

СУДОСТРОЕНИЕ И СУДОРЕМОНТ

УДК 539.04

**А. В. Павлов,
В. Б. Чистов**

РАССТАНОВКА СТАПЕЛЬНЫХ ТУМБ ПРИ РЕМОНТЕ КОРПУСА СУДНА

При ремонте корпуса судна на стапеле могут возникнуть остаточные напряжения и деформации, которые негативно влияют на обеспечение общей прочности и изменения формы. Величина остаточных напряжений и деформаций зависит в основном от величины изгибающего момента в зоне ремонта, который определяется распределением весовой нагрузки и силой поддержания стапельных тумб. В статье предложен вывод зависимостей для расчета необходимого количества стапельных тумб и места их установки во время ремонта корпуса судна на стапеле, обеспечивающий минимальный изгибающий момент по всей длине корпуса судна с учетом конечной жесткости, что создаст благоприятные условия для разработки технических процессов ремонта, обеспечивающих расширение фронта работ и минимальные остаточные напряжения и деформации в корпусе.

Ключевые слова: стапельные тумбы, изгибающий момент, силы поддержания, эквивалентный брус, теоретическая шпация.

Введение

Во время ремонта судна могут появиться остаточные напряжения и деформации на определенных участках корпуса, влияющие на обеспечение его общей прочности и изменения формы [1] – [3]. Величины возможных остаточных напряжений при различных видах ремонта представлены в [4]. Остаточные напряжения и деформации зависят в основном от величины изгибающего момента, который определяется распределением весовой нагрузки и силой поддержания стапельных тумб. При ремонте на стапеле величину изгибающего момента можно регулировать, правильно расставив стапельные тумбы. В этом случае теоретически можно добиться такого состояния, что на всей длине судна изгибающий момент будет минимальным. В технологической и учебной литературе даются рекомендации по расстановке стапельных тумб, исходя из условия обеспечения местной прочности [5]. Профессором С. О. Барышниковым [6], [7] был предложен способ расчета расстановки стапельных тумб, обеспечивающий заданный изгибающий момент в заданном сечении корпуса.

В настоящей работе предлагается вывод зависимостей для расчета количества и места установки стапельных тумб, обеспечивающих минимальный изгибающий момент по всей длине корпуса судна.

Основная часть

Для решения задачи принимаются следующие допущения.

1. Корпус судна представляется в виде эквивалентного бруса конечной жесткости в районе цилиндрической вставки на нескольких шарнирно-подвижных непроседающих опорах, установленных на расстоянии 10 – 12 м (кратном рамной шпации), и абсолютно жесткого бруса в оконечностях, опирающегося на проседающие опоры, устанавливаемые через 4 – 6 м (расстояние, кратное рамной шпации). Схема эквивалентного бруса представлена на рис. 1, где l_i^k, l_i^h — расстояние между проседающими опорами в кормовой и носовой оконечностях соответственно; l_i^c — расстояние между непроседающими опорами в районе цилиндрической вставки; L_k — длина от кормового перпендикуляра до ближайшего практического рамного шпангоута, под которым установлена непроседающая опора; L_n — длина от носового перпендикуляра до ближайшего практического рамного шпангоута, под которым установлена непроседающая опора; L_c — длина средней части корпуса судна.

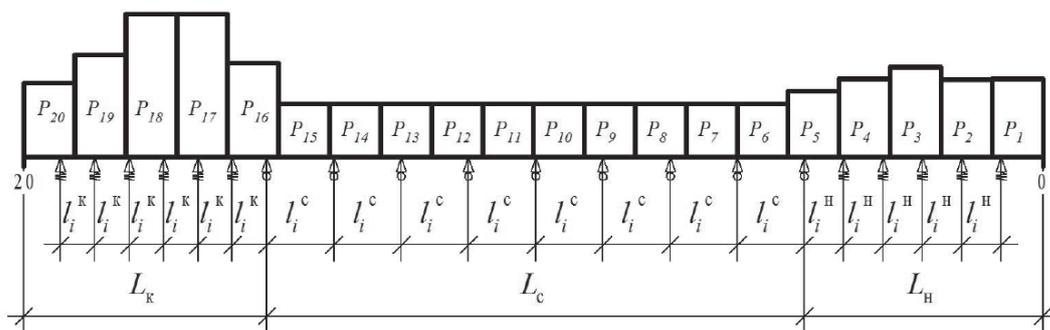


Рис. 1. Расстановка опор по длине корпуса судна

2. Опора образуется несколькими стапельными тумбами с деревянными клиньями, регулирующими их высоту, установленными в одном сечении под рамным флором.

3. Перемещения, вызванными поперечной силой на участке с конечной жесткостью, пренебрегаем.

