

Эффективное повышение эксплуатационной надежности судов ледового плавания возможно лишь на основе синтеза передовых достижений строительной механики корабля, современных информационных технологий и постоянного инструментального мониторинга параметров прочности и вибрации корпусов судов.

Определение максимально приближенных к действительности значений ледовых нагрузок, действующих на бортовое перекрытие судов ледового плавания, в диапазоне от минимальных начальных значений до предельных, вызывающих отказ в работе конструкций, возможно путем создания высокоточной модели напряженно-деформированного состояния НДС элементов конструкции. Эта модель должна базироваться на данных о деформациях, полученных с помощью датчиков, специально установленных в ограниченном числе определенных точек отдельных элементов бортовой конструкции.

Созданные расчетные схемы анализа НДС конструкции основывались на методе конечных элементов (МКЭ), который является вариационно-разностным методом решения дифференциальных уравнений механики сплошных сред.

Современные программные средства, использующие МКЭ в качестве расчетного, позволяют анализировать поведение конструкции в области нелинейного деформирования, что дает возможность использовать их и для прогнозирования надежности пластически деформируемых конструкций.

Были разработаны конечно-элементные модели исследуемой бортовой конструкции трех уровней.

Выполнены расчеты НДС балочной и пластинчато-стержневой идеализаций бортового перекрытия. Результаты расчетов позволили выявить условия восприятия нагрузки связями перекрытия, соответствия требованиям для определения зависимости между приложенными к перекрытию нагрузками и замеренными деформациями.

Перерезывающие силы в концевых сечениях балочных элементов конструкции уравновешивают систему усилий, передающихся через рассматриваемое сечение, поэтому с их помощью однозначно определяется величина внешней поперечной нагрузки на балочный элемент.

По соотношению значений перерезывающей силы в концевых сечениях балочного элемента можно определить положение равнодействующей внешней нагрузки.

Все сказанное относится и к перекрытию, т.е., вычисляя значения перерезывающей силы в соответствующих сечениях, можно определить величину нагрузки и положение равнодействующей.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ЛЕДОВЫХ НАГРУЗОК, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА КОРПУСА СУДОВ ЛЕДОВОГО ПЛАВАНИЯ, В ПРОЦЕССЕ МОНИТОРИНГА ПАРАМЕТРОВ МЕСТНОЙ ЛЕДОВОЙ ПРОЧНОСТИ

*А.П. Матлах, д-р техн. наук, проф. СПбГМТУ,
генеральный директор НПО «Полярная звезда»*

На основании анализа значений перерезывающих сил в узлах расчетной модели перекрытия разработан метод определения значений нагрузки, приложенной на перекрытие, включая нагрузку в пролете связи и в узле, по значениям усилий, вычисленных в узлах перекрытия. Этот метод отработан на рассматриваемых вариантах нагружения.

Поскольку перекрытие моделировалось пластинчатыми элементами, подсчет величины перерезывающей силы был произведен путем интегрирования по площади поперечного сечения касательных напряжений. При этом были введены допущения относительно величины присоединенного пояска пластины.

Регистрация касательных напряжений возможна лишь в ограниченном числе точек поперечного сечения. Поэтому был выбран параметр, пропорциональный перерезывающей силе в сечении: максимальные касательные напряжения или максимальные деформации сдвига по поперечному сечению связи.

Район максимальных касательных напряжений располагается у нейтральной оси поперечного сечения связи, представляемого в виде несимметричного двутавра.

Разность показаний датчиков сдвиговых деформаций в сечениях связи перекрытия пропорциональна поперечной нагрузке, приложенной между этими сечениями:

$$F = \alpha \Delta \gamma,$$

где $\Delta \gamma = \gamma^{Beg} - \gamma^{End}$; γ^{Beg} – сдвиговые деформации в точке измерений перед приложенной нагрузкой; γ^{End} – сдвиговые деформации в точке измерений после приложенной нагрузки; α – коэффициент пропорциональности.

Таким образом, по разности сдвиговых деформаций в концевых точках связи можно однозначно установить величину приложенной силы.

Были созданы математические модели и методы решения задачи, основанные на последних достижениях теории упругости и пластичности, строительной механики корабля, прикладной и вычислительной математики, использовании мощных программных комплексов.

Разработаны наиболее приближенная к действительности математическая модель определения величины ледовой нагрузки на бортовое перекрытие на основе анализа НДС конструкции, а также метод определения значений нагрузки на перекрытие, включая нагрузку в пролете связи и в узле. Полная нагрузка на перекрытие аппроксимируется с помощью комбинаций пятен поперечной нагрузки фиксированной конфигурации. Построена матрица коэффициентов влияния. Действующая на перекрытие нагрузка представляется в виде вектора значений каждого из пятен нагрузки, равного произведению разности сдвиговых деформаций и матрицы коэффициентов влияния.

Предложенный способ регистрации ледовой нагрузки на бортовое перекрытие позволяет определить с точностью до размера пятна величину нагрузки, действующей на пластину наружной обшивки. По величине нагрузки в пятне можно судить о степени деформирования наружной обшивки и оценить величину возможных пластических деформаций.

Решена задача выбора количества датчиков деформаций, мест их расположения на элементах набора перекрытий и обоснование оптимальности этого выбора. Установлено, что наиболее информативными параметрами НДС, вызванного пятном поперечной нагрузки, являются касательные напряжения и сдвиговые деформации в стенках балок.

В результате расчетного анализа получен характер распределения касательных напряжений по высоте стенки ребра жесткости для различных поперечных сечений, определяемых отстоянием от опорных конструкций.

Проведено исследование и более сложной конструкции бортового перекрытия ледового танкера, состоящей из нескольких связей (рис.1).

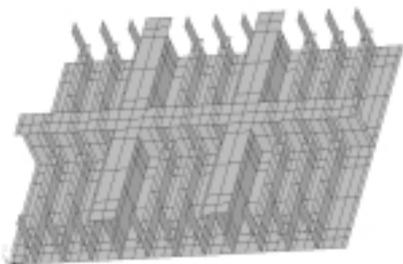


Рис. 1. Расчетная модель района бортового перекрытия

В результате расчетного анализа определен характер распределения касательных напряжений по высоте стенки ребра жесткости для различных поперечных сечений, определяемых отстоянием от продольной кромки перекрытия (рис.2).

Полученные данные позволили выбрать координаты установки каждого из датчиков в точках, исключая влияние граничных условий, подкрепляющих бракет и соответствующих наибольшим значениям касательных напряжений. Проверка предложенной схемы по определению нагрузки, действующей на перекрытие, показала, что погрешность в определении величины нагрузки удовлетворительна.

Полная нагрузка на перекрытие аппроксимируется с помощью комбинаций пятен поперечной нагрузки фиксированной конфигурации.

Разработаны методы численного моделирования НДС бортовых перекрытий под действием перемещающейся локальной ледовой нагрузки. Численное моделирование ставило целью оценить чувствительность конечного

результата к расположению пятна нагрузки по площади перекрытия, граничным условиям на кромках перекрытия, форме эпюры распределения ледового давления по площади контактной зоны. Определены конкретные величины прогибов, упругих и пластических эквивалентных деформаций при различных шагах нагружения, по мере перемещения пятна ледовой нагрузки, контактирующего с наружной поверхностью перекрытия.

По величине нагрузки в пятне можно судить о степени деформирования наружной обшивки и оценить величину возможных пластических деформаций.

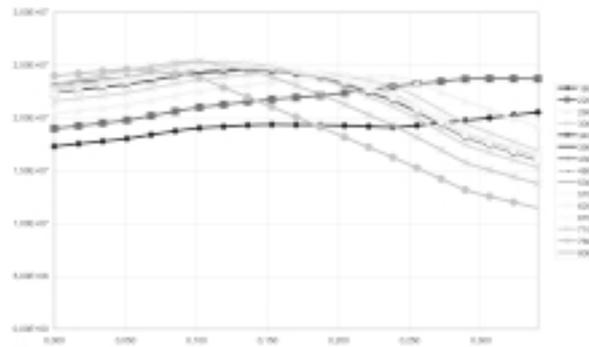


Рис. 2. Распределение касательных напряжений по высоте стенки ребра жесткости для различных поперечных сечений, определяемых отстоянием от продольной кромки перекрытия (сечения у опорной кромки)

вызывает как упругие, так и пластические деформации.

Изображение выявленных зависимостей и конкретные значения параметров напряженно-деформированного состояния в пяти контрольных точках (1–5) приведены на рис. 3.

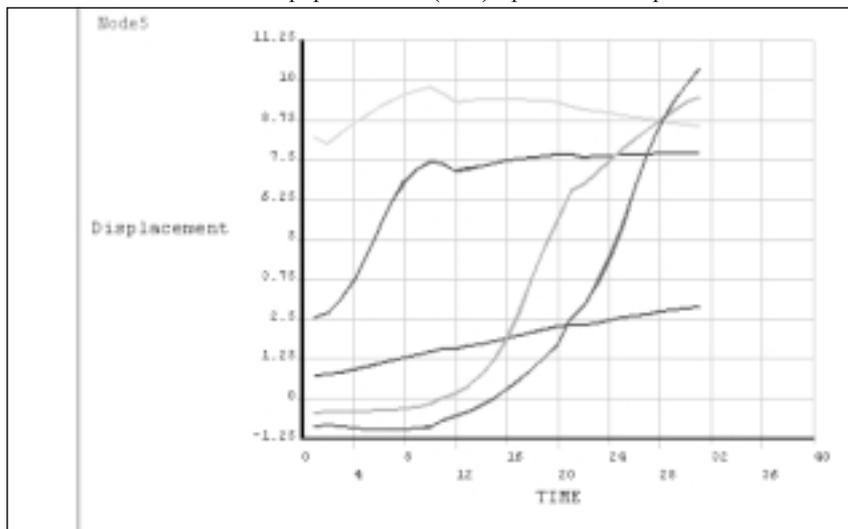


Рис. 3. Зависимость прогибов в контрольных точках от шага нагружения бортового перекрытия танкера по мере перемещения пятна ледовой нагрузки

С этой целью необходимо провести упруго-пластические расчеты пластин, опирающихся на подкрепляющий набор. Такие расчеты выполняются с помощью МКЭ, позволяющего моделировать всю историю нагружения.

Был рассмотрен участок бортового перекрытия танкера, расположенный в районе ледового пояса, подверженный действию перемещающегося пятна ледовой нагрузки, вызывающей как упругие, так и пластические деформации. Прогнозирование поведения конструкции за пределами упругости велось на основе аппарата теории пластичности.

В результате исследования НДС бортового перекрытия под действием локальной ледовой нагрузки, где в качестве примера был рассмотрен участок бортового перекрытия танкера, расположенный в районе ледового пояса, подверженный действию перемещающегося пятна ледовой нагрузки, которая

Полученные величины пластических деформаций позволяют оценивать реальный характер работы перекрытия и регистрировать накапливаемые в результате эксплуатации остаточные деформации. Учет больших деформаций судовых конструкций, пластичности и ползучести, связанных с релаксацией полей остаточных напряжений, возникающих после ледового воздействия, вызывающего пластические деформации, представляет большой практический интерес.

ЛИТЕРАТУРА

- 1 Матлах А.П. Анализ поведения конструкций судов ледового плавания в условиях упруго-пластических деформаций // Морской вестник. – 2005. – № 1 (13). – С. 31–33.
- 2 Он же. Исследование прочности судовых корпусных конструкций при взаимодействии со льдом // Судостроение. – 2006. – № 4. – С. 21–24. ■

Одной из актуальных задач в настоящее время является освоение месторождений, расположенных на шельфе замерзающих морей. Для обустройства таких месторождений создаются ледостойкие буровые установки, способные противостоять воздействиям окружающей среды. Однако для некоторых участков шельфовой зоны морей, где ледяной покров бывает эпизодически, представляется экономически невыгодным строить мощные ледостойкие конструкции. В связи с этим представляет интерес оценить возможность использования ледоколов и ледокольных судов для снижения ледовой нагрузки на морские инженерные сооружения и поддержания ее на допустимом уровне.

Из всего многообразия ледовых условий, которые могут встречаться в точке установки морского инженерного сооружения, необходимо рассматривать только те, которые могут вызвать опасную для сооружения нагрузку. Обычно к таким условиям можно отнести сплошной ледяной покров предельной толщины и торосы*, поэтому именно для этих условий проводится оценка эффективности применения ледоколов.

На эффективность использования ледоколов в этих целях оказывают влияние следующие факторы: геометрические характеристики ледяных образований (толщина ровного льда, высота паруса и глубина киля тороса), скорость дрейфа льда и характеристики его неравномерности, характеристики ледовой ходкости и поворотливости ледокола. Геометрические характеристики ледяных образований и показатели ледовых качеств судна в сумме определяют возможность выполнения судном различных операций в определенных ледовых условиях.

Скорость дрейфа льда и характеристики его неравномерности определяют размеры зоны, в которой ледокол может разрушать лед для обеспечения безопасности инженерного сооружения. Неравномерность дрейфа приводит к тому, что по мере удаления от защищаемой платформы необходимо разрушать все больший участок ледяного поля, что должно обеспечить нахождение платформы в зоне разрушенного льда при любых вариациях дрейфа. Дрейф льда можно характеризовать скоростью в преобладающем направлении движения v_d и некоторой скоростью в поперечном направлении v'_d , средняя величина которой за достаточно большой промежуток времени равна 0. Связь между этими величинами может быть задана простым соотношением $v'_d = kv_d$, k – коэффициент пропорциональности. Тогда размер зоны, в котором могут находиться опасные для защищаемой платформы ледяные образования может быть задан следующим соотношением:

$$l = L + 2 \frac{v'_d}{v_d} r, \quad (1)$$

где L – размер сооружения в направлении перпендикулярном направлению дрейфа льда; l – поперечный размер опасной зоны на расстоянии r от платформы.

РАБОТА ОДНОГО ЛЕДОКОЛА В РОВНЫХ ЛЬДАХ

Простейшей операцией для снижения нагрузки от дрейфующего ровного льда является движение ледокола галсами перед сооружением. Тогда обеспечить безопасность такой опе-

* При взаимодействии со льдом буровых платформ со сквозным опорным блоком или платформ, которые имеют одну относительно узкую колонну, при дрейфе льда возможно возникновение сильной ледовой вибрации, в некоторых случаях приводящей к разрушению сооружения. В такой ситуации для снижения ледовой нагрузки может понадобиться помощь ледокола. В данной работе такие сценарии не рассматриваются, так как ледовые вибрации возникают при дрейфе относительно тонких льдов, в которых эффективно может работать практически любой ледокол.

О ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЛЕДОКОЛОВ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ЛЕДОВОЙ НАГРУЗКИ НА МОРСКИЕ ИНЖЕНЕРНЫЕ СООРУЖЕНИЯ

К.Е. Сазонов, *д-р техн. наук,*
ФГУП «ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова»

рации можно выполняя галсы все время на одном и том же расстоянии от защищаемого объекта. По мере увеличения толщины льда выполнение этого требования становится все более и более затруднительным. Поэтому при рассмотрении даже такого простого маневра следует оценить, необходимые для реализации этой операции ледовые характеристики судна, исходя из экстремальных ледовых условий для данного морского месторождения.

Пусть ледокол, используемый для снижения нагрузки на ледостойкое сооружение, обладает следующими характеристиками ледовой ходкости: v_w – скоростью движения на чистой воде; v_{\min} – минимальной устойчивой скоростью в предельных льдах; h_{\lim} – предельной ледопроеходимостью. Тогда характеризующую этот ледокол кривую ледопроеходимости в первом приближении можно представить линейной функцией [1]

$$v_l = v_w - (v_w - v_{\min}) \frac{h}{h_{\lim}}, \quad (2)$$

где v_l – скорость движения ледокола в сплошных льдах толщиной h .

Кривая ледопроеходимости представлена на рис. 1. На этом же рисунке показана кривая ледопроеходимости при работе ледокола набегам. Как известно, к режиму работы набегам ледокол переходит во льдах, толщина которых близка к предельной ледопроеходимости или превышает ее. Работа набегам позволяет передвигаться в таких льдах. Для построения кривой ледопроеходимости при работе набегам используется средняя скорость прохождения ледоколом пути, а не скорость, развиваемая ледоколом при набеге. Параметры работы ледокола набегам рассчитываются по методике, изложенной в работе [2].

Будем предполагать, что ледокол выполняет галсы, двигаясь попеременно то носом, то кормой вперед. При этом считаем, что ледопроежимость ледокола при движении кормой вперед не хуже, чем на переднем ходу. Тогда выражением (2) задаем ледопроежимость как на переднем, так и на заднем ходу.

Схема движения ледокола представлена на рис. 2. Сформулированное выше требование безопасной работы ледокола перед платформой можно записать следующим образом:

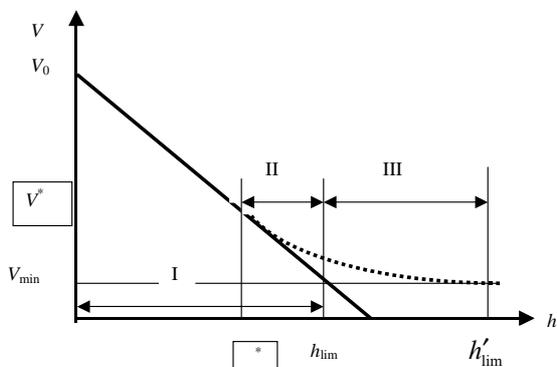


Рис. 1. Типичный вид кривой ледопроеходимости ледокола

V_0 – скорость судна в чистой воде; V_{\min} – минимальная устойчивая скорость движения судна во льдах; h_{\lim} – предельная толщина ровного льда, преодолеваемого судном непрерывным ходом (предельная ледопроежимость); h'_{\lim} – предельная толщина льда, преодолеваемого судном при движении набегам.

Зона I – судно движется непрерывным ходом в сплошных льдах. Зона II – судно может двигаться непрерывным ходом с небольшой скоростью, либо работать набегам. Зона III – судно может двигаться, работая только набегам

$$\frac{v_d}{v_I} = \sin \chi, \quad (3)$$

где χ – угол курса ледокола.

Это условие должно быть дополнено еще одним. Выполняя описанные маневры, ледокол прокладывает расходящиеся каналы. Очевидно, для того, чтобы был эффект от подобной работы, максимальное расстояние между этими каналами не должно превышать некоторой величины d . Это условие может быть записано следующим образом:

$$2s \sin \chi \leq d. \quad (4)$$

Здесь s – длина одного прохода (галса) ледокола, эта величина может быть рассчитана по формуле

$$s = \frac{l}{\cos \chi - 2 \sin \chi \operatorname{tg} \alpha}, \quad (5)$$

где $\alpha = \operatorname{arctg} \frac{v'_d}{v_d}$.

