 раза меньше напряжений σ_y^{\max} . Этот результат подтверждается расчетом по МКЭ.

На рис. 2–5 показано распределение нормальных напряжений по полю пластины для случая, когда на кромке у борта перемещение u_y полностью свободно при $\gamma = 3$.

На рис. 6 показано изменение коэффициента $k(\gamma)$, входящего в формулы (14) и (15), вычисленного для обоих вариантов закрепления бортовых кромок пластин днища в зависимости от отношения сторон γ . Здесь же показано значение коэффициента, стоящего в знаменателе формулы (6), полученной Ю.А. Шиманским.

Видно, что с ростом относительной длины перекрытия в случае, когда поперечные перемещения бортовых кромок $u_y(x, 0)$ не устраниены, коэффициент $k(\gamma)$ возрастает и при $\gamma = 4$ становится равным коэффициенту в формуле (6).

В случае, когда бортовые кромки перемещаться не могут, коэффициент $k(\gamma)$ с ростом относительной длины перекрытия уменьшается, что связано с повышением жесткости пластин.

Расчеты показывают, что формула Ю.А. Шиманского верна лишь для днищевых перекрытий с $L/B \approx 2$, у которых нормальные перемещения кромок у борта не стеснены. Вместе с тем, достаточно часто встречаются днищевые перекрытия, у которых $L/B \approx 1$. В этом случае, как видно из рис. 6, формула (6) занижает дополнительную жесткость перекрытия за счет килеватости в 1,5–2,5 раза, причем меньшая погрешность соответствует корпусам судов с легкими бортовыми связями, не обеспечивающими распор днищевым пластинам.

Проектирование доковой стойки

Согласно схеме А.А. Курдюмова [8] реакция килевой дорожки, передающаяся на поперечную переборку, распределяется между стенкой вертикального киля и доковой стойкой (рис. 7).

Предельное значение этой реакции равно

$$R_{np} = nR = 2R_0 + R_1, \quad (16)$$

где n – коэффициент запаса, обычно принимаемый равным 1,5...2,0; R – реакция килевой дорожки, которая определяется формулой

$$R \cong 1,3D_k \frac{L_n}{L_k}, \quad (17)$$

где D_k – доковый вес корабля, обычно принимаемый равным 80...85% расчетного водоизмещения; L_k – длина килевой дорожки; L_n – полусумма длин отсеков, разделяемых рассматриваемой переборкой; R_0, R_1 – предельные усилия в стенке киля и в доковой стойке соответственно равные

$$R_0 = \omega \sigma_m, \quad R_1 = F \sigma_m, \quad (18)$$

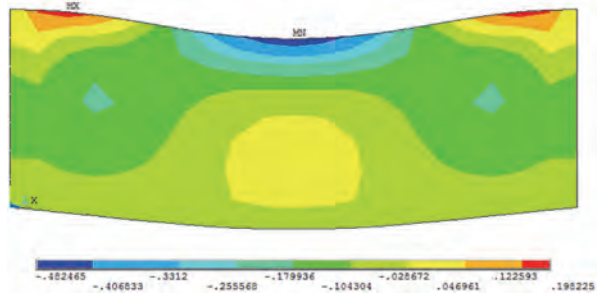


Рис. 3. Распределение вычисленных МКЭ напряжений σ_x при $\gamma = 3$ и свободных перемещениях $u_y(x, 0)$

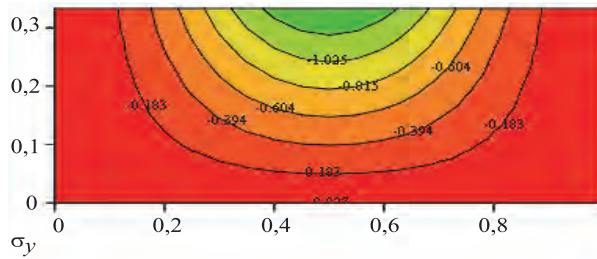


Рис. 4. Распределение вычисленных аналитически напряжений σ_y при $\gamma = 3$ и свободных перемещениях $u_y(x, 0)$