Расстановка стапельных тумб на границах участков показана на рис. 2. Длина каждого из участков определяется по формулам:

$$\left. \begin{aligned} L_k &= 5A - b_k; \\ L_n &= 4A - b_n; \\ L_c &= L - L_k - L_n, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где A — теоретическая шпация; b_k — расстояние от крайнего теоретического шпангоута в кормовой оконечности до ближайшего практического рамного шпангоута, под которым установлена непроседающая опора, рис. 2, а; b_n — расстояние от крайнего теоретического шпангоута в носовой оконечности до ближайшего практического рамного шпангоута, под которым установлена непроседающая опора, рис. 2, б.

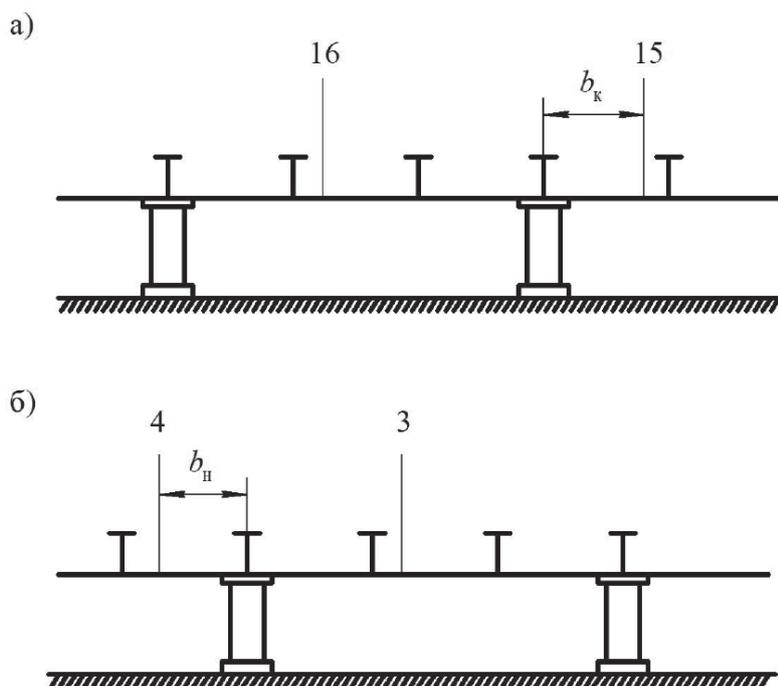


Рис. 2. Расстановка опор на границах участка:
 а — средняя часть — корма; б — средняя часть — нос

Количество стапельных тумб и места их установки определим, рассматривая нагрузку и возможные перемещения каждой из частей эквивалентного бруса. Схема нагрузки и перемещений эквивалентного бруса в кормовой оконечности показана на рис. 3.

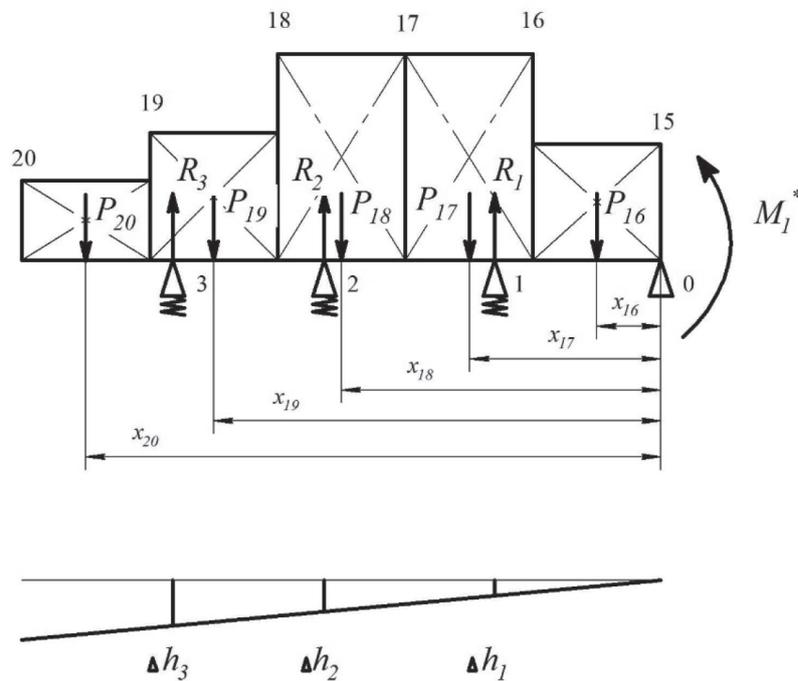


Рис. 3. Схема нагрузки и перемещений эквивалентного бруса в кормовой оконечности

Из условий равновесия статики можно записать два уравнения:

$$\left. \begin{aligned} \sum p_i x_i - \sum_1^n R_i^k l_i^k + M_1^* &= 0; \\ \sum R_i^k - \sum p_i &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где p_i — вес i -й теоретической шпации; x_i — расстояние от нулевой опоры до центра тяжести i -й теоретической шпации; R_i^k — реакция i -й опоры; M_1^* — изгибающий момент, передаваемый от кормовой оконечности на среднюю часть.