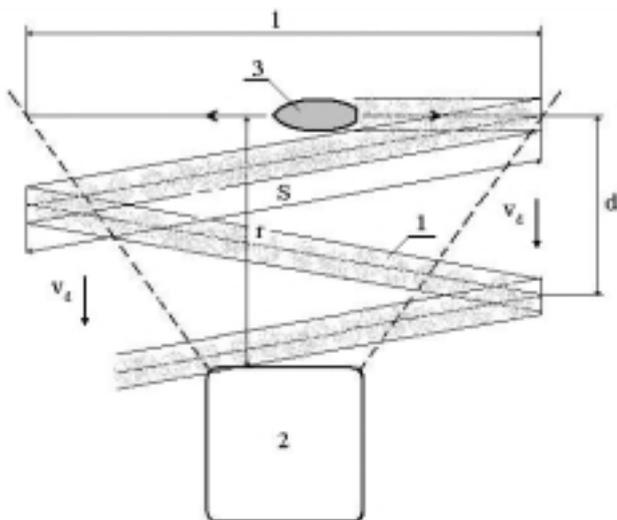


Рис. 2. Схема работы ледокола перед платформой в сплошных льдах

1 – канал, за ледоколом; 2 – платформа; 3 – ледокол

Подставив выражения (1), (3) и (5) в соотношение (4), а также воспользовавшись соотношением принятом для скоростей дрейфа $v'_d = kv_d$, получим итоговое неравенство, позволяющее определить толщины ровного льда, в которых заданный ледокол может эффективно снижать нагрузку на защищаемое сооружение.

$$2 \frac{v_d}{v_I} \frac{L + 2 \frac{v'_d}{v_d} r}{\sqrt{1 - \left(\frac{v_d}{v_I}\right)^2} - 2 \frac{v'_d}{v_I}} \leq d. \quad (6)$$

Это неравенство можно еще упростить, воспользовавшись соотношением принятом для скоростей дрейфа $v'_d = kv_d$. Тогда получим следующее неравенство:

$$\frac{L + 2kr}{\sqrt{\left(\frac{v_I}{v_d}\right)^2 - 1} - 2k} \leq \frac{d}{2}. \quad (7)$$

Подставив в это выражение формулу (2), получим окончательное неравенство для определения толщины ровного льда, в которой возможно выполнение описанной технологии:

$$h \leq \frac{h_{\lim}}{v_w - v_{\min}} \left(v_w - v_d \sqrt{C^2 + 1} \right) \quad (8)$$

где $C = \frac{2(L + 2kr)}{d} + 2k$.

Выведенное неравенство позволяет оценить эффективность применения ледоколов для разрушения сплошного ровного дрейфующего льда перед буровой платформой. Очевидно, что эффективность этой технологии повышается при использовании ледоколов, обладающих повышенными характеристиками ледовой ходкости. К факторам, снижающим эффективность, относятся размеры защищаемого сооружения, увеличение скорости дрейфа льда, увеличение неравномерности дрейфа. Большое влияние оказывает выбор минимального безопасного расстояния от платформы, на котором ледокол может разрушать лед. На рис. 3 приведены некоторые результаты расчетов по формуле (8).

Анализ данных, приведенных на этом рисунке, показывает, что важнейшей характеристикой, лимитирующей применение данной технологии, является скорость дрейфа льда. При скоростях дрейфа $v_d \leq 0,2$ м/с ледокол может использовать всю свою ледокольную способность. При увеличении же скорости

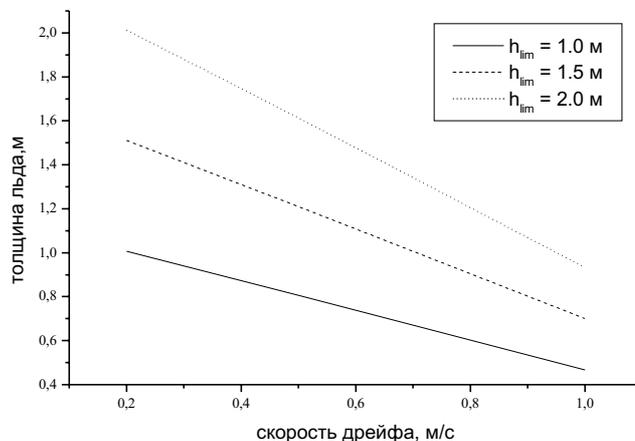


Рис. 3. Зависимость толщины ровного льда, в котором ледокол может эффективно снижать нагрузку на инженерное сооружение. $L = 100$ м; $r = d = 50$ м; $v_w = 8$ м/с; $v_{\min} = 1$ м/с

дрейфа ледокол может эффективно разрушать льды, которые существенно ниже его ледопроеходимости. Поэтому при увеличении скорости дрейфа необходимо использовать несколько ледоколов.

При встрече ледокола со льдами, толщина которых близка или больше предельной, он вынужден будет перейти к работе набегам, при этом зависимость его скорости движения от толщины льда (зоны II и III на рис. 1) может быть приблизительно описана следующим выражением:

$$v_I = v^* - (v^* - v_{\min}) \frac{h - h^*}{h'_{\lim} - h^*}, \quad (9)$$

где v^* , h^* – значения скорости ледокола и толщины льда, при которых движение непрерывным ходом и набегам осуществляются с одинаковой эффективностью.

Неравенство для определения толщины ровного льда, в которой возможно оказание помощи инженерному сооружению при работе ледокола набегам, можно получить, подставив зависимость (9) в формулу (7). В итоге имеем

$$h \leq h^* + \frac{h'_{\lim} - h^*}{v^* - v_{\min}} \left(v - v_d \sqrt{C^2 + 1} \right) \quad (10)$$

РАБОТА НЕСКОЛЬКИХ ЛЕДОКОЛОВ В РОВНЫХ ЛЬДАХ

Рассмотрим работу по защите сооружения двух одинаковых ледоколов. Два ледокола выбраны потому, что это наиболее вероятное число вспомогательных судов, которые могут быть использованы для защиты сооружения. Кроме этого, полученные результаты легко обобщаются на случай совместной работы трех и более ледоколов, а также на случай использования ледоколов, обладающих различными характеристиками ледовой ходкости.

При работе двух ледоколов принципиально возможны две схемы их использования. *Первая схема* заключается в самостоятельной работе каждого из ледоколов, при этом каждый из них должен сломать меньший участок ледяного поля. Для расчета предельной толщины льда, в которой ледоколы еще могут оказать помощь защищаемому сооружению, может быть использовано неравенство (8), при этом необходимая корректировка вводится в соответствии с выражением (1) в величину C . Для случая самостоятельной работы двух ледоколов величина C' должна рассчитываться по следующей формуле:

$$C' = \frac{(L + 2kr)}{d} + 2k. \quad (11)$$

Вторая схема заключается в совместной работе двух ледоколов способом «тандем», при этом носовая оконечность одного из ледоколов размещается в кормовом подрезе другого. Такое построение позволяет в два раза увеличить тягу сцепки по сравнению с каждым из ледоколов. Из теории ледовой ходкости известно, что предельная ледопроечность пропорциональна тяге движительного комплекса примерно в степени 0.67. Используя это соотношение, можно получить, что предельная ледопроечность тандема возрастет в 1.59 раза. Тогда предельная толщина льда, в которой ледоколы могут оказать помощь защищаемому сооружению, также может быть определена с помощью неравенства (8).

На рис. 4 представлены расчеты двух возможных сценариев защиты сооружения двумя одинаковыми ледоколами. Вычисления проводились для ледоколов, имеющих предельную ледопроечность 1.5 м, принятые значения других величин указаны на рис. 3.

Анализ данных, приведенных на рис. 4, показывает, что наиболее эффективной является схема, предполагающая использование тандема двух ледоколов. Недостатком этой схемы является трудности управления и маневрирования тандемом ледоколов. Поэтому использование этой схемы целесообразно

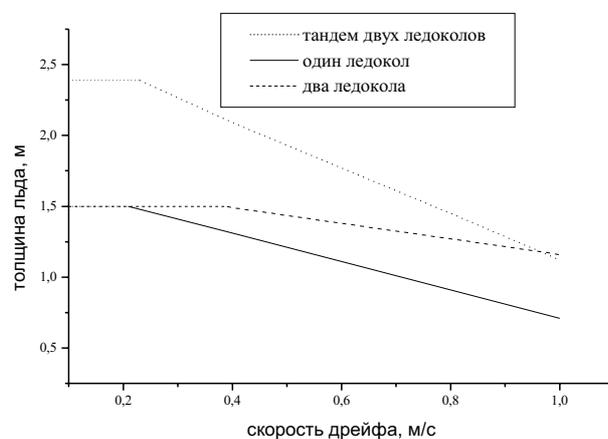


Рис. 4. Сравнение различных сценариев использования ледоколов для разрушения ровного льда

но при дрейфе на платформу полей льда, толщина которых превышает предельную ледопроечность ледоколов обеспечения.

Первая схема, предполагающая использование двух ледоколов по отдельности, может применяться только во льдах, толщина которых не превышает предельную ледопроечность ледоколов. Эта схема оказывается менее чувствительной к величине скорости дрейфа льда. В этом состоит ее основное преимущество. Как следует из приведенных на рис. 4 графиков, при скоростях дрейфа льда, близких к 1 м/с, первая схема становится более эффективной, нежели вторая. Следует ожидать, что увеличение числа ледоколов, обеспечивающих безопасность платформы, приведет к практическому исчезновению зависимости эффективности их работы от скорости дрейфа льда.

РАБОТА ОДНОГО ЛЕДОКОЛА В ТОРОСИСТЫХ ЛЬДАХ

Оценить эффективность использования ледокола для защиты инженерного сооружения от взаимодействия с торосистым льдом существенно сложнее. Это связано в первую очередь с недостаточным теоретическим изучением процессов, происходящих при форсировании ледоколом торосистого образования. В настоящее время известно несколько эмпирических формул, позволяющих оценить ледовое сопротивление при внедрении ледокола в торос [3]. Существенным недостатком этих формул является то, что они получены для относительно небольших торосов, не имеющих развитого консолидированного слоя. Обычно такие торосы ледокол преодолевает без остановки, за один проход. Известно, что наиболее тяжелые торосы ледокол преодолевает набегам, при этом на создание прохода в торосе может быть затрачено довольно много времени. К сожалению, сейчас не представляется возможным определить временные затраты на преодоление тяжелого тороса при работе ледокола набегам.

Другой нерешенной проблемой остается определение критерия, который позволял бы оценить достаточность затраченных усилий по разрушению тороса для обеспечения безопасности защищаемой платформы. Другими словами, необходимо знать, сколько проходов в торосе с заданными размерами должен проделать ледокол, чтобы снизить нагрузку на инженерное сооружение до допустимого уровня. По-видимому, решение этой проблемы может быть найдено путем проведения систематических испытаний в ледовых опытовых бассейнах.

Приведем общие соотношения, позволяющие оценить эффективность использования ледоколов для защиты сооружения от торосистых образований. На рис. 5 показана принципиальная схема разрушения ледоколом торосов перед инженерным сооружением. Пусть m – расстояние между двумя соседними каналами (проходами), проложенными ледоколом в торосе. Тогда общее число каналов рассчитывается

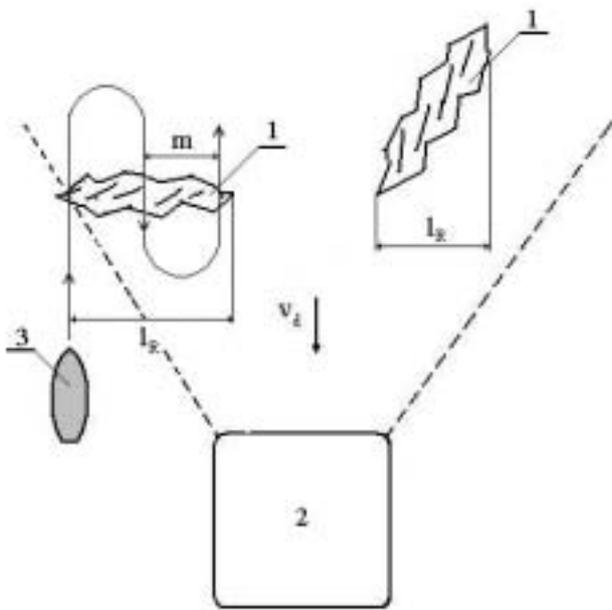


Рис. 5. Схема разрушения ледоколом торосов перед инженерным сооружением

1 – торос; 2 – платформа; 3 – ледокол

ся по следующей формуле:

$$n = \left[\frac{l_R}{B_I + m} \right] \begin{cases} 1, & \text{если } \left\{ \frac{l_R}{B_I + m} \right\} < \frac{B_I}{2}; \\ 0, & \text{если } \left\{ \frac{l_R}{B_I + m} \right\} \geq \frac{B_I}{2}, \end{cases} \quad (12)$$

где $\{ \dots \}$, $[\dots]$ – целая и дробная части числа соответственно;

l_R – протяженность торосистого образования в направлении перпендикулярном дрейфу льда; B_I – ширина ледокола.

Время, необходимое для разрушения тороса, до безопасного состояния t_R может быть определено как

$$t_R = n \frac{\bar{b}_R}{\bar{v}_R} + n \frac{\bar{l}_v}{\bar{v}_R} + (n-1) \bar{t}_{180}. \quad (13)$$

Здесь \bar{b}_R – средняя протяженность тороса в направлении дрейфа льда; \bar{v}_R – средняя скорость ледокола при прокладке одного прохода (канала) сквозь торос; \bar{l}_v – среднее расстояние, проходимое ледоколом в ровном льду при прокладке канала в торосе; \bar{t}_{180} – среднее время разворота ледокола на 180° , эта величина может быть определена на основании методов, изложенных в работе [4].

При преодолении ледоколом несмерзшихся свежих торосов средняя скорость прокладки одного канала может быть определена из решения дифференциального уравнения движения:

$$(1 + k_{11}) M \frac{dv_I}{dt} = T_E(v_I) - R_R, \quad (14)$$

где M – масса ледокола; k_{11} – коэффициент присоединенной массы; $T_E(v_I)$ – зависимость тяги движительного комплекса ледокола от скорости движения; R_R – сопротивление торосистого льда движению ледокола.

Для выполнения расчетов по формуле (13) интерес представляет средняя скорость движения ледокола на участке пути, который включает в себя не только торосистое образование, но и участки ледяного покрова, разрушенные или нет, перед торосом и после него. На этих участках происходит разгон ледокола перед взаимодействием с торосом и после него. Ледовое сопротивление ледокола описывается разными зависимостями при движении в торосе и на

участках разгона. При форсировании тороса ледовое сопротивление зависит от величины внедрения ледокола в торос, а на участках разгона от скорости движения и толщины льда.

Для ледоколов, оборудованных винто-рулевыми колонками (ВРК), можно указать еще один сценарий преодоления тороса, помимо форсирования его непрерывным ходом или набегам. Речь идет о предложенной финскими специалистами технологии прохода тороса задним ходом. В соответствии с этой технологией ледокол задним ходом подходит к торосистому образованию и, поворачивая вправо-влево ВРК, начинает ими расчищать пространство для продвижения корпуса. В работе [5] получена оценка временных затрат на прокладку одного канала в торосе. В соответствии с этой оценкой время преодоления тороса возрастает при увеличении ширине ледокола, протяженности тороса в направлении дрейфа льда и глубине киля тороса. К факторам, способствующим уменьшению этого времени, относятся увеличение диаметра гребного винта, количества движителей и скорости поворота ВРК. Расчеты, приведенные в указанной работе, показывают, что время прокладки одного канала лежит в пределах от нескольких минут до нескольких десятков минут. Естественным ограничением для применения этой технологии служит толщина консолидированного слоя льда в случае, если она превышает предельную ледопробиваемость ледокола на задний ход.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненный в работе анализ показывает, что ледоколы могут использоваться для снижения ледовой нагрузки на морские инженерные сооружения. Наиболее эффективно это в средних и средне тяжелых ледовых условиях, когда толщина дрейфующего льда не превышает предельной ледопробиваемости используемых ледоколов.

В тяжелых ледовых условиях, когда-либо толщина дрейфующего льда превышает предельную ледопробиваемость отдельного ледокола, либо скорость дрейфа стремиться к 1 м/с , эффективность использования одного ледокола падает. Применение нескольких ледоколов позволяет обеспечить безопасность сооружения.

Наибольшую опасность для инженерных сооружений представляют торосистые образования. На разрушение тороса ледокол затрачивает больше времени, чем на ровное ледяное поле. Эти потери времени в некоторой степени компенсируются существенно меньшими размерами торосистых гряд по сравнению с ледяными полями.

Приведенный анализ показывает, что ледоколы могут эффективно разрушать однолетние торосы, защищая от их воздействия инженерные сооружения. Возможность же защиты платформ с помощью ледоколов от воздействия многолетних торосов с развитым консолидированным слоем, а также от торосов с экстремальными размерами киля маловероятна. В таких крайне редких случаях необходимо применять другие меры защиты сооружения, например, взрывные технологии.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (грант 06-05-39017-ГФЕН-2).

ЛИТЕРАТУРА

1. Ледоколы / Каушелян В.И., Рывлин А.Я., Фаддеев О.В., Ягодкин В.Я. – Л.: Судостроение, 1972. – 288 с.
2. Ионов Б.П., Грамузов Е.М. Ледовая ходкость судов. – СПб.: Судостроение, 2001. – 512 с.
3. Куликов Н.В., Сазонов К.Е. Буксировка судов во льдах. – СПб., 2003. – 158 с.
4. Сазонов К.Е. Ледовая управляемость судов. – СПб., 2006, 252 с.
5. Он же. Форсирование ледоколами торосов задним ходом // Морской вестник. – 2005. – № 1(13). – С. 84 – 86. ■

Известно, что деформирование монолитных пластин конечной жесткости впервые было исследовано И.Г. Бубновым [1]. Позже этому вопросу уделялось определенное внимание в работах П.Ф. Папковича [2] и других ученых. В работе [3] нами была обоснована методика расчета основных параметров изгиба прямоугольных удлиненных слоистых пластин конечной жесткости, изгибающихся по цилиндрической поверхности под действием равномерно распределенной поперечной нагрузки.