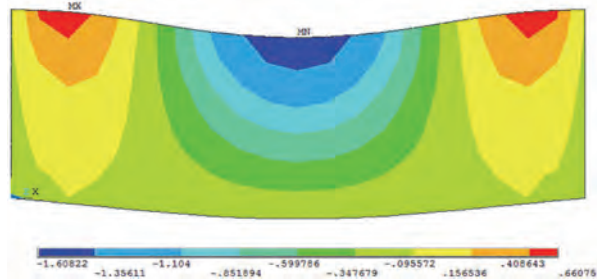


Рис. 5. Распределение вычисленных МКЭ напряжений σ_y при $\gamma = 3$ и свободных перемещениях $u_y(x, 0)$

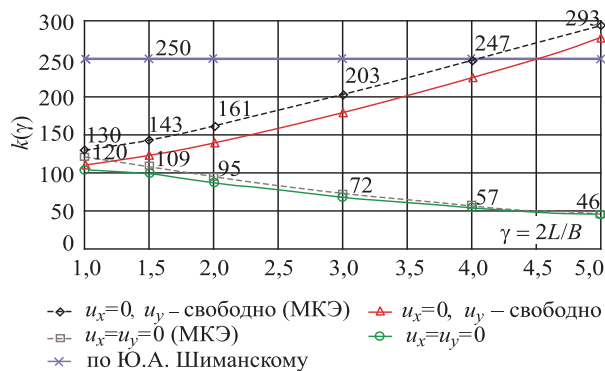


Рис. 6. Зависимость коэффициента $k(\gamma)$ в формуле (15) от соотношения сторон перекрытия

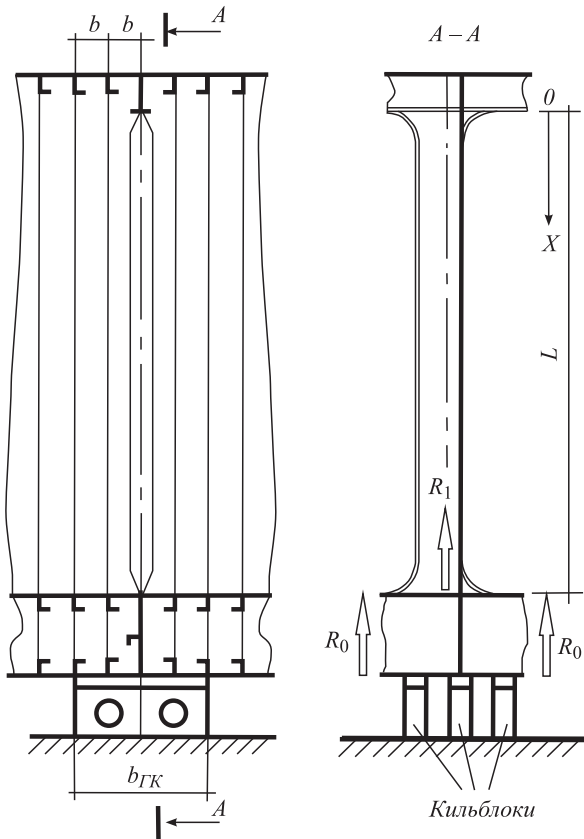


Рис. 7. К расчету доковой стойки

ω – площадь сечения стенки вертикального кия; F – площадь сечения стойки; τ_m – предел текучести материала кия при сдвиге; σ_m – предел текучести материала стойки при сжатии.