Из условия совместности деформаций [8], перемещения в результате проседания опор и перемещения сечений бруса в районе опор, получим дополнительное уравнение, связывающее реакции между собой:

$$\Delta h_i = \frac{R_i^k h_i}{E_d m_i F_k}, \quad (3)$$

где Δh_i — проседание i -й опоры; h_i — высота пары клиньев; m_i — количество пар клиньев в одном сечении; F_k — горизонтальная площадь контакта пары клиньев; $E_d = 2 \cdot 10^2$ МПа — модуль нормальной упругости для дерева поперек волокон.

Условие совместности деформаций имеет вид

$$\frac{\Delta h_i}{\Delta h_1} = \frac{\sum_1^n l_i}{l_1}, \quad (4)$$

где l_i — расстояние между i -ми опорами.

После подстановки значений проседания опор в условие совместности деформаций получим следующее соотношение между реакциями:

$$R_i^k = \frac{\sum_{i=1}^n l_i}{l_1} \cdot \frac{m_i}{m_1} R_1^k. \quad (5)$$

Таким образом, все реакции опор могут быть выражены через одну реакцию R_1^k .

Момент, передаваемый от кормовой оконечности на среднюю часть, определяется после рассмотрения угла поворота на нулевой опоре. Для балки, шарнирно опертой на две опоры и нагруженной изгибающим моментом на нулевой опоре, угол поворота будет следующим:

$$\Theta_0 = \frac{M_1^* l_1}{3EJ}, \quad (6)$$

где $E = 2 \cdot 10^5$ МПа — модуль нормальной упругости стали; J — момент инерции поперечного сечения в районе нулевой опоры относительно нейтральной оси.

Так как эквивалентный брус в кормовой оконечности принят абсолютно жестким, то угол поворота будет следующим:

$$\Theta_0 = \frac{\Delta h_1}{l_1^k} = \frac{R_1^k h_1}{E_d m_1 F_k l_1}. \quad (7)$$

Приравняв значения по двум последним формулам, после преобразования получим выражение для M_1^* :

$$M_1^* = \frac{3EJR_1^k h_1 l_1^k}{E_d m_1 F_k (l_1^k)^3} = K^k R_1^k l_1^k, \quad (8)$$

где $K^k = \frac{3EJh_1}{E_d m_1 F_k (l_1^k)^3}$ — коэффициент.

Координаты нагрузок на теоретическую шпацию (отстояние от нулевой опоры):

$$\left. \begin{aligned} x_{16} &= 0,5A - b_k; \\ x_{17} &= 1,5A - b_k; \\ x_{18} &= 2,5A - b_k; \\ x_{19} &= 3,5A - b_k; \\ x_{20} &= 4,5A - b_k. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Подставляя значение реакций из соотношения (5) в первое уравнение равновесия статики, получим

$$\sum p_i x_i - R_1^k l_1^k - \frac{l_1^k + l_2^k}{l_1^k} \cdot \frac{m_2}{m_1} R_1^k (l_1^k + l_2^k) - \frac{l_1^k + l_2^k + l_3^k}{l_1^k} \cdot \frac{m_3}{m_1} R_1^k (l_1^k + l_2^k + l_3^k) - K^k R_1^k l_1^k = 0. \quad (10)$$

Решая уравнение относительно реакции первой опоры R_1^k , получим

$$R_1^k = \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k \left(1 + \frac{(l_1^k + l_2^k)^2}{(l_1^k)^2} \frac{m_2}{m_1} + \frac{(l_1^k + l_2^k + l_3^k)^2}{(l_1^k)^2} \frac{m_3}{m_1} + K^k \right)}. \quad (11)$$

Если расстояния между опорами одинаковы и количество пар клиньев на каждой опоре постоянно, кроме нулевой, то получим значение реакций опор по формулам:

$$R_1^k = \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (1 + 4 + 9 + K^k)} = \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)}; \quad (12)$$

$$R_2^k = 2 \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)}; \quad (13)$$

$$R_3^k = 3 \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)} \quad (14)$$

Значение реакции R_0^k получим из второго уравнения равновесия статики. Если расстояния между опорами одинаковы и количество пар клиньев на каждой опоре постоянно, то

$$R_0^k = \sum p_i - \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)} - 2 \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)} - 3 \frac{\sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)} \quad (15)$$

Преобразовав выражение (15), получим

$$R_0^k = \sum p_i - \frac{6 \sum p_i x_i}{l_1^k (14 + K^k)} \quad (16)$$

Схема нагрузки и перемещений в носовой оконечности показана на рис. 4.