Там же было отмечено, что подобные пластины, в отличие от однослойных (монолитных), состоят из n одинаковых по толщине слоев, не скрепленных между собой и идентично закрепленных на опорном контуре. В работе приведено также точное решение задачи об изгибе такой пластины для двух вариантов граничных условий: жесткой заделки балки-полоски, вырезанной из пластины параллельно коротким ее кромкам, и шарнирно опертой на опорный непроседающий контур.

Расчеты, выполненные по данной методике, показывают, что слоистая балка-полоска имеет более высокий уровень цепных напряжений по сравнению с монолитной балкой-полоской. При этом в шарнирно опертой балке-полоске с ростом числа слоев существенно снижаются все изгибные напряжения. В жестко заделанной балке-полоске такой эффект имеет место только в средней части. На опорном контуре при увеличении числа слоев изгибные напряжения несколько возрастают. В связи с этим возникает вопрос о том, каким образом число слоев шарнирно опертой слоистой пластины сказывается на ее несущей способности, поскольку при увеличении нагрузки жестко заделанная балка-полоска будет переходить в шарнирно опертую. На это еще в начале XX в. указывал И.Г. Бубнов.

В пределах данной статьи мы попытаемся дать ответ на этот вопрос, применив понятие условной предельной интенсивности поперечной нагрузки, действующей на пластину.

Под условной предельной нагрузкой $q_{\text{усл}}$ будем понимать такую, при которой в крайней фибре каждого слоя в опасном сечении балки-полоски суммарные растягивающие нормальные напряжения (цепные плюс изгибные) достигают предела текучести материала, из которого изготовлена слоистая пластина (рис. 1).

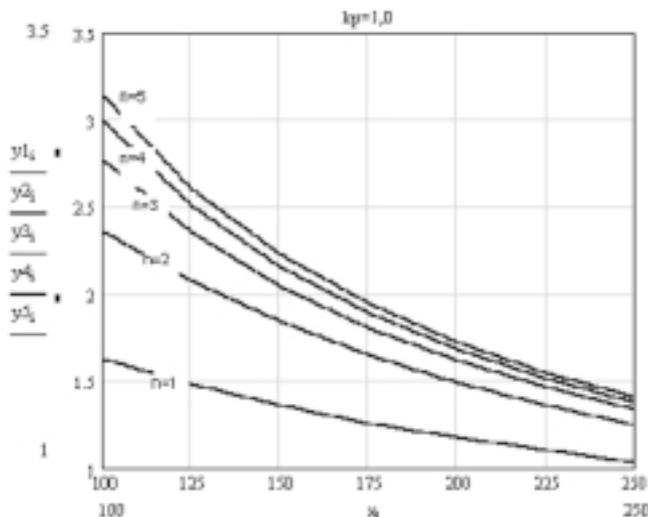


Рис. 1. Изменение условной несущей способности слоистой пластины в зависимости от числа слоев n и отношения $\frac{a}{t} = 100 \div 250$

О НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ УДЛИНЕННЫХ СЛОИСТЫХ ПЛАСТИН КОНЕЧНОЙ ЖЕСТКОСТИ

О.Г. Астащенко, канд. техн. наук, проф. ИП МашРАН

Такая нагрузка интенсивностью $q_{\text{усл}}$, естественно, будет несколько ниже истинной предельной нагрузки $q_{\text{пред}}$, при которой все опасное сечение балки-полоски перейдет в пластическое состояние.

На основании [3] для создания схемы расчета по определению величины $q_{\text{усл}}$ в зависимости от исходных данных, используя данные рис. 2. [3] для шарнирно закрепленной балки-полоски, можно построить аппроксимации необходимых функций в зависимости от параметра Бубнова u применительно к возможному диапазону его изменения $u = 1,0 - 100,0$. Подобные аппроксимации для $u = 1,0 - 100,0$ были приведены нами в [3].

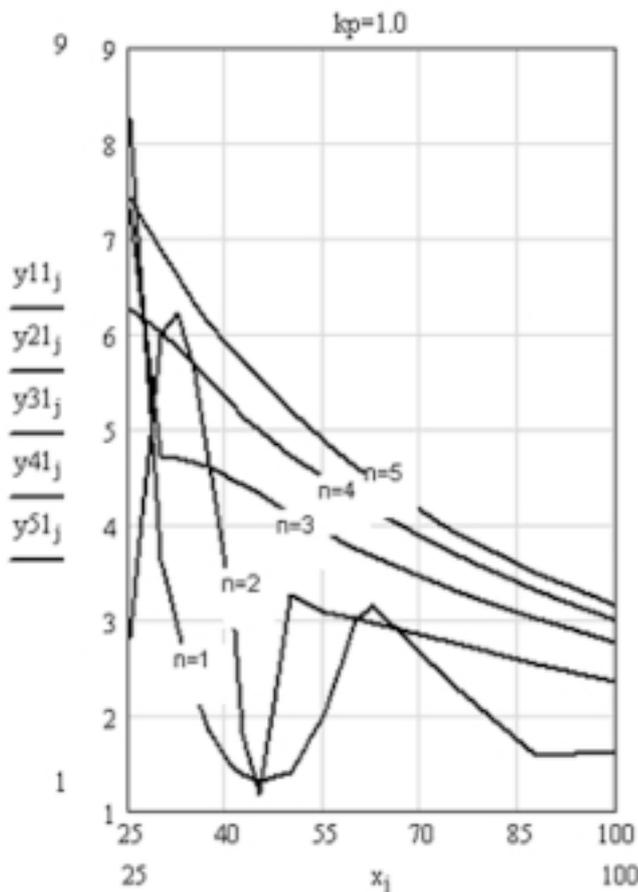


Рис. 2. Изменение условной несущей способности слоистой пластины в зависимости от числа слоев (n) и отношения $\frac{a}{t}$ при $\frac{a}{t} \leq 100$

Исходные данные для таких аппроксимирующих зависимостей на основании рис. 2 [3] приведены в табл. 1.

Таблица 1
Исходные данные для построения аппроксимаций

u	1,0	2,0	4,0	10,0
x2	3,40	12,7	73,0	1000,0
kw2	1,08·10 ⁴	5,90·10 ³	2,07·10 ³	0,370·10 ³
kysr2	5,35·10 ³	2,75·10 ³	0,890·10 ³	0,147·10 ³

Здесь, следуя [3], обозначено: u – параметр Бубнова для слоистой пластины, зависящий от величины цепного напряжения в ней ($u = \sqrt{\frac{3a^2\sigma_{пл}n^2}{E_1t^2}}$), где a, t – длина и

полная толщина балки-полоски соответственно; $E_1 = \frac{E}{1-\mu^2}$

– приведенный модуль нормальной упругости материала пластины; E_1, μ – технические постоянные материала изотропной пластины; $\sigma_{пл}$ – цепное напряжение, возникающее в

балке-полоске при ее изгибе; $x2 = 10^8 \sqrt{k_p} n^3 \left(\frac{a}{100t}\right)^4 \frac{q_{усл}}{E_1}$ – безразмерная величина, зависящая от исходных

данных; $kw2 = 10^3 \frac{\bar{w}_{max}}{n^2 \left(\frac{a}{100t}\right)^4 q_{усл}}$ – коэффициент макси-

мального прогиба балки-полоски; $\bar{w}_{max} = \frac{w_{max}}{t}$ – максимальный безразмерный прогиб балки-полоски;

$k\sigma sr = 10^{-4} \frac{\sigma_{изг ср}}{n \left(\frac{a}{100t}\right)^2 q_{усл}}$ – коэффициент растягивающего

изгибного напряжения ($\sigma_{изг ср}$) в крайней фибре среднего

по длине балки-полоски сечения; $k\sigma pl = \frac{3 \cdot 10^4 n^2 \sigma_{пл}}{E_1} \left(\frac{a}{100t}\right)^2$ –

коэффициент цепного напряжения ($\sigma_{пл}$) в балке-полоске.

Из рис. 2 [3] следует, что в диапазоне $u = 1,0 - 4,0$ интересующие нас функции в логарифмической системе координат не являются прямыми линиями подобно тому, как это имеет место при $u > 4,0$. В связи с этим для их аппроксимации в диапазоне $u = 1,0 - 4,0$ были приняты зависимости в виде полиномов 2-й степени, которые строились по трем точкам ($u = 1,0; 2,0; 4,0$). Для диапазона $u > 4,0$, где в логарифмических координатах функции являются спадающими прямыми, они аппроксимировались степенными функциями. С учетом данных, приведенных в [3], аппроксимации необходимых функций сведены в табл. 2.

Условие достижения суммарными растягивающими напряжениями в среднем (опасном) сечении балки-полоски (шарнирно закрепленной на непроседающих опорах) применительно к крайней ее фибре вышеуказанно-

го условного предельного состояния может быть записано в виде

$$\sigma_{пл} + \sigma_{изг ср} = \sigma_T, \quad (1)$$

где σ_T – величина предела текучести материала пластины.

Применительно к диапазонам изменения параметра Бубнова $u = 4,0 - 10,0$ и $u = 10,0 - 100,0$ это выражение можно представить так:

$$\frac{10^{-4}}{3} \frac{E_1 u^2}{n^2 \left(\frac{a}{100t}\right)^2} + \alpha_i \left(\frac{u}{10,0}\right)^{-\beta_i} n \left(\frac{a}{100t}\right)^2 q_{усл} = \sigma_T, \quad (2)$$

где α_i и β_i ($i = 2, 3$) – значения коэффициентов в выражениях для $kysr$, приведенных в табл. 2 ($\beta_2 = 147; \beta_3 = 150; \nu_2 = 1,966; \nu_3 = 2$).

Из выражения (2) для данных диапазонов изменения u можно найти

$$\frac{q_{усл}}{E_1} = \left[\frac{\sigma_T}{E_1} \frac{3 \cdot 10^4 n^2}{u^2} \left(\frac{a}{100t}\right)^2 - 1 \right] \frac{u^{2+\beta_u}}{3 \cdot 10^{4+\beta_u} n^3 \alpha_i \left(\frac{a}{100t}\right)^4}. \quad (3)$$

Из табл. 2 видно, что для данных диапазонов изменения u имеет место соотношение (при $\gamma_2 = 0,891; \gamma_3 = 1,0; \delta_2 = 0,350; \delta_3 = 0,333$):

$$u = \gamma_i (x2)^{\delta_i} = \gamma_i \left[\sqrt{k_p} n^3 \cdot 10^8 \left(\frac{a}{100t}\right)^4 \frac{q_{усл}}{E_1} \right]^{\delta_i}. \quad (4)$$

Отсюда с учетом (3) можно записать

$$u = \gamma_i \left(\frac{10^{4-\beta_i}}{3\alpha_i} \sqrt{k_p} u^{2+\beta_i} \right)^{\delta_i} \left[\frac{\sigma_T}{E_1} \frac{3 \cdot 10^4 n^2}{u^2} \left(\frac{a}{100t}\right)^2 - 1 \right]^{\delta_i}. \quad (5)$$

Это и есть неявное разрешающее уравнение для определения параметра Бубнова u . Аналогичное уравнение для диапазона $u = 1,0 - 4,0$ может быть получено в виде

$$u = b_0 + b_1 \frac{10^4}{3} \frac{\sqrt{k_p}}{a_0 + a_1 u + a_2 u^2} \left[\frac{\sigma_T}{E_1} \frac{3 \cdot 10^4 n^2}{u^2} \left(\frac{a}{100t}\right)^2 - 1 \right] + b_2 \left(\frac{10^4}{3} \frac{\sqrt{k_p}}{a_0 + a_1 u + a_2 u^2} \right)^2 \left[\frac{\sigma_T}{E_1} \frac{3 \cdot 10^4 n^2}{u^2} \left(\frac{a}{100t}\right)^2 - 1 \right]^2, \quad (6)$$

где коэффициенты, входящие в (6), на основании данных табл. 2. равны:

$$a_0 = 0,906; a_1 = -0,427; a_2 = 0,0557; b_0 = 0,588; b_1 = 0,1247; b_2 = -1,068 \cdot 10^{-3}.$$

Таблица 2
Аппроксимации функций

u	1,0-4,0	4,0-10,0	10,0-100,0
$u(x2)$ $x2(u)$	$u = 0,588 + 0,1247x2 - 1,06810^{-3}x2^2$ $x2 = 8,0 - 11,55u + 6,95u^2$	$u = 0,891(x2)^{0,350}$ $x2 = (u/0,891)^{1/0,350}$	$u = 1,0(x2)^{0,333}$ $x2 = u^{1/0,333}$
kw2	$kw2 = (17,69 - 7,885u + 0,995u^2)10^3$	$kw2 = 370(u/10)^{-1,878}$	$kw2 = 94,0(u/10)^{-2}$
kσsr	$k\sigma sr = (0,906 - 0,427u + 0,0557u^2)10^4$	$k\sigma sr = 147(u/10)^{-1,966}$	$k\sigma sr = 150(u/10)^{-2,0}$
kσpl	$k\sigma pl = u^2$	$k\sigma pl = u^2$	$k\sigma pl = u^2$

Учитывая, что в соответствии с [3] безразмерная величина x_2 определяется зависимостью

$$x_2 = 10^8 \sqrt{k_p} n^3 \left(\frac{a}{100t} \right)^4 \frac{q_{\text{усл}}}{E_1}, \text{ то, используя аппроксимации, приведенные в табл. 2, можно получить соотношения для } \frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \text{ в виде}$$

$$\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} = \begin{cases} \frac{\left(\frac{u}{\gamma_i} \right)^{\frac{1}{\delta_i}}}{10^8 \sqrt{k_p} n^3 \left(\frac{a}{100t} \right)^4} \text{ при } u \geq 4; \\ \frac{d_0 + d_1 u + d_2 u^2}{10^8 \sqrt{k_p} n^3 \left(\frac{a}{100t} \right)^4} \text{ при } u < 4. \end{cases} \quad (7)$$

Здесь $d_0 = 8,0$; $d_1 = -11,55$; $d_2 = 6,95$.

Соответствующие значения безразмерного максимального прогиба балки-полоски могут быть определены по зависимостям

$$\bar{w}_{\text{max}} = \begin{cases} 10^3 \cdot 94,0 \left(\frac{u}{20,0} \right)^{-2,0} \cdot n^2 \left(\frac{a}{100t} \right)^4 \frac{q_{\text{осл}}}{E_1} \text{ при } u \geq 10; \\ 10^3 \cdot 37,0 \left(\frac{u}{10,0} \right)^{-1,878} \cdot n^2 \left(\frac{a}{100t} \right)^4 \frac{q_{\text{осл}}}{E_1} \text{ при } 4 \leq u < 10; \\ 10^6 (17,69 - 7,885u + 0,995u^2) \cdot n^2 \left(\frac{a}{100t} \right)^4 \frac{q_{\text{осл}}}{E_1} \text{ при } u < 10. \end{cases} \quad (8)$$

С учетом приведенных выше соотношений были выполнены расчеты условных предельных нагрузок, а также соответствующих им параметров Бубнова и значений безразмерного максимального прогиба для слоистых балок-полосок. При этом варьировались число слоев (от одного до пяти), величины $\frac{a}{100t}$ и коэффициент распора k_p . Результаты расчетов приведены в табл. 3 и на рис. 1–4.

На рис. 1 и 2 показано изменение величины интенсивности безразмерной условной предельной нагрузки, действующей на слоистую пластину ($\gamma_i = \frac{q_{\text{осл}}}{E_1} \cdot 10^6$), состоящую из n слоев ($n = 1, 2, 3, 4, 5$). Кривые γ_i построены в зависимости от отношения $x_i = \frac{a}{t}$ для случая, когда имеет место абсолютный распор ($k_p = 1,0$).

Приведенные кривые свидетельствуют о том, что в зоне, где удлинения балки-полоски относительно велики ($\frac{a}{t} \geq 100$), имеет место однозначное увеличение ее несущей способности с ростом числа слоев n . При этом в данном диапазоне $\frac{a}{t}$ наиболее интенсивное возрастание величины $q_{\text{усл}}$ наблюдается при переходе от однослойной пластины к трехслойной. Степень этого увеличения при переходе от однослойной пластины к пятислойной характеризуется коэффициентом 1,4 (при $(a/t) = 250$). При $(a/t) = 100$ этот коэффициент близок к 2.

В зоне относительных малых удлинений балки-полоски, где $\frac{a}{t} < 100$, характер зависимости величины $\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$

от числа слоев n , показанный на рис. 2, более сложен. Это наиболее характерно проявляется при $n = 1$ и $n = 2$. Объяснить это можно тем, что в данном случае величина параметра Бубнова u , характеризующая степень нагружения балки-полоски цепными напряжениями, оказывается лежащей в диапазоне $u = 1 - 4$, который определяет переходную зону от пластин жестких к пластинам конечной жесткости, которым характерны различные закономерности по распределению изгибных напряжений у слоистых пластин. Этот вопрос обсуждался в [3].