Из формулы (16) с учетом (17), (18) можно найти необходимую площадь поперечного сечения доковой стойки

$$F \cong 1,3n \frac{D_k L_n}{\sigma_m L_k} - 2\omega \frac{\tau_m}{\sigma_m}. \quad (19)$$

Условие продольной устойчивости доковой стойки имеет вид

$$\sigma_e = k \frac{\pi^2 EI}{L^2 F} \geq 2,8\sigma_m, \quad (20)$$

где k – коэффициент, зависящий от закрепления концов стойки и распределения сжимающего усилия R_1 по длине стойки; L – длина пролета стойки; E – модуль упругости материала стойки; I – момент инерции поперечного сечения стойки с учетом пояса обшивки шириной $L/6$, причем присоеди-

ный пояс должен иметь среднюю толщину обшивки переборки и включать в себя попадающие на него вертикальные стойки, если расстояние между ними $b < L/12$, но с ошибкой в безопасную сторону вертикальные стойки можно не учитывать.

Из (20) можно найти

$$I > \frac{2,8\sigma_m L^2 F}{k\pi^2 E}. \quad (21)$$

Таким образом, алгоритм проектирования доковой стойки сводится к вычислению по формуле (19) необходимой площади поперечного сечения F и по формуле (21) необходимого момента инерции I .

Рассмотрим вопрос о том, следует ли включать в площадь поперечного сечения доковой стойки F пояс обшивки переборки. С одной стороны, как указывается в [8,9,10], пояс включать не следует. Видимо, это связано с предположением о том, что относительно тонкая обшивка и вертикальные стойки в предельном состоянии при сжатии напряжениями равными σ_m могут утратить устойчивость и способность воспринимать сжатие. Такое допущение приводит к ошибке в безопасную сторону. Однако степень участия обшивки и стоек в восприятии реакции R_1 может быть оценена количественно.

Ширина сжатого участка обшивки переборки примерно соответствует ширине горизонтального кия $b_{ек}$, поэтому эффективная площадь присоединенного пояса обшивки для доковой стойки может быть определена по формуле

$$f_{np} = \frac{b_{ек}}{2} (1 + \psi) t, \quad (22)$$

где t – толщина нижнего пояса обшивки переборки; ψ – редуцированный коэффициент равный

$$\psi = \min \left(\frac{\sigma_{кр}}{\sigma_m}, 1 \right). \quad (23)$$

Критическое напряжение $\sigma_{кр}$, входящее в формулу (23), вычисляется для пластины, сжатой вдоль длинной стороны по формулам

$$\sigma_{кр} = \sigma_m \left(1,63 - 0,8 \sqrt{\frac{\sigma_m}{\sigma_3}} \right), \text{ при } 0,6 \leq \frac{\sigma_3}{\sigma_m} \leq 1; \quad (24)$$

$$\sigma_{кр} = \sigma_3, \text{ при } \frac{\sigma_3}{\sigma_m} \leq 0,6; \quad (25)$$

$$\sigma_{кр} = \sigma_m, \text{ при } \frac{\sigma_3}{\sigma_m} \geq 1,6, \quad (26)$$

$$\text{где } \sigma_3 = \frac{\pi^2 E}{3(1-\mu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2, \quad (27)$$

μ – коэффициент Пуассона материала обшивки переборки; t – толщина нижнего пояса обшивки; b – расстояние между стойками переборки.

Заметим, что формулы (22) и (27) справедливы, если вертикальные стойки переборки, находящиеся в пределах ширины $b_{\text{эк}}$ и выбираемые обычно из условия прочности при аварийном затоплении отсека, сохраняют устойчивость при постановке судна в док. Проверить это можно по формуле (20), в которой под I следует понимать момент инерции поперечного сечения вертикальной стойки с учетом пояса обшивки шириной $L/6$ или b в зависимости от того, что меньше, а под F – площадь поперечного сечения стойки с пояском обшивки площадью, определяемой формулой (22), в которой вместо $b_{\text{эк}}$ следует принять b . В случае устойчивости стоек их площадь поперечного сечения следует учесть вместе с $f_{\text{нр}}$ в площади доковой стойки F .