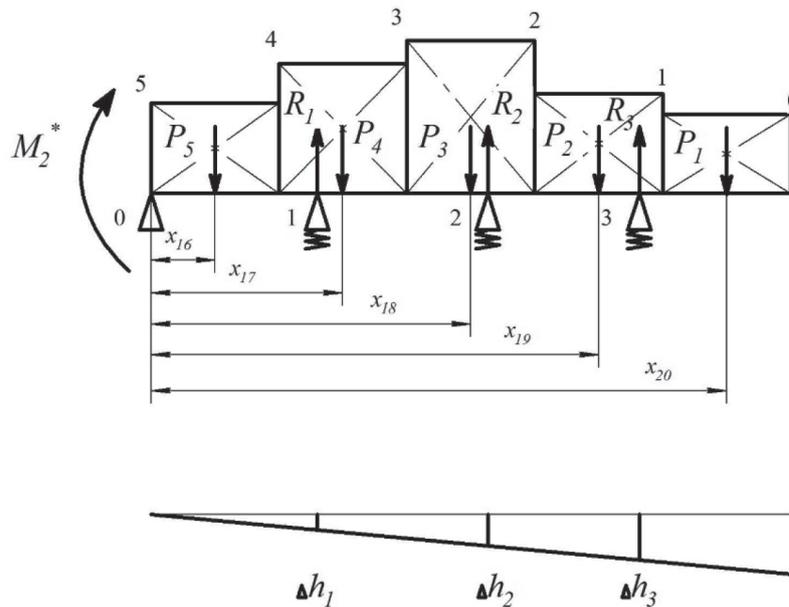


Рис. 4. Схема нагрузки и перемещений эквивалентного бруса в носовой оконечности

Условия равновесия статики для носовой оконечности будут иметь вид:

$$\left. \begin{aligned} \sum p_i x_i - \sum_1^n R_i^h l_i^h + M_2^* &= 0; \\ \sum R_i^h - \sum p_i &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где R_i^h — реакция i -й опоры; M_2^* — изгибающий момент, передаваемый от носовой оконечности на среднюю часть.

Повторив рассуждения для носовой оконечности, как для кормовой, получим

$$M_2^* = \frac{3EJ R_i^h h_1 l_i^h}{E_d m_1 F_h (l_1^h)^3} = K^h R_i^h l_1^h, \quad (18)$$

где $K^h = \frac{3EJ h_1}{E_d m_1 F_h (l_1^h)^3}$ — коэффициент.

Координаты нагрузок на теоретическую шпацию (расстояние от нулевой опоры), как представлено на рис. 4:

$$\left. \begin{aligned} x_5 &= 0,5A - b_n; \\ x_4 &= 1,5A - b_n; \\ x_3 &= 2,5A - b_n; \\ x_2 &= 3,5A - b_n; \\ x_1 &= 4,5A - b_n. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

Реакция на первую опору в носовой части

$$R_1^H = \frac{\sum p_i x_i}{l_1^H \left(1 + \frac{(l_1^H + l_2^H)^2}{(l_1^H)^2} \frac{m_2}{m_1} + \frac{(l_1^H + l_2^H + l_3^H)^2}{(l_1^H)^2} \frac{m_3}{m_1} + K^H \right)}. \quad (20)$$

Если расстояния между опорами одинаковы и количество пар клиньев на каждой опоре постоянно, кроме нулевой, то получим значения реакций опор по формулам:

$$R_1^H = \frac{\sum p_i x_i}{l_1^H (14 + K^H)}; \quad (21)$$

$$R_2^H = 2 \frac{\sum p_i x_i}{l_1^H (14 + K^H)}; \quad (22)$$

$$R_3^H = 3 \frac{\sum p_i x_i}{l_1^H (14 + K^H)}. \quad (23)$$

При упомянутых условиях реакция R_0^H :

$$R_0^H = \sum p_i - \frac{6 \sum p_i x_i}{l_1^H (14 + K^H)}. \quad (24)$$

Реакции опор в средней части корпуса судна находятся в результате раскрытия статической неопределимости многопролетной балки с помощью уравнения трех моментов. Схема средней части эквивалентного бруса, расстановка опор и расчетные величины для раскрытия статической неопределимости балки показаны на рис. 5.

Уравнение трех моментов [9] имеет вид

$$M_{i-1} l_i + 2M_i (l_i + l_{i+1}) + M_{i+1} l_{i+1} = -6 \left(\omega_i \frac{a_i}{l_i} + \omega_{i+1} \frac{b_i}{l_{i+1}} \right), \quad (25)$$

где M_i — момент на опорах; $l_i = l$ — расстояние между опорами; $\omega_i = \omega_1 = \omega_2 = \omega_3 = \omega_4 =$

$= \omega_5 = \frac{2}{3} \frac{ql^2}{8} l = \frac{ql^2}{12}$ — площади эпюр изгибающих моментов от нагрузки на каждый пролет;

$\frac{a_i}{l_i} = \frac{b_i}{l_i} = \frac{1}{2}$ — отношение расстояний от опоры до центра тяжести площади эпюры изгибающего

момента к длине пролета; $q = \frac{6}{10A}$ — равномерно распределенная нагрузка на балку.