В связи с этим в данной зоне, как видно из рис. 2, при некоторых отношениях (a/t) (например, при $[(a/t) = 25]$) переход от однослойной пластины к двухслойной приводит к существенному снижению ее несущей способности. Тако-

Таблица 3

Условно предельные нагрузки прямоугольных удлиненных слоистых пластин конечной жесткости

$$\frac{a}{t} = 50 \quad \begin{matrix} k_p = 1,0 \\ k_p = 0,6 \end{matrix}$$

u	1,73 1,39	5,30 4,76	8,79 8,29	12,33 11,79	15,90 15,34
$\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$	1,401 1,103	3,256 3,091	4,098 4,485	4,724 5,328	5,189 6,009
$-\frac{W_{\text{max}}}{t}$	0,617 0,598	0,994 1,155	1,087 1,327	1,168 1,441	1,206 1,501

$$\frac{a}{t} = 100 \quad \begin{matrix} k_p = 1,0 \\ k_p = 0,6 \end{matrix}$$

u	5,30 4,76	12,33 11,79	19,48 18,90	26,66 26,06	33,85 33,24
$\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$	1,628 1,546	2,362 2,664	2,763 3,257	2,991 3,605	3,137 3,833
$-\frac{W_{\text{max}}}{t}$	1,987 2,309	2,336 2,883	2,463 3,085	2,531 3,194	2,573 3,261

$$\frac{a}{t} = 150 \quad \begin{matrix} k_p = 1,0 \\ k_p = 0,6 \end{matrix}$$

u	8,79 8,29	19,48 18,90	30,26 29,65	41,05 40,43	51,85 51,22
$\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$	1,366 1,495	1,842 2,171	2,047 2,487	2,159 2,662	2,230 2,775
$-\frac{W_{\text{max}}}{t}$	3,262 3,980	3,695 4,628	3,831 4,846	3,902 4,961	3,946 5,032

$$\frac{a}{t} = 200 \quad \begin{matrix} k_p = 1,0 \\ k_p = 0,6 \end{matrix}$$

u	12,33 11,79	26,66 26,06	41,05 40,43	55,46 54,82	69,87 69,23
$\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$	1,181 1,332	1,495 1,803	1,619 1,997	1,686 2,103	1,727 2,169
$-\frac{W_{\text{max}}}{t}$	4,672 5,765	5,062 6,387	5,203 6,615	5,276 6,734	5,322 6,807

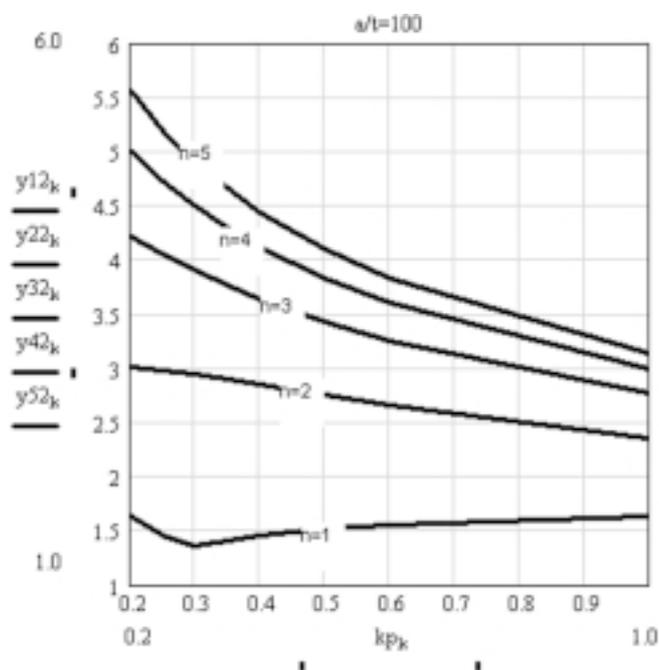


Рис. 3. Влияние коэффициента распора на условную несущую способность слоистой пластины

го положения не наблюдается для пластин, у которых величина (a/t) близка к 100 или больше этого значения.

На рис. 3 приведены кривые $y_{n2_i} = \frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$ для различного числа слоев ($n = 1, 2, 3, 4, 5$) при изменении коэффициента распора ($k_p = 0,2 - 1,0$).

Из рис. 3 видно, что уменьшение коэффициента распора ведет к увеличению несущей способности пластины. Это влияние имеет место при любом числе слоев. Некоторое исключение наблюдается у монолитной пластины ($n = 1$) в зоне $k_p \gg 0,3$. Как и при абсолютном распоре, при меньших значениях коэффициента распора с ростом числа слоев наблюдается увеличение несущей способности пластины. Этот эффект в наибольшей степени проявляется при переходе от однослойной пластины к трехслойной.

Уменьшение коэффициента распора при прочих равных условиях и условных предельных нагрузках приводит к увеличению максимальных прогибов пластины. На рис. 4 показаны кривые изменения величины безразмерного максимального прогиба ($y_{n3_k} = \frac{w_{\text{max}}}{t}$) для пластины, у которой $(a/t) = 100$, в зависимости от коэффициента распора.

Из рис. 4 видно, что уменьшение коэффициента распора приводит к заметному возрастанию максимальных прогибов пластины. При этом оно тем больше, чем больше число слоев в составе пластины. Для пластины, приведенной на рис. 4, уменьшение коэффициента распора от 1,0 до 0,5 увеличивает максимальный прогиб пластины при условно предельной нагрузке в зависимости от числа слоев от 30% ($n = 1$) до 40% ($n = 4$).

В табл. 3. показаны численные значения параметров Бубнова u , величин $\frac{q_{\text{усл}}}{E_1} \cdot 10^6$, характеризующих несущую способность слоистых прямоугольных удлиненных пластин конечной жесткости, и безразмерных значений их максимальных прогибов ($\frac{w_{\text{max}}}{t}$) при условно предельных на-

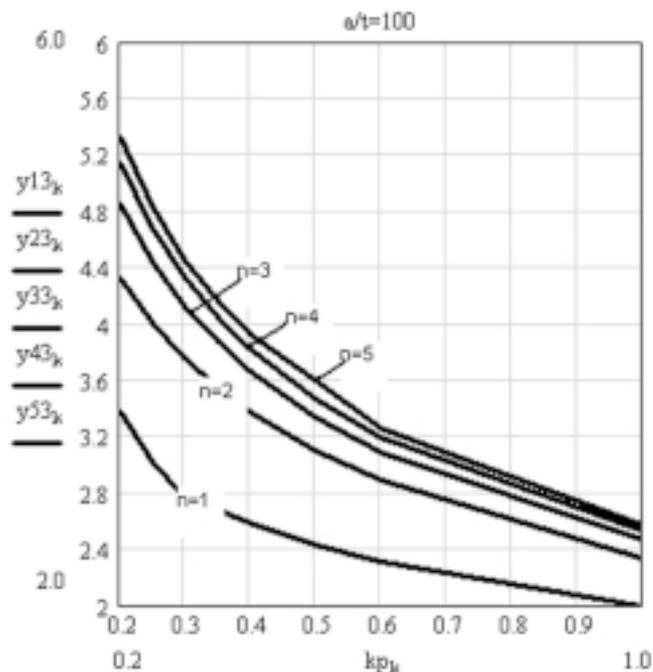


Рис. 4. Влияние коэффициента распора на $\frac{w_{\text{max}}}{t}$ слоистой пластины при $\frac{a}{t} = 100$

грузках применительно к некоторым частным значениям исходных величин.

Данные таблицы не противоречат выводам, которые были сделаны выше. Дополнительно к сказанному на основании табл. 3 можно утверждать, что для слоистых пластин, которые могут встретиться в практических задачах (!!!!), значения параметра Бубнова u вплоть до предельных нагрузок не выходит за пределы диапазона $u < 100$. Именно по этой причине все кривые, характеризующие параметры изгиба таких пластин, в [3] были построены для данного диапазона.

Из табл. 3 также видно, что значительное снижение коэффициента распора (от 1,0 до 0,6) приводит при условных предельных нагрузках, при прочих равных условиях, к не очень заметному уменьшению параметра Бубнова. Тем не менее это сказывается на увеличении несущей способности слоистой пластины.

Выполненное исследование показывает, что слоистые прямоугольные удлиненные пластины при шарнирном закреплении на непроседающем опорном контуре их длинных сторон при действии на них равномерно распределенной поперечной нагрузки характеризуются более высокой несущей способностью по сравнению с монолитными пластинами. Это обстоятельство позволяет рекомендовать их для использования в перекрытиях кораблей и судов, а также в иных сооружениях, которые могут в процессе эксплуатации воспринимать нагрузки аварийного характера.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бубнов И.Г. Труды по теории пластин. – М.: Госиздат, 1953.
2. Паткович П.Ф. Труды по строительной механике корабля. – Т. 3. – Л.: Судпромгиз, 1962.
3. Астащенко О.Г. Деформирование прямоугольной удлиненной слоистой пластины конечной жесткости при воздействии поперечной нагрузки // Морской вестник. – 2006. – № 4 (20). ■

Фактическая прочность конструкций океанотехники (полупогружных и стационарных платформ, отгрузочных причалов, райзеров, элементов добычного и разведочного оборудования, а также глубоководных комплексов) зависит от многих факторов, не учитываемых или недостаточно полно учитываемых в расчетных схемах (математических моделях) при оценке расчетной прочности. Причинами появления несоответствия фактической и расчетной прочности, являются, во-первых, неточности и недостаточная глубина современных представлений о разнообразных внешних воздействиях на конструкции океанотехники и об условиях их взаимодействия с окружающей средой (например, с грунтом) и, во-вторых, наличие множества неподдающихся учету в схемах расчета конструктивно-технологических факторов [1]. К таким факторам в металлических конструкциях в первую очередь следует отнести:

– поля остаточных напряжений и деформаций и несовершенства формы деталей, узлов и конструкций в целом, появляющиеся при выполнении сборочно-сварочных работ; вызванные используемой технологией отклонения от формы, предусмотренной чертежом;

– зоны термического влияния с измененной структурой материала, вызванные сваркой, а также разнообразные дефекты (поры, непровары, прожоги, трещины и др.), наличие и степень вредного влияния которых на работоспособность конструкций в условиях циклического нагружения зависит от принятой технологии и системы контроля за качеством сварки конструкций (для конструкций океанотехники, эксплуатирующихся в сложных ледовых условиях Арктики, наличие таких дефектов приводит к повышению критической температуры, характеризующей низкотемпературное охрупчивание материалов и сварных соединений);

– особенности свойств материалов, проявляющихся после проведения сварочных и гибочных операций в условиях статического и переменного нагружения при одновременном воздействии коррозионной среды (морской воды), низких температур и других неблагоприятных условий;

– особенности свойств и поведения материала в условиях трехосного напряженно-деформированного состояния, анизотропия реальных сталей и других материалов после прокатки и других операций обработки давлением (проявляющейся, например, в наличии z-свойств);

ТЕХНОЛОГИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ ПРОВЕРКИ ПРОЧНОСТИ И РЕСУРСА ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ МОРСКИХ СООРУЖЕНИЙ РАЗЛИЧНЫХ ТИПОВ

*Е.М. Аполонов, д-р техн. наук, заместитель начальника отделения,
Г.Б. Крыжевич, д-р техн. наук, начальник сектора,
В.В. Осипенко, канд. техн. наук, начальник лаборатории,
В.М. Шапошников, канд. техн. наук, начальник лаборатории
ФГУП ГНЦ РФ «Центральный научно-исследовательский институт
им. акад. А.Н. Крылова»*

– изменения диаграмм циклического упругопластического деформирования материала в узлах конструкций в процессе их случайного нагружения.

Актуальность учета влияния перечисленных факторов повышается при характерном использовании новых материалов, листов и труб больших толщин, нетрадиционных технологий и конструктивных решений при создании океанотехники. В связи с этим необходимо отметить, что такие новаторские тенденции будут сохраняться и в обозримой перспективе. Свидетельством тому является, например, начальная стадия внедрения азотистых сталей, новых видов сварки (включая сварку трением, неплавящимися электродами, лазерные технологии), материалов больших толщин для ледостойких платформ, причалов и средств освоения больших глубин, а также большой поток патентов на принципиально новые конструкторские и технологические решения и разнообразие объектов океанотехники. Сложности возникают также при создании железобетонных конструкций и обеспечении их прочности и надежности. В частности, использование новых схем армирования, позволяющих снизить материалоемкость и стоимость сооружений, требует пересмотра способов расчета и экспериментального обоснования достоверности расчетных схем и норм прочности. С учетом изложенного при изучении работоспособности узлов соединений различных связей конструкций платформ и других видов океанотехники в усло-

виях статического и знакопеременного нагружения помимо расчетных исследований важное значение придается достаточно сложным экспериментальным работам. Дело в том, что работоспособность конструкций во многих отношениях не поддается моделированию, и для получения данных о фактической прочности конструкций сложных узлов или отдельных соединений необходимо воспроизведение натуральных конструкций и реальных условий их работы. Прогнозирование прочностных свойств конструкции на основе испытаний маломасштабных моделей не дает достоверных результатов, поскольку анализ работы в них тонколистовых элементов взамен толстолистовых не обеспечивает подобия как по полям сварочных напряжений и деформаций и зонам термического влияния, так и по свойствам самого материала. Об этом свидетельствуют, например, неоднократные случаи расслоения обычной широко используемой толстолистовой стали, отмечавшиеся в конструкциях крупнотоннажных судов [2] и буровых платформ. Последующий анализ причин этих повреждений показал, что важнейшими факторами, влияющими на возможность расслоения, являются способ плавки, толщина листа, технология проката листа и сварки элементов конструкций.

Важно отметить, что цель экспериментальных работ – не только обеспечение безопасности, необходимых запасов прочности и ресурса, но и предотвращение экологических

катастроф и больших экономических потерь, связанных с выводом объектов из эксплуатации, их доработкой в эксплуатации и частыми ремонтами. Известно [3], что затраты на устранение конструктивных недостатков корпуса серийного судна на этапах разработки проекта, изготовления и эксплуатации судов приблизительно соотносятся как 1:10:100. Выявление конструктивных или иных недостатков объекта океанотехники на этапе разработки проекта должно считаться большой удачей, так как его устранение на этапе сдачных испытаний или эксплуатации чревато большими материальными затратами, срывом договорных сроков и поставок продукции с соответствующими последствиями, ущербом для престижа проектной организации. Если недостаток обнаружен в процессе эксплуатации нескольких объектов, то его устранение путем доработки конструкции потребует уже таких затрат, которые могут превышать еще на порядок и более соответствующие расходы при создании единичного объекта.

Кроме того, данные статических испытаний крупногабаритных конструкций в значительной мере устраняют неопределенность информации о влиянии на несущую способность целого ряда неконтролируемых факторов, не учитываемых в расчетных схемах прочности конструкций. Наличие дополнительной информации позволяет при сохранении того же уровня безопасности и надежности уменьшать требуемые запасы прочности конструкции и существенно снижать ее материалоемкость. Например, применительно к конструкциям судов возможно снижение достигает 10–25% [3].

2. СРЕДСТВА ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ КРУПНОГАБАРИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПЛАТФОРМ, ОТГРУЗОЧНЫХ ПРИЧАЛОВ, РАЙЗЕРОВ И ЭЛЕМЕНТОВ ДОБЫЧНОГО И РАЗВЕДОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Поскольку массового опыта длительной работы конструкций платформ, отгрузочных причалов и глубоководных райзеров пока не накоплено, остается один рациональный путь – получение данных о работоспособности крупногабаритных конструкций и узлов на специальных стендах для проведения статических и ресурсных испытаний и на больших испытательных машинах. Таким уникальным испытательным оборудованием располагает ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, где отработана и прошла в течение нескольких десятилетий широкую апробацию технология подобных испытаний.

К такому оборудованию относится эллинг ресурсных и статических испытаний (рис. 1), предназначенный



Рис. 1. Ресурсные испытания крупногабаритной конструкции колонны буровой платформы до ее разрушения в эллинге ресурсных и статических испытаний

для исследования прочности и работоспособности крупногабаритных узлов и конструкций натуральных изделий и сооружений. Он оборудован силовым полом (48x24 м), имеет три силовые стены и силовой потолок, что обеспечивает нагружение конструкций пространственной системой сил, моделирующих реальные эксплуатационные условия. Широкий диапазон усилий имеющихся силовозбудителей – от 20 до 5000 кН, – позволяет испытывать самые разные объекты и конструкции. Электронная система управления позволяет реализовать независимое программное многоканальное нагружение, обеспечивает высокую точность и возможность реализации эксплуатационных (как статических, так и циклических) усилий на натурные конструкции или их модели. При ресурсных испытаниях возможна реализация совокупности эксплуатационных параметров нагруженности конструкций, записанных при испытаниях реальных объектов океанотехники в эксплуатационных условиях.

Эллинг оснащен средствами измерения нагрузок (динамометрами) и комплектом аппаратуры для выполнения тензоизмерений. Система контроля состояния обеспечивает регистрацию прочностных параметров конструкций, своевременную диагностику повреждений в процессе нагружения и отслеживание динамики их развития. Нагружающие устройства позволяют осуществлять как простые, так и сложные виды нагружения и обеспечивать имитацию и сосредоточенных сил, и распределенных нагрузок. Статическое нагружение конструкции ведется ступенями, с доведением нагрузки до 90% априорных разрушающих значений для всех случаев нагружения, после чего конструкция доводится до разрушения при одном из сочетаний внешних нагрузок. Полученная на каждой ступени нагружения информация о напряженно-деформированном состоянии анализируется, сопоставляется с результатами расчетов, выполненных с помощью МКЭ или других методов, в необ-

ходимых случаях уточняются значения разрушающих нагрузок. В частности, такие уточнения в обязательном порядке делаются после достижения нагрузкой 90% разрушающей. При выявлении конструктивных недостатков до разрушения конструкции производится ее доработка с целью повышения несущей способности и надежности. Полученные фактические значения разрушающих нагрузок корректируются с целью оценки их средних (наиболее вероятных) значений путем приведения к так называемым «стандартным» условиям, т.е. учитывается расчетным путем отличие фактических толщин силовых элементов от средних значений, указанных в технических условиях на поставку, влияние на результаты испытаний отдельных дефектов изготовления опытных конструкций и т.д.

Для испытаний натуральных узлов имеется комплекс машин большой мощности, реализующих широкий диапазон испытательных нагрузок и видов нагружения как в статическом, так и циклическом режимах. Универсальная испытательная машина МУГ-3000 предназначена для испытаний крупногабаритных конструкций и может развивать усилие до 30 000 кН (рис. 2 и 3). На ней можно испытывать конструкции до 15 м длиной и поперечным сечением 3x5,5 м. Универсальная испытательная машина МП-800 развивает усилие до 8000 кН и позволяет испытывать конструкции длиной до 3 м и поперечным сечением 0,8x1,5 м. Изгибная испытательная машина МПИ-600 (рис. 4) широко используется для исследования усталостной долговечности конструкций, работающих в условиях изгиба, таких как днищевые связи, элементы поперечного набора и т.п. Предельная испытательная нагрузка – 6000 кН. Наибольший пролет между опорами – 8 м, максимальное поперечное сечение испытываемой конструкции – 1,5x2,5 м.