Если устойчивость указанных стоек не обеспечена, то в площади поперечного сечения доковой стойки F пояс обшивки переборки учитывать не следует.

Рассмотрим теперь устойчивость стойки, сжатой усилием, линейно изменяющимся по ее длине по закону

$$T(x) = T \left[\frac{x}{L} + \alpha \left(1 - \frac{x}{L} \right) \right], \quad (28)$$

где $0 \leq \alpha \leq 1$ – коэффициент равный отношению $T(0)$ к $T(L)$.

Дифференциальное уравнение нейтрального равновесия сжатой призматической стойки

$$EI w^{IV} + (Tw')' = 0 \quad (29)$$

при заданных граничных условиях может быть решено в функциях Бесселя. Однако гораздо проще воспользоваться комбинированным методом [7]. Этот метод состоит из комбинации метода последовательных приближений, известного как метод Вианелло, и метода Ритца.

Согласно комбинированному методу задается 1-е приближение функции $w_1(x)$, которое должно удовлетворять кинематическим граничным условиям задачи и быть похожим на ожидаемую форму потери устойчивости стойки. Затем согласно методу Ритца находится эйлерово усилие в 1-м приближении

$$T_e^{(1)} = \frac{EI \int_0^L (w_1^{II})^2 dx}{\int_0^L (w_1^I)^2 dx}. \quad (30)$$

Для получения 2-го приближения все члены уравнения (29) и граничных условий, зависящие от T , переносятся в правые части и вычисляются для функции $w_1(x)$. Затем в результате четырехкратного интегрирования полученной правой части уравнения (29) и подчинения преобразованным граничным условиям находится 2-е приближение функции $w_2(x)$. Подстановкой $w_2(x)$ в (30) находится эйлерово усилие во 2-м приближении. Приближения выполняются до тех пор, пока разница между двумя последовательными значениями эйлерового усилия станет несущественной.

Для стойки жестко заделанной в нижнем и шарнирно опертой в верхнем сечениях примем

$$w_1(x) = \frac{1}{2} \frac{x}{L} \left(1 + 2 \frac{x}{L} \right) \left(1 - \frac{x}{L} \right)^2, \quad (31)$$

а для шарнирно опертой на обоих концах

$$w_1(x) = \frac{x}{L} \left[1 - 2 \left(\frac{x}{L} \right)^2 + \left(\frac{x}{L} \right)^3 \right]. \quad (32)$$

В результате выполнения двух приближений получим:

- для стойки жестко заделанной в нижнем и шарнирно опертой в верхнем сечениях

$$T_e = 5,33 f_1(\alpha) \frac{\pi^2 EI}{L^2}. \quad (33)$$

- для стойки шарнирно опертой на обоих концах

$$T_e = 1,89 f_2(\alpha) \frac{\pi^2 EI}{L^2}. \quad (34)$$

В формулах (33)–(34) функции $f_1(\alpha)$ и $f_2(\alpha)$ определяются выражениями (35), (36) и показаны на рис. 8:

$$f_1(\alpha) = \frac{1 + 3,0645 \alpha + 2,8848 \alpha^2}{1 + 4,4255 \alpha + 7,6104 \alpha^2 + 5,0336 \alpha^3}, \quad (35)$$

$$f_2(\alpha) = \frac{1 + 1,8016 \alpha + \alpha^2}{(1 + \alpha)(1 + 1,5834 \alpha + \alpha^2)}. \quad (36)$$

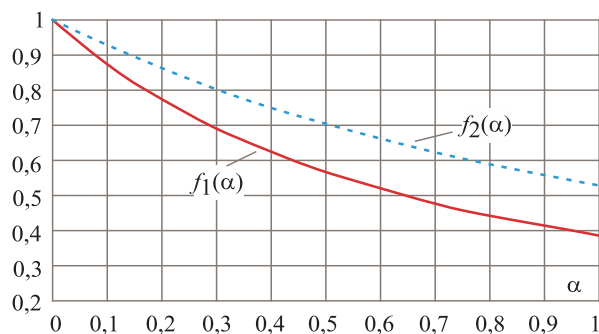


Рис. 8. Функции $f_1(\alpha)$ и $f_2(\alpha)$ в формулах (33) и (34)