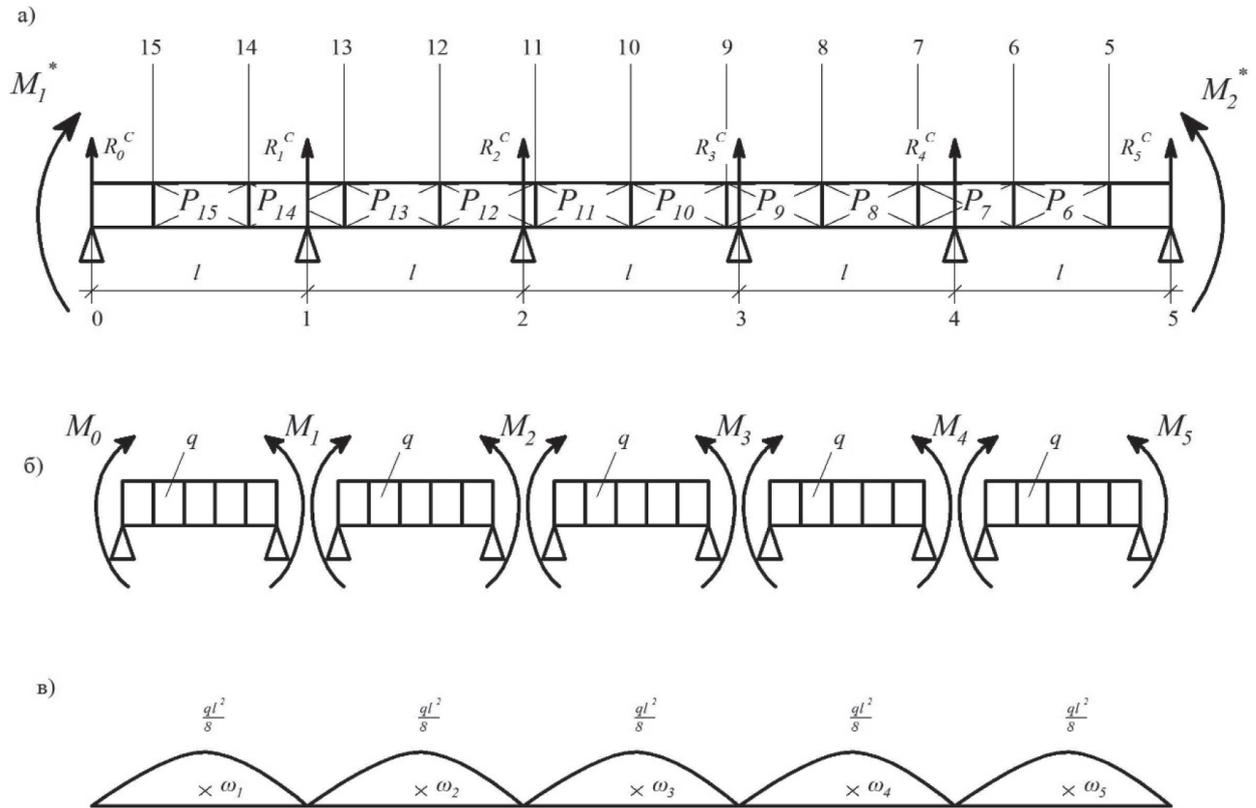


Рис. 5. Определение реакций опор в средней части:
а — схема эквивалентного бруса в средней части; б — нагрузки на пролеты и опорные моменты;
в — эпюры изгибающих моментов от нагрузки на пролеты

После подстановки значений в уравнение трех моментов получим четыре уравнения, связывающих моменты на опорах между собой и нагрузкой на каждый из пролетов:

$$M_1^c = -\frac{22}{209}ql^2 - \frac{56}{209}M_1^* + \frac{1}{209}M_2^*; \quad (26)$$

$$M_2^c = -\frac{33}{418}ql^2 + \frac{15}{209}M_1^* - \frac{4}{209}M_2^*; \quad (27)$$

$$M_3^c = -\frac{33}{418}ql^2 - \frac{4}{209}M_1^* + \frac{15}{209}M_2^*; \quad (28)$$

$$M_4^c = -\frac{22}{209}ql^2 + \frac{1}{209}M_1^* - \frac{56}{209}M_2^*. \quad (29)$$