Экспериментальные работы по оценке ресурса и работоспособности материалов, соединений и конструкций проводятся с широким использованием разнообразных методов и средств



Рис. 2. Статические испытания ферменной опорной колонны стационарной буровой платформы в испытательной машине МУГ-3000

а)



б)

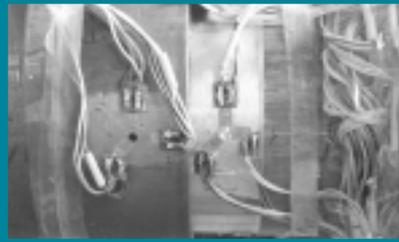
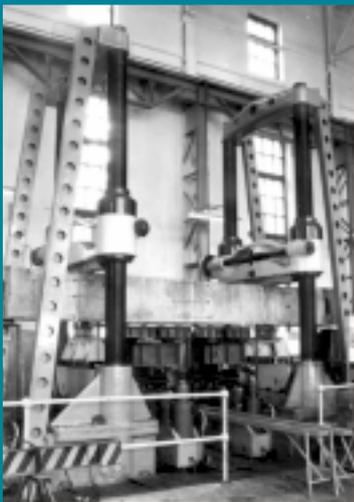


Рис. 3. Испытания глубоководного райзера в испытательной машине МУГ-3000: а – вид трубного става в целом; б – фрагмент райзера со смонтированными тензодатчиками

а)



б)

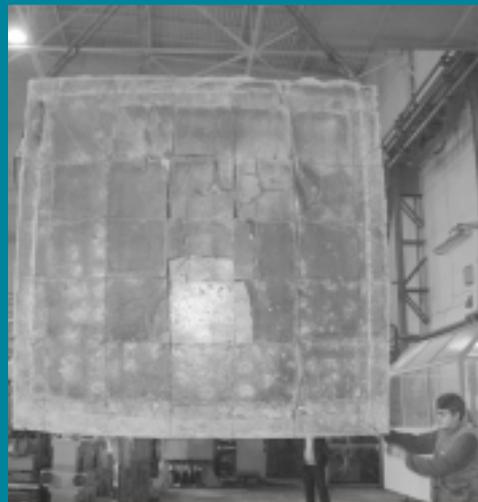


Рис. 4. Испытания железобетонных конструкции с целью установления рациональной структуры армирования в машине МПИ-600: а – нагружение конструкции; б – вид конструкции после испытаний

контроля и технической диагностики, ведущих поиск и обнаружение трещин на ранних стадиях их появления и слежение за их ростом, определяющих параметры трещин и размеры внутренних дефектов, что позволяет получать большой объем информации о закономерностях разрушения опытных конструкций, а также давать количественную оценку работоспособности изделий.

3. СРЕДСТВА ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ГЛУБОКОВОДНЫХ КОМПЛЕКСОВ

Процесс проведения прочностных глубоководных испытаний осуществляется на базе уникального комплекса наземных гидробарических стенов (рис. 5, табл. 1).

Основное назначение стенов – имитация действующих нагрузок (давлений), соответствующих всему диапазону глубин Мирового океана. Конструктивно стенов выполнены следующим образом. Каждый стенд имеет камеру высокого давления, представляющую собой цилиндрическую обечайку с нижней и верхней плавающими крышками. Камеры высокого давления установлены вертикально. В рабочем положении при проведении испытаний нижнюю и

верхнюю крышки замыкает О-образная силовая рама. При этом радиальную составляющую давления воспринимают стенки камер, а осевую составляющую через крышки – О-образная рама. В исходном положении, при подготовке к

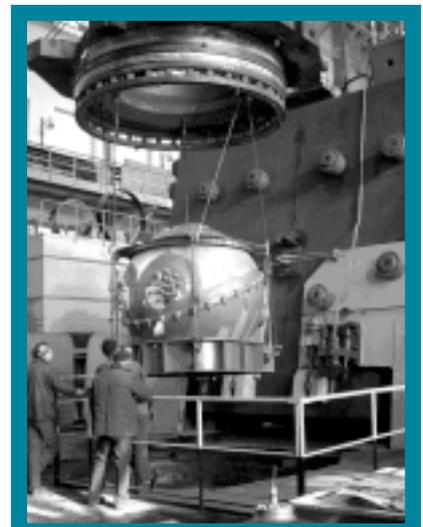


Рис. 5. Загрузка наземного гидробарического стенов ДК-600 испытываемой конструкцией

испытаниям, силовая О-образная рама либо повернута относительно оси камеры на угол 15° (стенды ДК-1000 и ДК-600), либо сдвинута в сторону относительно камеры (стенд К-1000), что позволяет извлекать или устанавливать верхнюю крышку камеры и соответственно испытываемое изделие. Конструкция стенов позволяет приводить их в рабочее состояние (включая операции по загрузке и выгрузке изделий из камер) в минимально короткий срок – не более чем за 40 минут.

Стенов оснащены вводами, обеспечивающими проведение инструментального анализа напряженно-деформированного состояния испытываемых конструкций с помощью тензодатчиков, подачу электроэнергии к оборудованию, подвергающемуся действию давления, либо независимое гидравлическое давление для проверки функционирования

Таблица 1

Технические характеристики стенов

Характеристика	Стенд		
	ДК-600	ДК-1000	К-1000
Максимальный поперечный габарит конструкции, м	3.0	1.6	1.0
Максимальный продольный габарит конструкции, м	9.0	5.0	2.4
Максимальный вес конструкции, т	120.0	120.0	30.0
Внутренний диаметр камеры, м	3.2	1.8	1.2
Глубина камеры, м	9.5	5.5	2.7
Максимальное статическое давление, МПа	100	150	140
Максимальное давление в цикле при повторно-статическом режиме испытаний, МПа	60	100	100
Скорость при повторно-статическом режиме испытаний, цикл/ч	8–12	10–15	10–15
Максимальное давление при длительном режиме испытаний, МПа	60	100	100

манипуляторов, силовых цилиндров и прочие в условиях эквивалентных реальных эксплуатационным режимам.

Размеры камер высокого давления позволяют устанавливать в них специальную оснастку для исследования и испытания труб диаметром до 1–1,2 м на различные сочетания изгиба и внешнего давления (имитация укладки трубопроводов на большие глубины).

Все испытания сопровождаются измерением деформаций, контролем образования трещин методом акустической эмиссии и теоретическим (электронным) моделированием поведения конструкции. Помимо расчетов напряжений и деформаций в элементах конструкций выполняются расчеты контактных напряжений, усилий и перемещений сопрягаемых элементов (стекла и комингсы иллюминатора наблюдательной камеры, поведения закрытия люков и крышек с учетом работы уплотнений и контактных смещений и т.п.).

Сочетание теории и прямого эксперимента неоднократно и успешно использовались для аттестации корпусов глубоководных аппаратов («Пайсис», «Мир», «Рифт», «Русь» и др.). При этом для уникальных корпусов имеющиеся методики аттестации позволяют корректировать рабочие нагрузки реальных конкретных корпусов в сторону их увеличения за счет анализа параметров конструкции после постройки (учет фактических форм, толщин, тензометрирования при испытаниях и т.п.). Так для двух корпусов глубоководного аппарата (ГА «Рифт») аттестация позволила повысить рабочую глубину с проектной 3400 м, соответственно, до 4000 и 4200 м. Аналогичные работы выполнялись и для корпусов необитаемых изделий.

Уточненные расчеты, моделирование на малых моделях и экспериментальная проверка деформативности и трещиностойкости материала позволяют за счет усовершенствования конструкций узлов практически без увеличения веса существенно повысить надежность конструкций типа платформ и глубоководных комплексов (такая работа проведена для глубоководного водолазного комплекса «Дельфин» и еще ряда объектов).

За время эксплуатации испытательных стендов высокого давления накоплен большой опыт отработки, обеспечения надежности и сдаточных испытаний самых разнообразных объектов и элементов глубоководной техники, создания и аттестации прочных корпусов. Испытания моделей, в том числе на длительные и циклические нагрузки, позволили изменить в сторону повышения нормы допускаемых напряжений, заметно уменьшив относительную массу корпусов, особенно из титановых сплавов. Ана-

логичные работы привели также к отказу от применения сварных корпусов из сталей с $\sigma_{0,2} \geq 1200$ МПа вследствие их плохой работы на повторные нагрузки.

Помимо работ по прочным корпусам, выполняется большой объем работ по отработке и сдаточным испытаниям различного оборудования (арматура, забортные антенны, токовводы, устройства соединения кабеля, иллюминаторы, электродвигатели, наблюдательные камеры с различными стеклами и т.п.). При этом определяются прочность и ресурс на опытных объектах, проводятся сдаточные испытания штатного оборудования, в том числе в условиях его работы под давлением (испытаны сотни изделий). Полученные результаты подтверждают необходимость таких испытаний, так как они неоднократно показывают необходимость доработки или изменения конструкции изделия.

4. ТЕХНОЛОГИЯ КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ДИАГНОСТИКИ СОСТОЯНИЙ ОБЪЕКТОВ МОРСКОЙ ТЕХНИКИ НА ОСНОВЕ АКУСТИКО-ЭМИССИОННОГО МЕТОДА

Одной из важных составляющих обеспечения эксплуатационной надежности объектов морской техники при тенденции роста их удельной нагруженности и, как следствие, использования высокопрочных материалов больших толщин – факторов снижения пластичности и трещиностойкости является повышение эффективности методов и средств неразрушающего контроля (НК) на стадиях их изготовления и технической диагностики состояний при эксплуатации. Выявление трещин – наиболее слабое место для основных широко применяемых в промышленности при контроле качества сварных соединений методов неразрушающего контроля (НК), таких как рентгеновский (РГК) и ультразвуковой (УЗК). Работы ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова показали, что наиболее чувствительным и эффективным методом выявления развивающихся трещиноподобных дефектов является метод акустико-эмиссионного контроля (АЭК). Надежность выявления этого типа дефектов при использовании упомянутых традиционных методов НК существенно зависит от таких факторов, как благоприятная ориентация плоскости трещины к направлению рентгеновского или ультразвукового луча, степень раскрытия (или сомкнутости) берегов трещины, поверхностей расслоений и прочих внутренних дефектов от их геометрических размеров, формы, ориентации и расположения по толщине материала. Большие проблемы в ходе традиционного контроля возни-

кают при ограниченном доступе оператора к поверхности контроля. Особые проблемы возникают при ультразвуковом контроле (УЗК) сварных швов с развитым усилением, препятствующим сканированию УЗ искателя, что создает «мертвые» зоны для контроля, перекрестья сварных швов, плотность вварного и приварного насыщения и др. Большие трудности вызывает контроль корневых проходов при незаполненной разделке многопроходных швов, что вынуждает проводить контроль после полного заполнения разделки, а удаление дефектов на этой стадии сопряжено с большой трудоемкостью и технической сложностью их исправления при глубокой локальной разделке.

Достоверность РГК снижается с ростом толщины материала.

Упомянутые трудности реализации традиционных методов НК особенно снижают вероятность выявления трещиноподобных дефектов и опасных развивающихся трещин, что вынуждает учитывать их еще на стадиях проектирования в коэффициентах запаса прочности и эксплуатационной долговечности. Особенно остро эта проблема стоит для ответственных конструкций морской техники, эксплуатируемых в сложных низкотемпературных условиях Арктики.

Метод АЭК лишен перечисленных недостатков. Дистанционность его проведения и его физические принципы, основанные на излучении акустических сигналов при сколь угодно малом подрастании трещин в процессе нагружения объекта и деформировании материала, делают его наиболее чувствительным и эффективным методом выявления наиболее опасных развивающихся дефектов.

Как показали работы института, максимальная эффективность контроля и выявления всех существующих типов дефектов реализуется при комплексном применении методов НК (рентгеновский, ультразвуковой, магнитопорошковый, капиллярный и др.) и АЭК в их оптимальном сочетании. Причем в задачу метода АЭК входит выявление, оценка степени активности развития дефекта и определение координат его расположения на объекте контроля, а традиционных методов – измерение его параметров.

В обеспечение развития и внедрения в промышленность метода АЭК институтом разработан многофункциональный многоканальный программно-аппаратурный комплекс КАЭМС, основанный на оригинальной концепции многопараметрического критериального анализа регистрируемых широкополосных акустических сигналов, излучаемых дефектами. Каждый зарегистрированный акустический сигнал анализирует-

ся в реальном времени по параметрам волновой формы и спектрального состава, что позволяет благодаря оригинальным алгоритмам критериального анализа оперативно отфильтровать сигналы АЭ природы из общего массива информации, включающего различные сопутствующие акустические помехи. Выполняемый параллельно локационный анализ позволяет в реальном времени текущего контроля отображать на развертке объекта контроля на экране дисплея местоположение АЭ источника-дефекта структуры материала. Критериальный анализ на основе оригинальной системы классификации регистрируемых сигналов АЭ с использованием аппарата нечеткой логики (Fuzzy Logic) [4,5] и с цветовой индикацией степени их опасности позволяет даже по единичным зарегистрированным сигналам в режиме экспресс-анализа классифицировать выявленный АЭ источник-дефект, в том числе и наиболее опасный – трещину.

Эффективность применения этого метода контроля заключается в том, что в процессе одного нагружения можно проконтролировать как любую крупногабаритную корпусную конструкцию, так и многосвязную многопрофильную установку с входящими в нее аппаратами и связывающими их технологическими трубопроводами. При этом опасные источники АЭ – потенциальные дефекты выявляются в любом месте конструкции, в том числе под изоляцией, лакокрасочным покрытием, в затесненных и недоступных для традиционного контроля местах. Это на порядок снижает трудоемкость стопроцентного контроля методами НК. Последующий адресный контроль по координатам АЭ источников, полученным АЭК, позволяет намного более достоверно провести УЗК на уровнях чувствительности, недоступных для поисковых операций, выполнить контроль несколькими способами, что в совокупности в разы повышает эффективность и достоверность контроля.

КАЭМС разработан с учетом возможности испытаний крупногабаритных многопрофильных и многосвязных конструкций, характерных как для сооружений морской техники и технических средств освоения шельфа, так и объектов нефтехимии, химии, нефтепереработки. Функциональные возможности КАЭМС, обеспечивающие быстрое расширение числа каналов за счет объединения нескольких модулей сбора данных под одним модулем анализа, позволяют проводить одновременный контроль всех входящих в многосвязный объект аппаратов и трубопроводов, как показано в приведенном примере. В данном случае три модуля сбора данных были объединены в один 84-канальный комплекс, что позволило провести испытания одно-

временно всей уникальной установки, включающей три реактора риформинга и теплообменный аппарат (общим объемом 300 м³), а также трубопроводы обвязки (диаметром 920 мм и общей протяженностью 240 м). Это в разы сократило трудоемкость и сроки выполнения сдаточных пневматических испытаний установок.

При пневматических испытаниях метод АЭК позволяет обеспечить безопасность нагружения объекта, благодаря возможности выполнения текущей экспресс оценки состояния объекта по мере его нагружения. В этой ситуации методу АЭК нет альтернативы, поэтому Госгортехнадзор РФ регламентировал его применение как обязательного при замене гидравлических испытаний пневматическими [6,7]. Нередко гидравлика корпусных конструкций большой емкости недопустима из-за возможной перегрузки фундаментов или перекрытий, на которых установлен объект. В судостроительной промышленности при испытании монтажных швов трубопроводных систем высокого давления объектов подводной техники пневматика позволяет избежать трудоемкой осушки всей многосвязной трубопроводной системы. При этом АЭ метод обеспечивает контроль недоступных для контроля методами НК монтажных швов из-за высокой плотности конструктивного насыщения. Еще одно бесспорное преимущество применения АЭК заключается в том, что он позволяет снизить максимальное испытательное давление с $1,5P_{\text{раб}}$ до $1,1P_{\text{раб}}$ без ущерба для надежности выявления опасных дефектов [8]. Наконец, использования АЭ метода при испытаниях давлением корпусных конструкций и трубопроводов позволяет одновременно с выявлением опасных дефектов обеспечить их контроль на герметичность (свищи, сквозные трещины), а также на плотность соединительной и запорной арматуры (люки, крышки, штуцеры, фланцевые и ниппельные соединения и т.д.).

Показателен пример АЭК сварных швов титановых трубопроводов высокого давления при их испытании внутренним давлением [9]. Эти же швы были проконтролированы заводским РГК, который выявил и квалифицировал как недопустимые «скопления пор» и «непровар», но не обнаружил сетку поверхностных микротрещин, выявленных АЭК.

Особое внимание в ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова уделяется нетривиальному направлению использования АЭ метода – контролю качества выполнения сварного соединения непосредственно в процессе сварки. В случае выполнения многопроходной сварки толстолистовых материалов,

характерной для корпусных конструкций глубоководной техники, особенно важно своевременное обнаружение и удаление дефекта непосредственно в процессе работы до окончательного заполнения разделки. Организационные трудности выполнения РГК, диктуемые техникой безопасности, вынуждают проводить его, как правило, только в ночную смену, что исключает оперативность в исправлении дефектов. Использование УЗК также имеет свои ограничения, во-первых, связанные с необходимостью затрат времени на остывание сварного соединения, во-вторых, связанные с проблемами методического характера, обусловленными наличием дополнительных отражающих граней, образующих поверхность шва и стенок незаполненной разделки, значительно затрудняющих контроль. В этих условиях оперативность и непрерывность АЭК на всем протяжении выполнения сварки при неоспоримом преимуществе в выявлении наиболее опасных трещиноподобных дефектов, делает его наиболее эффективным методом контроля качества многопроходных сварных соединений.

На рис. 6 приведена диаграмма АЭ процесса сварки корпуса глубоководного аппарата из титанового сплава на ОАО «Балтийский завод» (Петербург). Сварка в щелевую разделку лепестков полусфер, исходной толщиной около 120 мм, проводилась неплавящимся электродом в среде защитного газа аргона. На диаграмме в координатах «время – протяженность сварного шва» показаны два дефекта, внесенных в процессе выполнения (в направлении слева направо) сварочного прохода. Это – продольная трещина и включение вольфрама, образовавшегося при обламывании кончика вольфрамового электрода. Локация дефектов – источников АЭ – обеспечивалась АЭ преобразователями, расположенными вдоль сварного шва. Анализ диаграммы показывает, что выявленные источники продолжают генерировать сигналы АЭ и после значительного удаления от них сварочной дуги и при последующем остывании шва, что свидетельствует о высокой активности их развития и соответственно высокой степени опасности. Такое оперативное выявление дефектов и оценка степени их опасности дает основание удалить их сразу по окончании выполнения сварочного прохода, что не требует глубокой выборки и трудоемкого исправления дефекта. Причем метод АЭК позволяет не только выявлять дефекты, но и контролировать качество исправления выявленного дефекта при последующей его выборке и заварке исправленного участка шва.