Следует отметить, что в [9, 10] для стойки с заделанным нижним и шарнирно опертым верхним концами и нагруженной усилием, линейно возрастающим сверху вниз от 0 до T , в формуле (20) приведено неверное значение коэффициента $k = 10,3$, завышающее устойчивость стойки почти в 2 раза. Из (33) при $\alpha = 0$ и $f_1(0) = 1$ получаем $k = 5,33$.

Пример подбора доковой стойки

Рассмотрим плоскую стальную поперечную переборку двухпалубного судна. Спроектируем доковую стойку в трюме, считая что ее нижний конец заделан, а верхний шарнирно оперт при следующих исходных данных: $\sigma_m = 260$ МПа, $\tau_m = 130$ МПа, $E = 2,06 \times 10^5$ МПа, $\mu = 0,3$, $t = 6$ мм, $t_{cp} = 5,6$ мм, $\omega = 0,01$ м², $b = 0,545$ м, $b_{зк} = 1,32$ м, $L_k = 94,5$ м, $L_n = 13,6$ м, $L = 4,3$ м, $D_k = 31\,356$ кН. Переборка в трюме подкреплена вертикальными стойками из несимметричного полосульба № 18а.

Примем $n = 1,5$ и усилие, действующее на верхний конец доковой стойки со стороны твиндека, равным $0,3R_1$. Тогда $\alpha = 0,3$, $f_1(\alpha) = 0,69$ и в соответствии с (33) $k = 5,33 \times 0,69 = 3,67$. По формуле (19) получаем $F = 0,0238$ м², а по формуле (21) $I \geq 0,432 \times 10^{-4}$ м⁴.

Для ответа на вопрос, надо ли учитывать в площади доковой стойки F присоединенный пояс обшивки переборки, проверим устойчивость средних вертикальных стоек при сжатии по формуле (20) в соответствии с указанными выше замечаниями. При площади пояска обшивки $t_{cp} \times b = 0,003$ м² момент инерции стойки равен $0,24 \times 10^{-4}$ м⁴. По формулам (23)–(27) находим $\sigma_s = 89,8$ МПа, $\sigma_{кр} = 89,8$ МПа, $\psi = 0,345$, а по формуле (22), заменяя $b_{зк}$ на b , найдем площадь обшивки, воспринимающей сжатие вместе со стойкой, равную $0,0021$ м², что с учетом площади сечения

самой стойки дает $0,0043$ м². Подставляя найденные величины в (20), получим при $k = 3,67$ $\sigma_s = 2260$ МПа $\geq 2,8 \sigma_m = 728$ МПа.

Поскольку устойчивость вертикальных стоек обеспечена, то по формуле (22) вычислим площадь обшивки переборки, воспринимающей сжатие вместе с доковой стойкой, равную $0,0050$ м², к которой следует добавить площадь сечения двух вертикальных стоек, находящихся в пределах ширины горизонтального киля, равную $0,0044$ м².

Таким образом, площадь сечения непосредственно доковой стойки получается равной $0,0144$ м², а присоединенный пояс обшивки с учетом вертикальных стоек имеет площадь $0,0094$ м², что в сумме дает необходимую площадь $F = 0,0238$ м².

Можно показать, что полученным условиям по прочности и устойчивости доковой стойки удовлетворяет сварной тавровый профиль № 56б, с размерами стенки 560×16 и полки 300×20 , имеющий площадь сечения $0,015$ м² и момент инерции с пояском обшивки площадью $0,0040$ м² равный $10,4 \times 10^{-4}$ м⁴, значительно превосходящий требуемое значение.

Заключение

Полученные в данной работе результаты позволяют сделать следующие выводы.