Используя значения опорных моментов, находим значения реакций опор в средней части:

$$R_0^c = \frac{165}{418}ql - \frac{265}{209}\frac{M_1^*}{l} + \frac{1}{209}\frac{M_2^*}{l}; \quad (30)$$

$$R_1^c = \frac{473}{418}ql + \frac{336}{209}\frac{M_1^*}{l} - \frac{6}{209}\frac{M_2^*}{l}; \quad (31)$$

$$R_2^c = \frac{407}{418}ql - \frac{90}{209}\frac{M_1^*}{l} + \frac{24}{209}\frac{M_2^*}{l}; \quad (32)$$

$$R_3^c = \frac{407}{418}ql + \frac{24}{209} \frac{M_1^*}{l} - \frac{90}{209} \frac{M_2^*}{l}; \quad (33)$$

$$R_4^c = \frac{473}{418}ql - \frac{6}{209} \frac{M_1^*}{l} + \frac{336}{209} \frac{M_2^*}{l}; \quad (34)$$

$$R_5^c = \frac{165}{418}ql + \frac{1}{209} \frac{M_1^*}{l} - \frac{265}{209} \frac{M_2^*}{l}. \quad (35)$$

Каждая из реакций — это равнодействующая равновеликих реакций от стапельных тумб, поэтому количество стапельных тумб в зоне каждой из реакций будет:

$$n_i^k = \frac{R_i^k}{p_T}; \quad (36)$$

$$n_i^c = \frac{R_i^c}{p_T}; \quad (37)$$

$$n_i^h = \frac{R_i^h}{p_T}, \quad (38)$$

где p_T — реакция от одной стапельной тумбы.

Общее количество стапельных тумб под судном будет равно

$$n = \frac{G}{p_T} = \sum n_i^k + \sum n_i^c + \sum n_i^h. \quad (39)$$

Если стапельные тумбы в сечении расположены у середины теоретической шпации, в пределах половины ее длины, то реакции этих тумб вычисляются полностью из весовой нагрузки этой теоретической шпации. Если тумбы сечения расположены на расстоянии менее 0,4 А от ее границы, то нагрузка от реакции этих стапельных тумб делится на две части, действующие на данную и соседнюю теоретическую шпацию, в зависимости от расстояния до середин этих двух соседних шпаций, как показано на рис. 6.

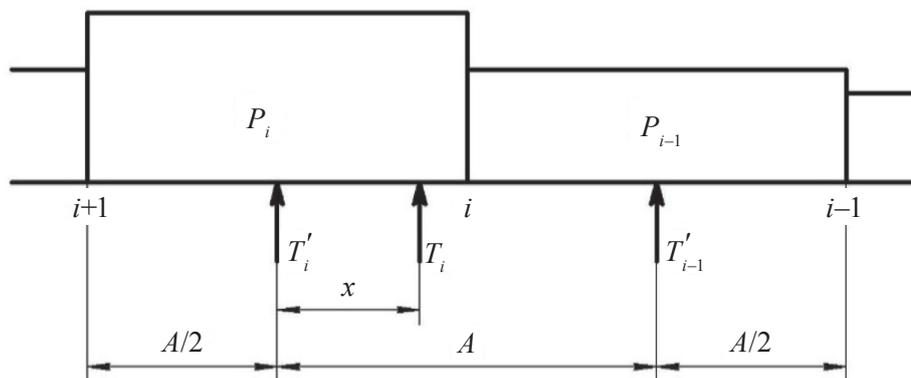


Рис. 6. Распределение сил поддержания в соседних теоретических

Как видно из рис. 6, силы поддержания каждой из соседних шпаций от тумб в этом сечении будут следующими:

$$T_i = n_c p_T; \quad (40)$$

$$T'_i = T_i \frac{x}{A}; \quad (41)$$

$$T'_{i-1} = T_i \left(1 - \frac{x}{A}\right). \quad (42)$$

С учетом сил поддержания нагрузка на каждую теоретическую шпацию будет следующей:

$$p'_i = p_i - T_i - T'_i - T'_{i-1} \quad , \quad (43)$$

где T_i — сила поддержания теоретической шпации от ряда стапельных тумб, расположенного у ее середины в пределах $\pm 0,2A$ (зависимость 40); T'_i — сила поддержания теоретической шпации от ряда стапельных тумб, расположенного в пределах этой шпации, за пределами $\pm 0,2A$ от середины (зависимость 41); T'_{i-1} — сила поддержания теоретической шпации от ряда стапельных тумб, расположенного в соседней теоретической шпации на границе с рассматриваемой (зависимость 42)).

Откорректированные значения нагрузки на каждую теоретическую шпацию позволяют рассчитать значения изгибающих моментов и поперечной силы, возникающие в корпусе судна на стапеле по стандартной методике [10].