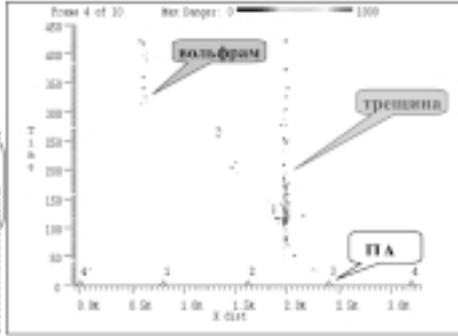
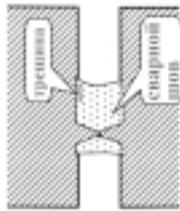


Рис. 6. Диаграмма АЭ активности дефектов, выявленных в процессе сварки сферического титанового корпуса глубоководного аппарата на ОАО «Балтийский завод»

Приведенные фотографии (рис. 7) иллюстрируют выполнение АЭ процесса полуавтоматической сварки неплавящимся электродом в среде за-

Многолетний опыт ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова по использованию метода АЭК, созданию многоканальной и многофункциональной аппара-



Рис. 7. Акустико-эмиссионный контроль полуавтоматической сварки алюминиевых труб глубоководного райзера на заводе «Прогресс» в г. Самаре

щитного газа толстостенных (30 мм) алюминиевых труб (внутренний диаметр 500 мм) глубоководного райзера соединения.

Была показана эффективность использования АЭ метода для оперативного выявления непосредственно в процессе многопроходной сварки дефектов типа трещин, вольфрамовых включений и пр. Это особенно важно для термически разупрочняемых материалов, исправление дефектов в которых, выявленных традиционными методами НК после окончания сварки, приводит к необходимости последующей заварки в глубокую выборку при исправлении удаляемых дефектов. Высокие уровни дополнительной термической энергии, вносимой при этом, приводит к существенным снижениям прочностных характеристик сварного соединения.

АЭК в процессе выполнения сварки в настоящее время является наиболее прогрессивным методом контроля качества ответственных сварных соеди-

туры и программно-методического обеспечения, проведению работ по технической диагностике ответственных объектов судостроительной, химической, нефтехимической и нефтеперерабатывающей отраслей позволяет уверенно связывать перспективы обеспечения эксплуатационной надежности объектов морской, в том числе глубоководной, техники, средств освоения морского шельфа и арктического бассейна с дальнейшим развитием и расширением области использования этого прогрессивного метода.

ВЫВОДЫ

В настоящее время создана и прошла широкую апробацию технология экспериментальной отработки конструкций морских сооружений различных типов (полупогружных и стационарных платформ, отгрузочных причалов, райзеров, элементов добычного и разведочного оборудования, а также глубоководных комплексов), включая объекты, эксплуатируемые в

арктических условиях. Эта, по существу, безальтернативная технология предусматривает использование испытательных машин малой и средней мощности, камер для испытания глубоководных аппаратов и комплексов на внешнее постоянное и циклически изменяющееся давление до 100 МПа, а также другое уникальное оборудование ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова.

Использование такой технологии, оборудования, измерительных комплексов и средств современной диагностики позволяет обеспечивать на требуемом уровне эксплуатационный ресурс и безопасность средств океанотехники, экологическую безопасность в местах эксплуатации этой техники, снижать риск экономических потерь при освоении минеральных ресурсов шельфа.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бойцов Г.В., Палий О.М. Прочность и конструкция корпуса судов новых типов. – Л.: Судостроение, 1979.
2. Барabanов Н.В. и др. Повреждения судовых конструкций. – Л.: Судостроение, 1977.
3. Крыжевич Г.Б. Основы расчетов надежности судовых конструкций. – СПб.: Изд. центр СПбГМТУ, 1995.
4. Гуменюк В.А., Сульженко В.А., Яковлев А.В. Разработка и апробация в лабораторных и промышленных условиях многоканальной акустико-эмиссионной системы спектрального анализа «МАЭС» // Контроль. Диагностика. – 1999. – №8. – С. 49–53, 57.
5. Они же. Система классификации степени опасности источников акустической эмиссии и критерий экспресс-оценки состояния объектов на основе нечеткой логики // Контроль. Диагностика. – 2003. – №1. – С. 49–53, 57.
6. ПБ 03-576-03 Правила устройства и безопасной эксплуатации сосудов, работающих под давлением (п.4.6.17.).
7. ПБ 03-585-03 Правила устройства и безопасной эксплуатации технологических трубопроводов (п. 8.1.11.).
8. ПБ 03-593-03. Правила организации и проведения акустико-эмиссионного контроля сосудов, аппаратов, котлов и технологических трубопроводов (р.5.3.).
9. Гуменюк В.А., Казаков Н.А., Яковлев А.В. Контроль технологических трубопроводов с применением многопараметрической системы классификации акустико-эмиссионных источников // Безопасность в промышленности. – 2005. – №10. – С. 49–53. ■

Основными направлениями развития речного транспорта до 2015 г. предусматривается существенное обновление основных фондов за счет строительства новых судов, обладающих более высокими технико-экономическими показателями, в частности, меньшими удельными расходами топлива. Только до 2010 г. планируется строительство 166 судов различного назначения, среди которых видное место занимают суда типа «река–море».

Очевидно, что при создании судов нового поколения нельзя ограничиваться тщательной отработкой традиционных технических решений, но необходимо широко использовать разработанные в последние десятилетия средства снижения сопротивления и повышения пропульсивных характеристик движительного комплекса. Если говорить о средствах снижения сопротивления, то по существу единственным эффективным и реально применимым средством являются каверны на днище. Этот метод снижения сопротивления был разработан А.Н. Ивановым и А.А. Бутузовым в начале 60-х гг. прошлого столетия. Натурные испытания, проведенные на речных самоходных баржах и на грузовом теплоходе «Волго-Дон», подтвердили его высокую эффективность после улучшения пропульсивных характеристик. Снижение потребной мощности тихоходного транспортного судна составило около 15%.

В 1989–1990 гг. в ЦТКБ НПО «Судостроение» была реализована обширная программа работ по совершенствованию методов проектирования судов с каверной на днище. Согласно терминологии, использованной в НПО, был разработан метод выбора оптимальных характеристик УСЕВП (устройство создания единой воздушной прослойки) на днище, причем были проведены модельные испытания четырех проектов судов, оборудованных УСЕВП, и выполнены натурные испытания баржи пр. 81100, оборудованной устройством. По результатам этих работ на основе модельных испытаний были сделаны выводы об эффективности этого устройства. В частности, для самоходных судов снижение сопротивления движению составляло порядка 20%. Сравнительные натурные испытания баржи показали, что снижение сопротивления самоходных судов за счет применения УСЕВП достигает 30%. К сожалению, эти работы не получили дальнейшего развития из-за незаинтересованности судовладельцев в экономии топлива, низкая цена на которое в те времена не способствовала стремлению к энергосбережению.

В последующие годы для различных заказчиков в ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова были выполнены проработки и модельные исследования целого ряда типов судов, включая крупные океанские балкеры. Эти исследования подтвердили высокую эффективность использования каверн для снижения гидродинамического сопротивления транспортных судов, но в то же время выявили ряд недостатков этого метода.

Одним из серьезных недостатков является снижение эффективности каверн при движении судна в штормовых условиях. Несмотря на то, что ряд конструктивных мероприятий позволяет значительно уменьшить негативное влияние качки, тем не менее при сильном волнении выигрыш от каверн практически исчезает. В связи с этим наибольший экономический эффект от применения каверн может быть достигнут на судах тех типов, которые большую часть

ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ УЛУЧШЕНИЯ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕЧНЫХ СУДОВ

А.В. Пустошный, д-р техн. наук, член-корр. РАН, начальник отделения – заместитель директора,
А.А. Русецкий, д-р техн. наук, проф., главный науч. сотрудник, ФГУП «ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова»,
В.А. Мацкевич, канд. техн. наук, гл. конструктор ЦКБ «Балтсудопроект»,
А.В. Сверчков, канд. техн. наук, начальник сектора
М.А. Мавлюдов, канд. техн. наук, ведущий науч. сотрудник, ФГУП «ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова»

времени эксплуатируются при отсутствии качки. К таким можно отнести суда типа «река–море» и речные транспортные суда. В жесткие штормовые условия суда типа «река–море» попадают крайне редко, а речные суда не попадают практически никогда. Поэтому именно для этих типов судов, развитие которых в настоящий момент признано приоритетным, эффективность каверн будет максимальной.

Поскольку для морских судов выигрыш от применения каверн в условиях сильного волнения несколько снижается, степень повышения их общей транспортной эффективности за счет применения каверн будет зависеть от спектра эксплуатационных погодных условий.

Другим сопутствующим фактором применения каверн является необходимость организации на днище ниши, внутри которой создается каверна. При условии сохранения осадки судна это приводит к некоторой потере водоизмещения и грузоемкости. В то же время снижение потребной мощности позволяет рассматривать замену дизелей на менее мощные и значительно сократить запасы топлива. Эти положительные факторы также необходимо учитывать при проведении экономического анализа. Для учета всех этих аспектов и получения данных, необходимых для наиболее полной оценки эффективности применения каверн, уже недостаточно проведения только гидродинамических исследований, наряду с ними необходимы проектные проработки и выполнение экономического анализа.

Вторым направлением повышения пропульсивных качеств речных судов и судов «река–море» является совершенствование движительного комплекса. Ограничение в осадке подобных судов не позволяет размещать на них гребные винты оптимального диаметра с удовлетворением требований по величине зазора между концами лопастей и корпусом.

Как показывают анализ характеристик построенных судов и результаты упомянутых выше проработок, значение пропульсивного коэффициента не превышает 0.50–0.55. Одним из возможных путей повышения пропульсивных

качеств является размещение гребных винтов оптимального диаметра таким образом, чтобы лопасти в верхнем положении либо непосредственно примыкали к свободной поверхности, либо пересекали ее. При этом между свободной поверхностью и днищевой обшивкой должен иметься некоторый воздушный зазор.

На рис.1 приведены кривые действия как полностью погруженного винта, так и аналогичные кривые при приближении концов лопастей к свободной поверхно-

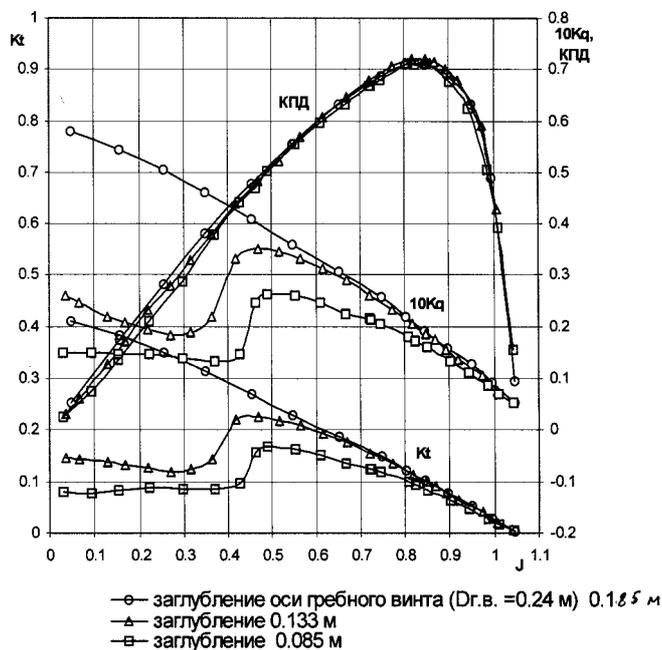


Рис. 1. Зависимость гидродинамических характеристик гребного винта при полном погружении в воду и при контакте лопастей в верхнем положении с воздухом

ти и частичном ее пересечении. Как следует из этого графика, при поступе винта, близкой к поступи, соответствующей максимуму КПД, последний практически не зависит от глубины погружения. Следовательно, при выборе винта оптимального диаметра, размещенного описанным выше способом, реально получить существенный выигрыш в пропульсивном коэффициенте порядка 12–13%. Этот результат важен еще потому, что он показывает: при выборе диаметра винта, если его режим работы близок к оптимальному, не следует опасаться приближения лопастей к свободной поверхности, так как прососа воздуха не наблюдается. Схема размещения винта оптимального диаметра показана на рис. 2, а за-

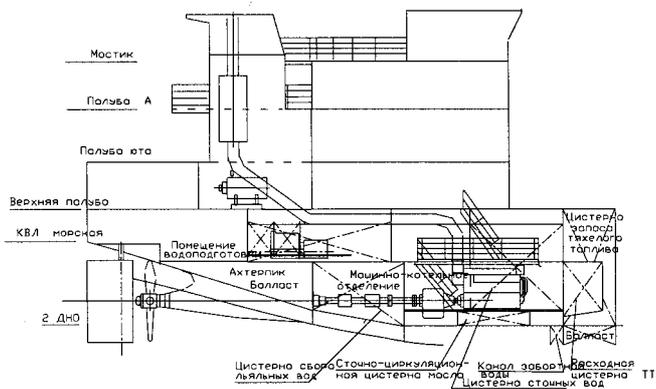


Рис. 2. Схема компоновки гребного винта оптимального диаметра на судне смешанного плавания пр. 01010

висимость пропульсивного коэффициента от диаметра винта иллюстрируется рис. 3.

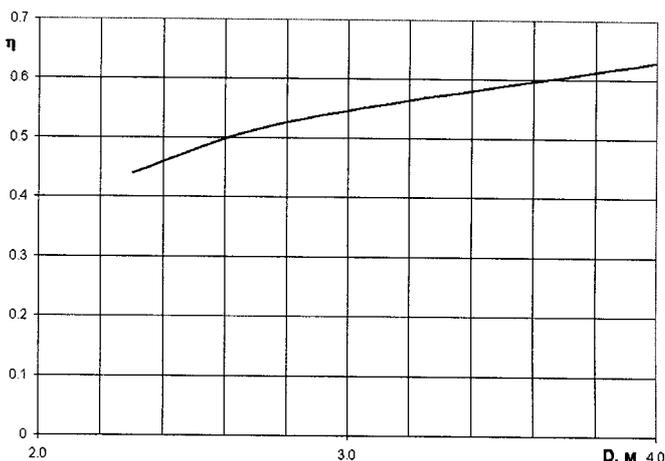


Рис. 3. Зависимость пропульсивного коэффициента гребного винта от его диаметра

С целью более полной оценки возможностей улучшения гидродинамических характеристик речных судов ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова совместно с ЦКБ «Балтсудопроект» выполнил комплексную проектно-исследовательскую проработку возможности эффективного использования описанных выше путей снижения энерговооруженности судна и создание на их основе судна с высокими технико-экономическими показателями.

В качестве объекта исследования было выбрано серийно строящееся судно пр. 01010 класса «река–море». Это судно смешанного плавания, спроектированное ЦКБ «Вымпел» (Нижний Новгород). Судно предназначено для перевозки генеральных и навалочных грузов. Три таких судна были построены на заводе «Северная верфь» (Санкт-Петербург), и их строительство продолжается на Волгоградском судостроительном заводе. Внешний вид судна показан на рис. 4, его характеристики приведены ниже.

Общепроектные характеристики судна пр. 01010

Наименование	Значение
Класс судна	КМΔЛУ2[1]A1
Длина, м:	
наибольшая	128,2
между перпендикулярами	122,8
Ширина, м:	
наибольшая	16,74
расчетная	16,50
Высота борта, м	6,3
Осадка, м:	
морская	4,4
речная	3,6
Грузовместимость, м ³	8460
Валовая вместимость, рег. т	4960
Дедвейт, т	5010/3670
Контейнеровместимость, шт.	267
Грузоподъемность, т	4850/3630
Водоизмещение, т:	
в грузу	7510/6170
порожнем	2500
Мощность главного двигателя (ГД), кВт ...	2×918
Число и тип движителей	2 ВФШ
Диаметр гребных винтов, м	2,3
Скорость хода в грузу:	
в море, уз	11,0
в реке, км/ч	16,0
Автономность, сут.	20
Дальность плавания, мили	5000



Рис. 4. Общий вид судна пр. 01010

В ходе работы было учтено, что судно при проектировании не проходило модельных испытаний. Поэтому во избежание получения искаженных данных по эффективности применения каверн и новых винтов в ходе модельных испытаний сначала была произведена гидродинамическая доводка судна (несколько усовершенствованы выступающие части и откорректированы характеристики гребного винта). В дальнейшем все модельные испытания и сравнение проводились с вариантом, обладающим более высокими пропульсивными характеристиками, который далее по тексту будет называться «базовым».

ПРОРАБОТКА ИСКУССТВЕННОЙ КАВЕРНЫ

Схема устройства для создания каверны приведена на рис. 5. Оно включает в себя выемку в днище 1, ограничен-

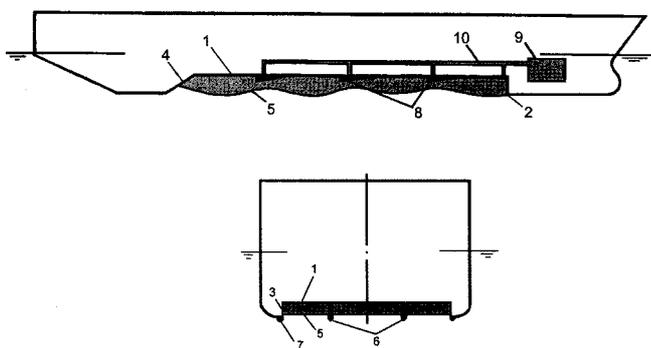


Рис. 5. Схема устройства для создания каверны

ную носовым реданом 2, скегами 3, кормовым сводом 4. Внутри и с боков выемки располагается система дополнительных килей 6,7 и поперечных реданов 8, обеспечивающих эффективное формирование и работу каверны 5. Проектирование системы формирования каверн отрабатывается с помощью расчетно-экспериментальной методики, разработанной в ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, с обязательным проведением модельных испытаний. Воздух в каверну подается от источника воздуха 9 по системе трубопроводов 10, снабженной запирающей и переключающей арматурой.

На первом этапе исследований проводились буксировочные и самоходные испытания модели базового судна, а затем в его днище была сделана выемка, внутри которой формировалась каверна. Выемка занимает около 45% площади смоченной поверхности корпуса при морской осадке, что при глубине 0,35 м делает ее объем равным около 430 м³. Фотография модели с днищевой выемкой приведена (рис. 6). В отличие от моделей судов, испытанных ранее, носовая граница выемки имеет не

прямоугольную, а стреловидную форму в плане, что позволило значительно увеличить площадь каверны.

Испытания базовой модели и модели с каверной показали, что применение каверн приводит к снижению сопротивления на 22,6 % при морской осадке и на 29,1 % при движении в реке. С учетом энергетических затрат на подачи воздуха и изменения коэффициента влияния корпуса, применение каверн позволило снизить потребляемую мощность на эксплуатационной скорости 11 уз на 21,8 % при морской осадке. При движении в реке со скоростью 16 км/ч потребляемая мощность снижается на 26,5 %.