1. Аналитическое и численное решения задачи о влиянии килеватости днищевых перекрытия на его жесткость и прочность показывают на существенную зависимость потенциальной энергии деформации сжатых от прогиба киля днищевых пластин от соотношения сторон перекрытия и от условий закрепления бортовых кромок пластин. Для соотношения длины и ширины перекрытия $L/B < 2$ при отсутствии распора в бортовой контур и произвольном отношении L/B при наличии распора положительное влияние килеватости на прочность и жесткость перекрытия в рамках принятой постановки задачи проявляется в гораздо большей степени, чем принято считать в традиционных методах расчета килеватых перекрытий. Расчет по уточненным формулам (14) и (15) позволит более обоснованно и рационально выполнять расчетное проектирование днищевых перекрытий с килеватостью.

2. Если обеспечена устойчивость сжатых реакцией килевой дорожки соседних с доковой стойкой вертикальных стоек, в условии прочности доковой стойки следует учитывать площадь присоединенно-

го пояса обшивки переборки шириной равной ширине горизонтального килля вместе с площадью поперечного сечения попадающих на этот поясок вертикальных стоек. Как показывает приведенный пример расчета, учет присоединенного пояса обшивки переборки в восприятии реакции килевой дорожки позволил в данном случае облегчить доковую стойку примерно на 37 %.

Библиографический список

1. Папкович П.Ф. Труды по строительной механике корабля. Т. 2. Изгиб криволинейных рам и перекрытий. Под ред. проф., д.т.н. В.В. Екимова. – Л.: Судпромгиз, 1962, с. 624–628.
2. Шиманский Ю.А. Расчет прочности корпуса корабля при постановке в док и при спуске на воду. – М.: Оборонгиз, 1946, 92 с.
3. Шиманский Ю.А. Учет влияния килеватости днища на его прочность и жесткость. Сборник статей по судостроению. – Л.: Судпромгиз, 1954, с. 99–102.
4. Справочник по строительной механике корабля. В 3-х томах. Т.3. – Л.: Судпромгиз, 1960, 799 с.
5. Манухин В.А., Родионов А.А., Упырев В.М. Проверочные расчеты общей прочности судна: Учебное пособие. – СПб: СПбГМТУ, 2012, 114 с.
6. Короткин Я.И., Родионов А.А. Расчетное проектирование корпуса судна: Учебное пособие. – СПб: СПбГМТУ, 2007, 108 с.
7. Папкович П.Ф. Строительная механика корабля. Ч.II. – Л.: Судпромгиз, 1960, 799 с.
8. Курдюмов А.А. Прочность корабля. – Л.: Судпромгиз, 1956, 384 с.
9. Короткин Я.И. Прочность корабля. – Л.: Судострое-ние, 1974, 432 с.
10. Манухин В.А. Прочность корабля. Конспект лекций. – СПб: СПбГМТУ, 2011, 239 с.
11. Манухин В.А. О выборе доковой стойки поперечной переборки корабля. Тезисы докл. конф. по СМК, посвящ. 125-летию КГНЦ, 13–14 дек. 2018 г. – СПб: ФГУП КГНЦ, 2018, с. 31–32.
12. Манухин В.А. Об учете килеватости при расчетах прочности и жесткости днищевое перекрытия корабля. Тезисы докл. конф. по СМК, посвящ. 125-летию КГНЦ, 13–14 дек. 2018 г. – СПб: ФГУП КГНЦ, 2018, с. 33–34.

Сведения об авторе

Манухин Вадим Анатольевич, к.т.н., доцент Санкт-Петербургского государственного морского технического университета. Адрес: 190008, Россия, Санкт-Петербург, ул. Лоцманская, д. 3. Телефон: 8 (812) 494-09-42. E-mail: nikaL6@mail.ru.

Поступила / Received: 08.02.19
Принята в печать / Accepted: 09.04.19
© Манухин В.А., 2019