Выводы

При ремонте корпуса судна стапельные тумбы расставляют исходя из соображений обеспечения местной прочности. Такой способ расстановки не учитывает возникающие во время ремонта, остаточные напряжения и деформации. Остаточные напряжения и деформации зависят в основном от величины изгибающего момента, который определяется распределением весовой нагрузки и силой поддержания стапельных тумб. Поэтому авторами данной статьи изложены теоретические основы расстановки стапельных тумб при ремонте.

Корпус судна представляется в виде эквивалентного бруса конечной жесткости в районе цилиндрической вставки на нескольких шарнирно-подвижных непроседающих опорах, установленных на расстоянии 10 – 12 м (кратном рамной шпации), и абсолютно жесткого бруса в оконечностях, опирающегося на проседающие опоры, устанавливаемые через 4 – 6 м (расстояние, кратное рамной шпации).

В кормовой и носовой оконечностях из условия равновесия статики и условия совместности деформаций определяются реакции от стапельных тумб. В средней части корпуса судна, в результате раскрытия статической неопределимости многопролетной балки с помощью уравнения трех моментов, определяются реакции от стапельных тумб.

Предложенные теоретические основы расстановки стапельных тумб позволяют обеспечить минимальное значение изгибающего момента в корпусе судна при ремонте на стапеле, что создает благоприятные условия для разработки технических процессов ремонта, обеспечивающих расширение фронта работ и минимальные остаточные напряжения и деформации в корпусе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Барышников С. О. Общие остаточные деформации корпусов судов / С. О. Барышников, Т. О. Карлина // Вестник ИНЖЭКОНа. — Серия: Технические науки. — 2010. — № 8. — С. 124–128.
2. Барышников С. О. Устранение остаточного перегиба корпусов судов / С. О. Барышников. — СПб.: Изд-во СПГУВК, 2011. — 200 с.
3. Павлов А. В. Влияние остаточных напряжений на редуцированные коэффициенты ребер жесткости / А. В. Павлов, В. Б. Чистов // Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. — 2014. — № 5 (27). — С. 60–64.
4. Павлов А. В. Остаточные напряжения в корпусе судна теплохода «Невский» при ремонте / А. В. Павлов // Материалы VI межвузовской науч. практич. конф. аспирантов, студентов и курсантов «Современные тенденции и перспективы развития водного транспорта России» 14 мая 2015 г. — СПб.: Изд-во ГУМРФ имени адмирала С. О. Макарова, 2015. — С. 151–155.

5. Курников А. С. Технология ремонта корпусов судов / А. С. Курников. — Нижний Новгород: Изд-во ВГАВТ, 2008. — 237 с.

6. Барышников С. О. Определение остаточного общего прогиба (перегиба) корпуса судна / С. О. Барышников, Т. О. Карклина, В. Б. Чистов // Морской вестник. — 2011. — № 1. — С. 109–111.

7. Барышников С. О. Правка корпуса судна частичными поперечными разрезами / С. О. Барышников, Т. О. Карклина // Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. — 2011. — № 4. — С. 69а–81.

8. Александров А. В. Сопrotивление материалов / А. В. Александров, В. Д. Потапов, Б. П. Державин. — М.: Высш. шк., 2003. — 560 с.

9. Папкович П. Ф. Труды по строительной механике корабля: в 4 т. / П. Ф. Папкович. — Л.: Государственное союзное изд-во судостроительной промышленности, 1962. — Т. 1. — 576 с.

10. Давыдов В. В. Справочник по прочности судов внутреннего плавания / В. В. Давыдов, Н. В. Матесс, И. Н. Сиверцев. — М.: Речной транспорт, 1958. — 758 с.

ARRANGEMENT OF SHIPBUILDING BOLLARDS DURING SHIP HULL REPAIR

Residual stresses and deformations which negatively affect general strength and shape change can arise during ship hull repair on a shipbuilding way. Intensity of residual stresses and deformations depends mainly upon bending moment value in repair area which is defined by distribution of weight load and working buoyancy of shipbuilding bollards. For this reason in this article we offer readout of dependencies for calculation of required quantity of shipbuilding bollards and places of their installation during ship hull repair which ensures minimal bending moment along the full length of ship hull taking into account finite stiffness, what will create favorable conditions for development of the technical processes of repair providing expansion of a scope of work both the minimum residual stresses and deformations in the hull.

Keywords: shipbuilding bollards, bending moment, working buoyancy, main hull girder, station spacing.

REFERENCES

1. Baryshnikov, Sergey Olegovich, and Tatiana Osipovna Karklina. "Total residual strain ship hulls." *Vestnik INZhJeKONa. Serija: Tehnicheskie nauki* 8 (2010): 124–128.

2. Baryshnikov, S. O. *Ustranenie ostatochnogo peregiba korpusov sudov*. SPb.: SPGUVK, 2011.

3. Pavlov, A. V., and V. B. Chistov. "Influence of residual stress on reduction factors of reinforcement ribs." *Vestnik Gosudarstvennogo universiteta morskogo i rechnogo flota imeni admirala S.O. Makarova* 5(27) (2014): 60–64.