В то же время потеря дедвейта 430 т уменьшает грузоподъемность судна примерно на 10%. Однако снижение потребляемой мощности более чем на 20 % позволяет применить двигатели меньшей мощности, которые имеют меньшую длину и вес. Это дает возможность сократить длину машинного отделения на две практические шпации (на 1,2 м), на 20% уменьшить вместимость топливных танков и, таким образом, полностью вернуть потерю объема грузовых трюмов и грузоподъемность судна.

Для создания искусственной каверны, заполняемой воздухом под давлением, на судне устанавливается система подачи сжатого воздуха, выполненная на основании данных, полученных по результатам модельных испытаний.

Подача сжатого воздуха к искусственной каверне, согласно результатам испытаний, предусматривается в девяти точках, расположенных в три ряда по длине судна. Воздух в каверну подается с верхней палубы по вертикальным трубопроводам, расположенным в гофрах поперечных переборок трюмов. Разводку воздушных трубопроводов к клапанам на наружной обшивке предполагается выполнять во втором дне. Подвод сжатого воздуха предусматривается через дистанционно-управляемые невозвратно-запорные клапаны, установленные на наружной обшивке судна.

Согласно расчету, выполненному на основании данных модельных испытаний, расход сжатого воздуха составит 1260 м³/ч при избыточном давлении 1,2 атм.

Предполагается установка двух одинаковых нагнетателей (один из которых – резервный), размещаемых побортно на верхней палубе. Для размещения нагнетателей могут быть использованы 20-футовые стандартные контейнеры.

Для подачи сжатого воздуха планируется использование центробежных нагнетателей с приводом от электродвигателей через повышающие мультипликаторы. Ориентировочная потребляемая мощность на валу нагнетателя составляет 50 кВт. Указанная мощность может быть обеспечена от судовой электростанции без добавления дополнительной мощности.



Рис. 6. Модель с днищевой выемкой

ПРИМЕНЕНИЕ ВИНТОВ УВЕЛИЧЕННОГО ДИАМЕТРА

Для установки винтов большого диаметра, соответствующего оптимальному (4.0 м вместо 2.3 м на базовом судне), кормовая оконечность модели была изменена, чтобы исключить передачу пульсирующих давлений через воду. Для возможного размещения на базовом судне винтов увеличенного диаметра было изменено положение осей гребных винтов, которые были подняты над основной плоскостью на 2.2 м, а расстояние между ними увеличено до 9.2 м. При этом перед винтом был сформирован своеобразный редан, обеспечивающий образование над винтом свободной поверхности. Компонка кормовой оконечности показана на рис.7. Проведенные буксировочные испытания показали,



Рис. 7. Компонка кормовой оконечности

что такое изменение кормы не привело к существенному изменению буксировочного сопротивления.

На рис. 8 приведено пересчитанное на натуру значение сопротивления базового судна с гладкими обводами корпуса R и соответствующая кривая для судна с каверной на днище и переделанной кормовой оконечностью. На графике приведена также кривая ΔR , характеризующая относительное снижение сопротивления за счет применения каверны.

Самоходным испытаниям модели предшествовали испытания моделей гребных винтов в «свободной» воде как при полном погружении, так и при частичном оголении лопастей, наблюдающиеся при движении судна с речной осадкой и в балласте. Эти данные обычно необходимы для определения коэффициентов взаимодействия увеличенных винтов с корпусом. В данном случае подобную процедуру осуществить не удалось, поскольку отвал кривых действия в «свободной» воде начинался при заметно большей поступи, чем за корпусом. По-видимому, это связано с тем, что волнообразование корпуса приводило к относительно большему фактическому заглублению винта. Это вынудило при расчетах ходкости использовать номинальные значения попутного потока, что в данном случае – при малой нагрузке винтов – не могло являться источником значительных погрешностей.

Следует иметь в виду, что при частичном погружении винта, когда возможен прорыв воздуха к лопастям, необходимо наряду с моделированием по числу Рейнольдса учитывать возможное влияние числа кавитации и числа Фруда. Именно поэтому самоходным испытаниям модели в опытовом бассейне предшествовали испытания в кавитационном бассейне, в котором была возможность моделирования этих параметров. Эти испытания показали, что влияние числа Фруда и числа кавитации проявляются только при малых

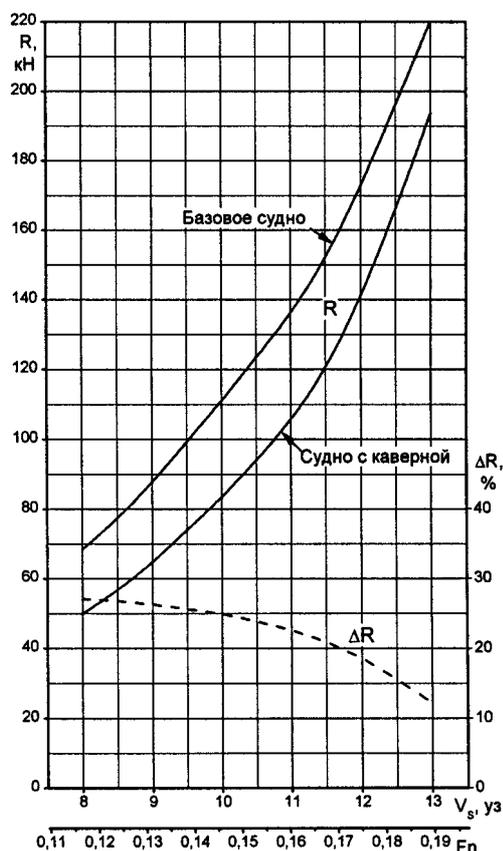


Рис. 8. Буксировочное сопротивление базового судна и судна с каверной

поступях гребного винта, где имеется выраженный просок воздуха на лопасти винта. При погружениях и поступи гребных винтов, характерных для исследуемого судна с увеличенными винтами, эти факторы можно не принимать во внимание. Этот вывод крайне важен, так как он свидетельствует о возможности получения достоверных результатов в опытовом бассейне, где соблюдение подобия по всем критериям невозможно.

Результаты самоходных испытаний модифицированного судна, пересчитанные на натуру в виде зависимости потребляемой мощности P_s от скорости хода V_s , приведены на рис. 9. На этом же графике показана аналогичная

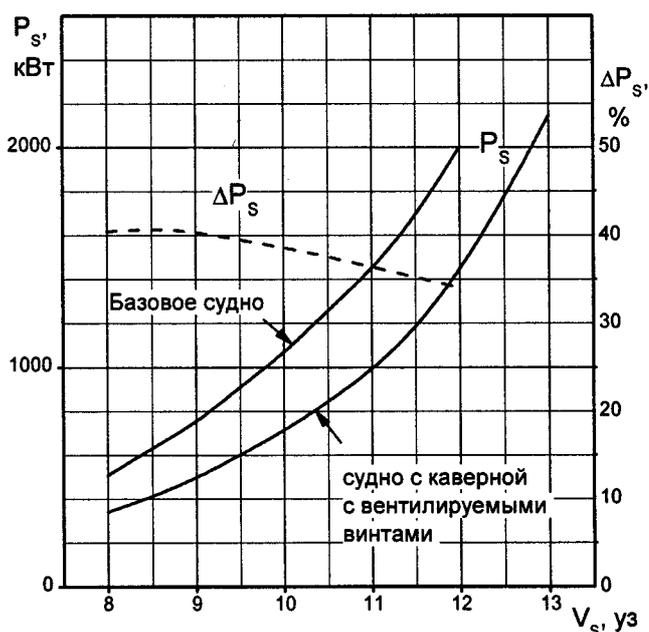


Рис. 9. Потребная мощность базового судна и судна с каверной

кривая для базового варианта судна и величина снижения потребляемой мощности ΔP_s . Сопоставление этих кривых свидетельствует о том, что при морской осадке на скорости 11 уз суммарная экономия мощности составляет 35 %. Причем более 20% получается за счет уменьшения площади смоченной поверхности в результате применения каверны, а около 15% – в результате оптимизации гребных винтов. При ходе в реке экономия мощности увеличивается до 40 %. На подачу воздуха в каверну тратится не более 2% мощности.

Применение частично погруженных винтов вызывает опасения, связанные с появлением повышенной вибрации. Поэтому в данной работе этому вопросу было уделено особое внимание.

Для суждения о виброактивности гребных винтов необходимо иметь информацию о пульсирующих давлениях, передаваемых гребным винтом на корпус через воду, и пульсациям упора и изгибающим моментам, передаваемых на корпус через гребной вал.

Для штатных гребных винтов измерения на рассматриваемом судне не производились, поскольку зазоры между кромками лопастей и корпусом находились в пределах норм, предусмотренных Российским Морским Регистром судоходства. Можно считать, что и максимальные пульсирующие давления также не превышают установленную допустимую норму 4 кПа. Для винта увеличенного диаметра (4 м) были проведены измерения пульсирующих давлений на транце, а также в диске винта и за ним на бортовой части обшивки, замываемой водой.

Испытания показали, что при морской осадке пульсации не выделяются, т.е. их амплитуда не превышает уровня фона, а при речной осадке амплитуда пульсаций на первой лопастной частоте находится в пределах 1 кПа, т.е. существенно ниже нормируемой.

Для суждения о переменных нагрузках, передаваемых через вал, был использован приближенный расчетный прием. Предварительно был выполнен расчет кривых действия винта при различных значениях погружения, при этом предполагалось, что просос воздуха на погруженную часть лопасти на рабочем режиме отсутствовал, а силы, действующие на вышедшую из воды часть лопастей, равны нулю. Сопоставление рассчитанных, исходя из этих предположений, кривых действия с данными эксперимента показало хорошее соответствие (рис. 10, сплошные и пунктирные линии получены в результате расчета, точки – в результате эксперимента). Это давало основание использовать этот метод для расчета изгибающего момента, действующего на вал как на вальной частоте (играющей определяющую роль в расчете прочности), так и на лопастной частоте. Как следует из рис. 10, оголение лопастей

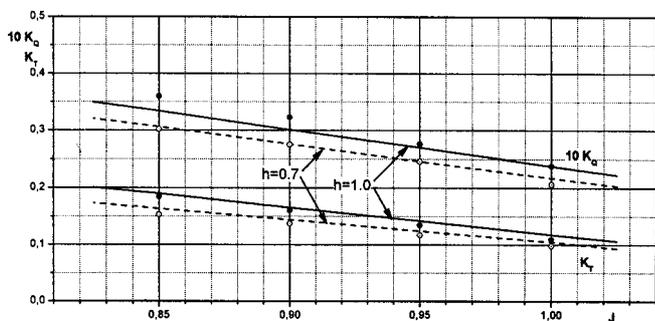


Рис. 10. Сопоставление расчетных и экспериментальных кривых действия гребного винта увеличенного диаметра

ведет к снижению гидродинамического момента на вальной частоте, это обусловлено тем, что из воды выходят наиболее нагруженные лопасти, работающие в зоне макси-

мального попутного потока. Результаты расчета представлены на графике рис. 11.

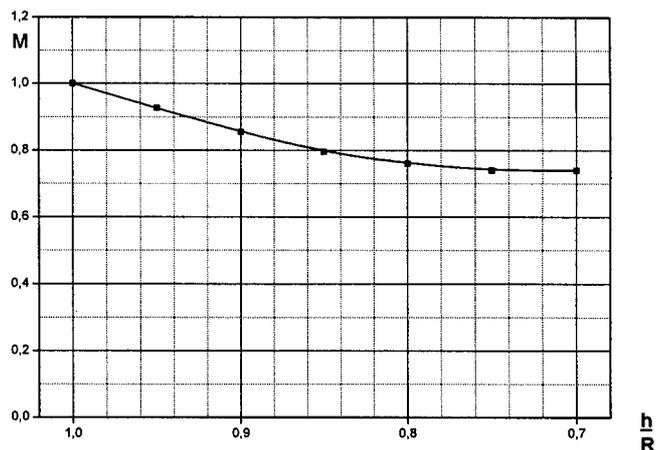


Рис. 11. Зависимость изгибающего вала момента на вальной частоте от заглубления винта

Следует отметить, что проведенные в 70-х гг. натурные испытания по измерению напряжений в гребных валах показали: расчет, выполненный, исходя из посадки судна на стопе, завышает изменения сил по сравнению с полным погружением винта, так как не учитывает влияние изменения посадки и волнообразования на реальное заглубление винта. Проведенные расчеты моментов на первой лопастной частоте показывают, что при заглублении оси винта на $h = 0,95R$ (где R – радиус гребного винта) они несколько снижаются (на 30–35%), а при уменьшении заглубления до $0,70R$ возрастают на 40–45%. Однако высказанные выше соображения о завышении расчетных данных относятся и к моментам на этой частоте.

Таким образом, проведенные оценки свидетельствуют о том, что наблюдающееся при применении винтов большого диаметра частичное оголение лопастей не оказывает существенного влияния на условия работы гребного вала.

ОЦЕНКА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОГО ЭФФЕКТА МОДЕРНИЗАЦИИ

Существенно меньшая мощность, потребная для обеспечения движения модернизированного судна, позволяет установить другой состав главных двигателей мощностью 2×720 кВт. Это дает возможность, как отмечалось выше, сократить длину машинного отделения на две практические шпации. Состав и характеристики энергетической установки модернизированного судна приведены ниже.

Характеристики ЭУ модернизированного судна

Наименование	Значение
Число и мощность главных двигателей, кВт ...	2×720
Марка двигателей	4L20
Число и мощность источников тока судовой электростанции, кВт	3×250
Число и тип движителей	$2 \times$ ВФШ
Диаметр гребных винтов, м	4,0
Частота вращения гребных винтов:	
при скорости хода 12 уз (в море), об/мин ...	95
при скорости хода 16 км/ч (в реке), об/мин	61

Общий вид модернизированного варианта судна приведен на рис. 12. Уменьшение требуемой мощности главных двигателей для модернизированного варианта судна в сравнении с базовым позволяет:

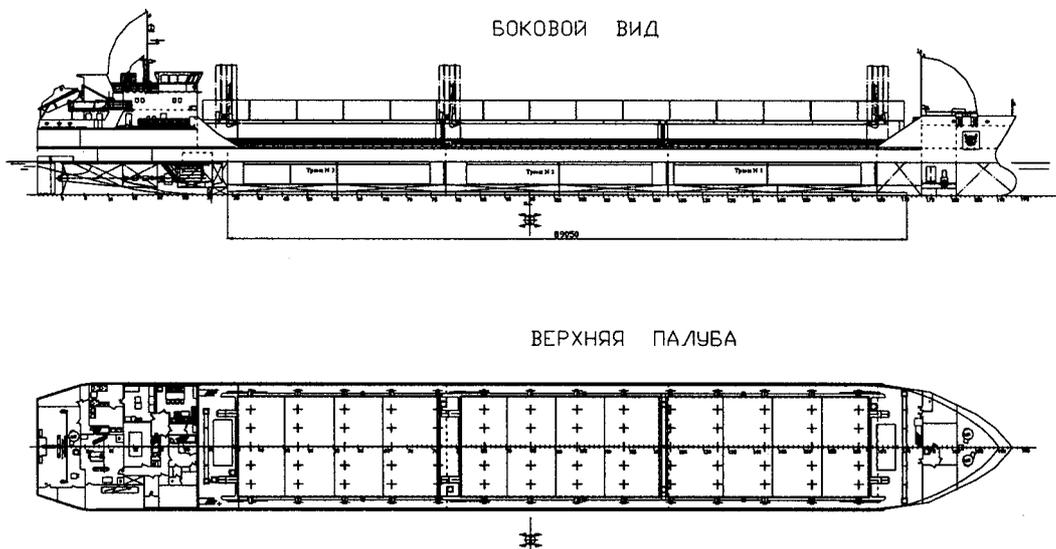


Рис. 12. Общий вид модернизированного варианта судна

- применить главные двигатели меньшей мощности и за счет уменьшения их габаритов сократить объем машинного отделения;
- уменьшить суточный расход топлива (табл. 1);

Таблица 1

Расход топлива базового и модернизированного судов

Наименование	Судно	
	базовое	Модернизированное
Мощность ГД (в море), кВт:		
при 12-узловом ходе (в море)	1954	1350
при скорости 16 км/ч (в реке)	700	350
Удельный расход топлива ГД, г/кВт·ч:		
при 12-узловом ходе (в море)	193	190
при скорости 16 км/ч (в реке)	202	200
Суточный расход топлива ГД, т:		
при 12-узловом ходе (в море)	9,05	6,20
при скорости 16 км/ч (в реке)	2,2	1,4

- уменьшить запас топлива, необходимый для обеспечения дальности плавания судна;
- сохранить неизменной по сравнению с базовым вариантом осадку судна в грузу.

В табл. 1 сопоставлены данные о расходе топлива базового и модернизированного вариантов судна.

Реализация на судне мероприятий по снижению сопротивления и повышению пропульсивного коэффициента приводит к уменьшению расхода топлива. Поскольку при этом грузоподъемность судна и его осадка остаются практически неизменными, это позволяет достичь заметного экономического эффекта.

Полагая, что стоимость базового и модернизированного судна, а также эксплуатационные затраты, не связанные с расходом топлива, одинаковы, можно выпол-

нить сравнительный расчет, позволяющий оценить величину этого эффекта. Результаты расчета приведены в табл. 2.

Таблица 2

Расчет экономического эффекта

Характеристика	Судно	
	базовое	модернизированное
Реализуемая грузоподъемность, т:		
в море	3700	3700
в реке	3180	3180
Ходовое время за год, ч		
в море	1194	1194
в реке	1375	1375
Расход топлива за срок службы, тыс. т	50,5	33,4
Общие затраты на топливо за срок службы, млн. руб	12,40	7,82
Экономический эффект от снижения расходов на топливо, %	100	158
Общие затраты на эксплуатацию судна, млн. руб.	31,0	25,2
Экономический эффект в результате совершенствования гидродинамического комплекса, млн. руб.	100	112

Таким образом, разработанные в настоящее время средства снижения сопротивления и совершенствования двигателей позволяют существенно повысить технико-экономические показатели вновь проектируемых судов, что иллюстрируется выполненной проработкой судна типа «река–море». ■

Сегодня проектирование судов ориентировано на все более широкое применение вычислительной техники [1, 2]. Специфика скоростных судов и их многообразие требуют разработки специализированных модулей для расширения вычислительных ресурсов систем автоматизированного проектирования (САПР). Известно, что оптимизация основных элементов судов и их архитектурно-конструктивных типов на начальных стадиях проектирования с применением САПР значительно снижает трудоемкость проектных работ.