4. Pavlov, A. V. "Ostatochnye naprtjazhenija v korpuse sudna teplohoda "Nevskij" pri remonte." *Materialy VI mezhdvuzovskoj nauchno-prakticheskoj konferencii aspirantov, studentov i kursantov "Sovremennye tendencii i perspektivy razvitija vodnogo transporta Rossii" 14 maja 2015*. SPb.: GUMRF imeni admirala S.O. Makarova, 2015: 151–155.

5. Kurnikov, A. S. *Tehnologija remonta korpusov sudov*. Nizhnij Novgorod: VГАVТ, 2008.

6. Baryshnikov, S. O., T. O. Karklina, and V. B. Chistov. "Opredelenie ostatochnogo obshhego progiba (peregiba) korpusa sudna." *Morskoj vestnik* 1 (2011): 109–111.

7. Baryshnikov, S. O., and T. O. Karklina. "Ship hull straightening by partial cross cutting." *Vestnik Gosudarstvennogo universiteta morskogo i rechnogo flota imeni admirala S.O. Makarova* 4 (2011): 69а–81.

8. Aleksandrov, A. V., V. D. Potapov, and B. P. Derzhavin. *Soprotivlenie materialov*. M.: Vysshaja shk., 2003.

9. Papkovich, P. F. *Trudy po stroitel'noj mehanike korablja*. Vol. 1. L.: Gosudarstvennoe sojuznoe izdatelstvo sudostroitelnoj promyshlenosti, 1962.

10. Davydov, V. V., N. V. Matess, and I. N. Sivercev. *Spravochnik po prochnosti sudov vnutrennego plavanija*. M.: Rechnoj transport, 1958.

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Павлов Анатолий Владимирович — аспирант.
Научный руководитель:
Чистов Валентин Борисович.
ФГБОУ ВО «ГУМРФ имени
адмирала С. О. Макарова»
denver_toropec@mail.ru
Чистов Валентин Борисович —
доктор технических наук, профессор.
ФГБОУ ВО «ГУМРФ имени
адмирала С. О. Макарова»
kaf_soprpmat@gumrf.ru

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Pavlov Anatoli Vladimirovich — postgraduate.
Supervisor:
Chistov Valentin Borisovich.
Admiral Makarov State University
of Maritime and Inland Shipping
denver_toropec@mail.ru
Chistov Valentin Borisovich —
Dr. of Technical Sciences, professor.
Admiral Makarov State University
of Maritime and Inland Shipping
kaf_soprpmat@gumrf.ru

Статья поступила в редакцию 5 апреля 2016 года

УДК 629.5.015.4:539.431

**А. И. Коростылёв,
Д. Ю. Литвиненко**

АНАЛИЗ И КЛАССИФИКАЦИЯ МЕТОДОВ ОЦЕНКИ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ СВАРНЫХ ТОНКОСТЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ КОРПУСА СУДНА

Рассмотрены существующие методы расчета усталостной прочности конструкций корпуса судна: номинального напряжения, сравнительного анализа, экспериментально-теоретический, деформационные и энергетические, базирующиеся на использовании конструктивных напряжений, эффективных коэффициентов концентрации напряжений, понятий механики разрушения. Также рассмотрена методика, представленная в Российском морском регистре судоходства. Выполнен анализ вышеперечисленных способов расчета циклической прочности, выявлены и отмечены их достоинства и недостатки, а также проанализирована пригодность к решению практических задач усталостной прочности конструктивных узлов корпуса судна. Предложена классификация указанных способов по типу показателя интенсивности накопления усталостного повреждения. Произведено сравнение результатов расчета усталостных повреждений различных судокорпусных конструкций методами номинального напряжения, деформационным и использующим эффективный коэффициент концентрации напряжений. Определены возможные пути совершенствования экспериментально-теоретического метода расчета усталостной прочности узлов корпуса судна.

Ключевые слова: сварной узел, усталостная прочность, методы расчета, коэффициент концентрации напряжений, усталостная трещина, конструктивные напряжения, номинальные напряжения.

Введение

Корпус судна на протяжении срока эксплуатации подвергается значительному числу циклов переменного нагружения различного происхождения, которые при определенной интенсивности могут привести к появлению трещины усталости, разрушению конструктивного узла, появлению течи и даже гибели судна. Учитывая данное обстоятельство, обеспечение циклической прочности корпуса судна является одной из важнейших задач строительной механики корабля.

В современных условиях кроме классического «проектирования из условия обеспечения предельной прочности» становится особенно актуальным «проектирование из условия обеспечения усталостной прочности». Повышение важности обеспечения усталостной прочности судокорпусных конструкций в последнее время обусловлено рядом факторов. Для оценки величины