Для Союза Мьянма – страны в Юго-Восточной Азии – важную роль играет развитие скоростных пассажирских перевозок водным транспортом. Это объясняется рядом причин, в том числе значительной протяженностью водных путей. Страна имеет протяженные морские границы и внутренние водные пути, составляющие более 820 миль. Представление о водных путях Союза Мьянма дает карта страны (рис.1).



Рис. 1. Карта Союза Мьянма

Внутренние водные перевозки в стране существуют с XIX в. Главная река Мьянмы Йявади (рис. 2) обслуживается пассажирскими судами, скорость которых невысока. Особенностью внутренних водных путей страны является ограниченная глубина, которую следует принимать во внимание при проектировании пассажирских судов, в том числе скоростных. Аналогичные проблемы решались в СССР при повышении скоростей пассажирских перевозок по рекам страны [3, 4].

Выбор архитектурно-конструктивного типа скоростного пассажирского судна определяется возможностями его постройки на судостроительном заводе Союза Мьянма.

Математическое моделирование на начальных стадиях проектирования судна применяется для определения эффективности его функционирования, а также для возможности исследования и имитации эксплуатации проектируемого судна в любых условиях.

ПРЕДЭСКИЗНОЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ СКОРОСТНОГО ПАССАЖИРСКОГО СУДНА

Йин Тхун, аспирант СПбГМТУ

Используем методологию оптимизации решения задачи проектирования судна, в том числе его математическую модель и алгоритм оптимизации (рис. 3). Математическая модель позволяет построить вариант проектного решения, а алгоритм оптимизации организует построение такого вариантного ряда, который приводит к оптимальному решению.



Рис. 2. Карта с расположением портов на внутренних водных путях

Выбор алгоритма оптимизации определяется математическими характеристиками модели. На самом деле не существует универсального алгоритма оптимизации для задачи проектирования, поэтому нужно выбрать наиболее эффективный для решения поставленной задачи.

Алгоритм случайного поиска эффективно используется для решения сложных экстремальных задач [1]. Он может применяться при любых типах функции критерия, ограничений и переменных. Алгоритм случайного поиска очень быстро входит в окрестность оптимального решения, а релаксационный алгоритм Хука-Дживса используется для того, чтобы получить более точное решение. Принятый алгоритм оптимизации явля-

ется комбинацией двух алгоритмов случайного поиска и Хука-Дживса. Комбинация этих двух алгоритмов оптимизации позволяет значительно повысить эффективность поиска оптимума.

Алгоритмы предусматривают последовательное изменение одного из компонентов вектора оптимизируемых переменных до тех пор, пока после серии шагов не будет достигнуто наилучшее значение критерия эффективности.

Задача проектирования скоростного пассажирского судна была сформулирована как оптимизационная на базе решения экстремальной задачи.

Сначала определяем вектор технического задания или вектор параметров задания на проектирование судна, их элементы представляют собой количественные и качественные требования к проекту. Например, его компонентами являются количество членов экипажа, скорость хода, дальность плавания, пассажироплощадь и т.д.

Затем определяем вектор оптимизируемых переменных системы или вектор искомых характеристик судна и минимальные и максимальные допускаемые величины оптимизируемых переменных. Его компонентами будут главные размерения судна, коэффициенты полноты, элементы общего расположения и т.п.

Диапазон изменения компонентов вектора искомых характеристик судна:

$$\begin{aligned} \delta_{\min} &\leq \delta \leq \delta_{\max}; \\ L_{\min} &= L = L_{\max}; \\ B_{\min} &= B = B_{\max}; \\ T_{\min} &= T = T_{\max}, \end{aligned}$$

где δ – коэффициент общей полноты, L – длина судна по конструктивной ватерлинии, B – ширина судна, T – осадка судна. Диапазоны изменения компонентов вектора искомых характеристик судна определены путем статистического анализа характеристик прототипов.

Сформулируем требования к системе в виде совокупности равенств и неравенств. Критерии эффективности (функция цели) применяется для глобальной оценки соответствия качеств

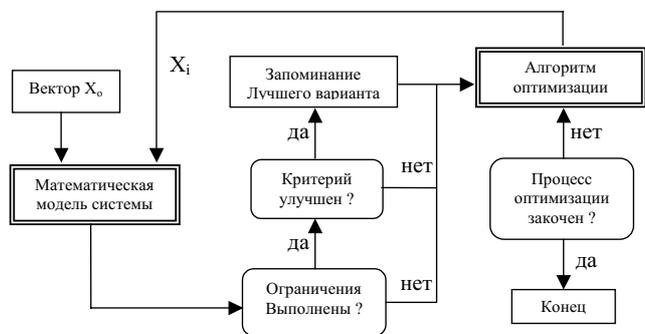


Рис. 3. Взаимодействие математической модели и алгоритма оптимизации [1]

синтезируемой системы. В качестве критерия может использоваться какой-либо экономический показатель, например, минимум затрат и максимум прибыли. Так, максимальная годовая прибыль оптимизируемого судна

$$C_{\text{пр}} = C_{\text{дох}} - C_{\text{затр}}$$

где $C_{\text{пр}}$ – годовая прибыль, $C_{\text{дох}}$ – годовой доход и $C_{\text{затр}}$ – годовые приведенные затраты.

Общая схема расчетов математической модели малого пассажирского судна для Республики Мьянма показана на рис. 4. В задаче оптимизации главных размерений и коэффициента общей полноты скоростного пассажирского судна имеются четыре функциональных ограничения, описанных в виде неравенств, которые базируются на основных условиях существования и работоспособности проектируемой системы.

К таким условиям относятся:

1) требование соотношения между силами веса и силами поддержания по закону Архимеда, выражаемое отношением

$$D \geq \Sigma P_i,$$

где D – полное водоизмещение судна (сумма сил поддержания); ΣP_i – суммарная нагрузка (водоизмещение порожнем) и дедвейт;

2) требование вместимости, основанное на пассажировместимости,

$$n_{\text{пасс}} \geq n_{\text{пасс}}^*,$$

где $n_{\text{пасс}}$ – оптимальная пассажировместимость, основанная на числе кресел в ряду по длине и ширине судна, числе ярусов в надстройке и относительной длине ярусов надстроек; $n_{\text{пасс}}^*$ – заданная пассажировместимость;

3) требование общего расположения:

$$S \geq S^*,$$

где S – оптимальная площадь общего расположения, S^* – суммарная площадь, приходящаяся на общее количество пассажиров на соответствующей палубе, площадь багажного отделения и площадь туалетов на соответствующей палубе;

4) требование остойчивости, являющееся неравенством в нормировании нижнего предела относительной поперечной метацентрической высоты:

$$h \geq h^*,$$

где h – относительная поперечная метацентрическая высота, h^* – минимальная относительная поперечная метацентрическая высота.

В расчетах нагрузки математическая модель базируется на коэффициентах нагрузки по дан-

ном прототипа – судна «Александр Грин» [6]. Для разработки алгоритма расчета сопротивления были использованы результаты исследований, которые проводились в СССР в 60-х–70-х гг. XX в. в целях повышения скоростей пассажирских перевозок на внутренних водных путях страны. Результаты этих исследований были опубликованы в работах [3–5]. В течение нескольких лет были созданы быстроходные суда, эксплуатировавшиеся в переходном режиме движения. Их постройка сопровождалась систематическими исследованиями гидродинамики, продолжавшимися длительное время и включавшими теоретические исследования, модельный и натурный эксперимент.

Для исследования сопротивления

воды движению быстроходных водоизмещающих судов была спроектирована и испытана в опытовом бассейне специальная серия моделей [3]. В качестве основной модели серии была выбрана модель 302. Основные характеристики серии моделей приведены в работе [3]. На рис. 5 показано удельное сопротивление воды движению модели 302 в зависимости от числа Фруда по водоизмещению F_{r_v} и приведена аппроксимационная зависимость.

Схема расчета вместимости показана на рис. 6. В зависимости от номера полубы, числа кресел в ряду по длине и ширине судна и относительных длин ярусов надстроек, которые приведены как исходные данные, находят пассажировместимость судна.

Ряд модулей включен в программно-методический комплекс проектируемого скоростного пассажирского судна с использованием программы Delphi. На рис. 5 показана структура программно-методического комплекса проектируемого скоростного пассажирского судна.

В модуль исходных данных малого пассажирского судна включены задаваемые техническим заданием данные пассажировместимость, эксплуатационная скорость, дальность плавания, численность экипажа, автономность и т.д. Во вместимость, общее расположение и размещение пассажиров по палу-

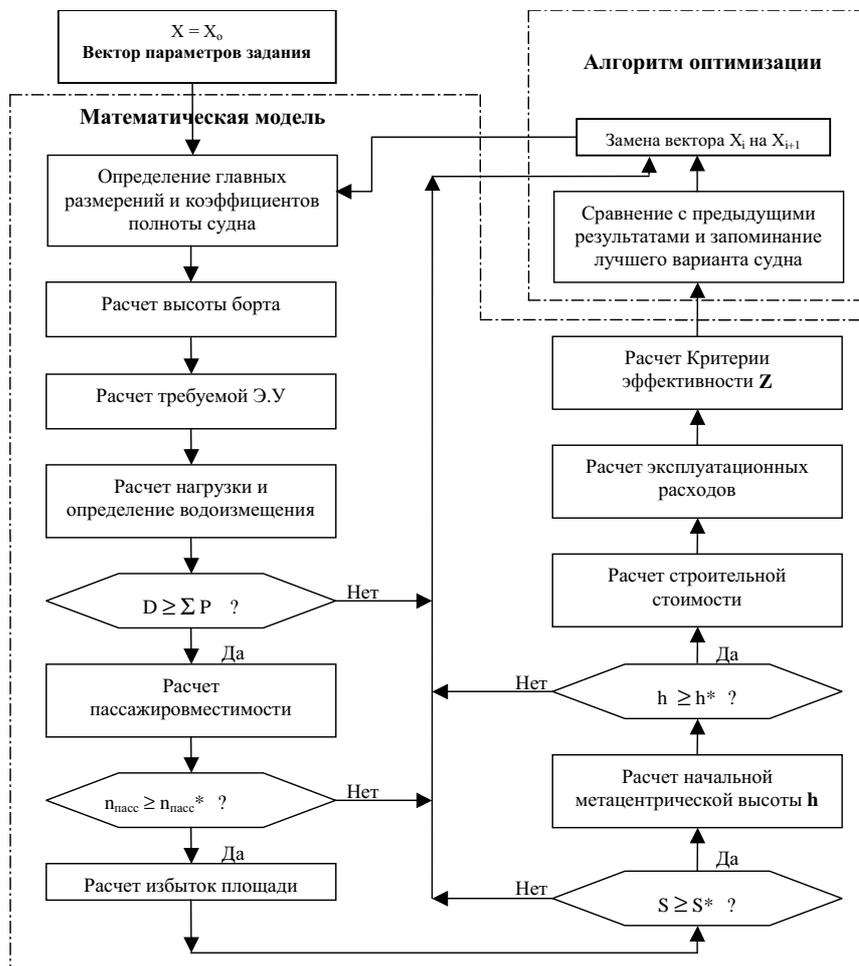


Рис. 4. Общая схема расчетов

бам включены число ярусов в надстройке, высота межпалубного пространства, коэффициент площади, приходящейся на одного пассажира, коэффициент площади багажного отделения, площадь туалетов, расстояние между спинками кресел, ширина одного кресла, число магистральных проходов, ширина одного магистрального прохода, число кресел в ряду по длине и ширине судна, относительная длина ярусов надстроек и т.д. Оценка экономики включает цену корпуса, устройств, оборудования корпуса, оборудования пассажирских помещений, судовых систем, энергетической установки, электрооборудования, вооружения, топлива, месячную зарплату члена экипажа, длину линии эксплуатации, коэффициент средней загрузки, время посадки одного пассажира, число эксплуатационных суток в году, средние потери времени в рейсе, коэффициент накладных расходов, коэффициент амортизации, коэффициент окупаемости для судна, цену билета и т.д.

В модуль оптимизации характеристик малого пассажирского судна включены диапазоны оптимизируемых переменных, параметры алгоритма случайного поиска, параметры алгоритма Хука–Дживса и т.д. В диапазоны оптимизируемых переменных включены диапазоны изменения коэффициента общей полноты, длины, ширины, осадки судна и т.д.; в параметры алгоритма случайного поиска – управление выбором переменных, число непрерывных переменных, число дискретных переменных, число ограничений-неравенств, число ограничений-равенств, число логических условий, числа циклов с данным показателем преобразования и т.д. В параметры алгоритма Хука–Дживса включены приращения переменных при оптимизации, коэффициенты уменьшения шага при оптимизации и т.д.

В модуль результатов оптимизации малого пассажирского судна включены главные размеры, коэффициенты полноты, нагрузки, водоизмещение порожнем, дедвейт, полное водоизмещение, мощность энергетической установки, пассажировместимость и общее расположение, фактический период качки, относительная метацентрическая высота, поперечная метацентрическая высота, фактический угол дифферента, строительная стоимость, приведенные затраты, доход, прибыль и т.д.

Таким образом, создан программно-методический комплекс для обоснования основных элементов малого пассажирского судна, который может быть использован при проектировании пассажирских судов для Союза Мьянма.

С использованием программно-методического комплекса можно получить оптимальные варианты в зависимости от задаваемых данных. Этот комплекс позволяет выбрать наилучший вариант

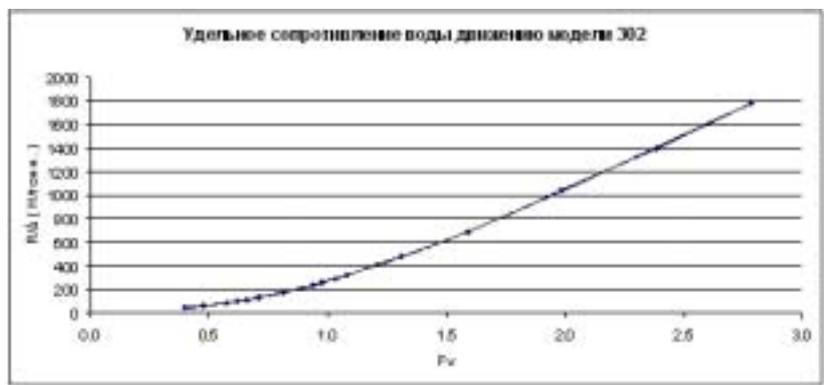


Рис. 5. Удельное сопротивление воды движению модели 302 в зависимости от числа Фруда по водоизмещению Fr_v

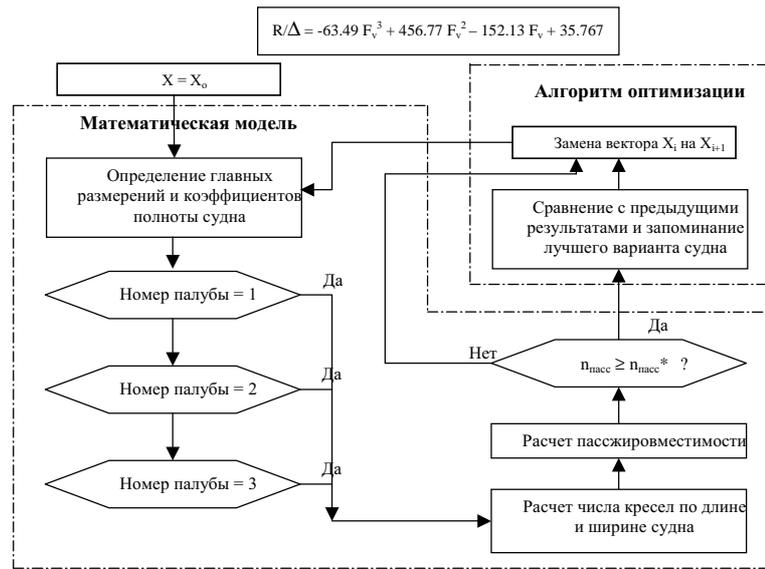


Рис. 6. Алгоритм расчета вместимости

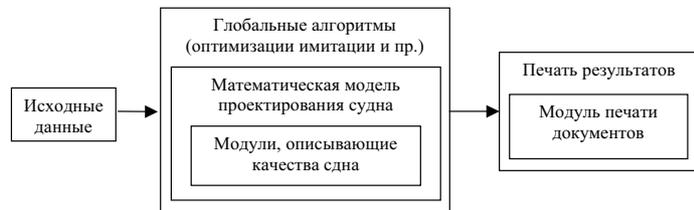


Рис. 7. Структура программно-методического комплекса проектируемого скоростного пассажирского судна

судна, эксплуатируемого с различными скоростями и на разных линиях, на начальных стадиях проектирования, удовлетворяющий заданным ограничениям и экономическим критериям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гайкович А.И. Основы теории проектирования сложных технических систем. – СПб.: НИЦ (МОРИН-ТЕХ), 2001. – 432 с.
2. Гайкович А.И., Калмук А.С., Козлов А.С., Пегашев Г. Ю., Смирнов С.А., Фирсов В.Б. Предэскизное автоматизированное проектирование надводных судов // Судостроение. – 2002. – № 5 – с. 16–19.
3. Басин А.М., Ляховицкий А.Г. Особен-

ности гидродинамики мелкосидящих судов со сверхкритическими скоростями // Речной транспорт. – 1969 – №.12 – с. 22–24.

4. Те же. Водоизмещающие речные суда со сверхкритическими скоростями // Судостроение. – 1972. – № 7. – С. 12–15.
5. Басин А.М., Велдницкий И.О., Ляховицкий А.Г. Гидродинамика судов на мелководье. – Л.: Судостроение, 1976.
6. Леви Б.З. Пассажирские суда прибрежного плавания. – Л.: Судостроение, 1975. ■

Рецензенты:
А.И. Гайкович, д-р техн. наук, проф.,
А.Г. Ляховицкий, д-р техн. наук, проф.

В статье рассматриваются проблемы оценки технического состояния (ОТС) конструкций, подверженных только такому виду «деградации», как коррозионный и механический (истирание) износ, допустимые параметры которого устанавливаются Инструкцией [1]. Эта Инструкция регламентирует требования к минимально допустимым остаточным значениям толщин листов, размеров балок основного и рамного набора, характеристик поперечного сечения (моментов сопротивления) корпуса в средней части судна и за ее пределами. Для судов с одинарными бортами в районе грузовых трюмов, предназначенных для перевозки навалочных грузов, дополнительно устанавливаются требования к минимально допустимой остаточной толщине бортовой обшивки.

Требования к минимально допустимым значениям остаточных толщин листов и размеров балок основного набора (момента сопротивления поперечного сечения, площади сечения и толщины стенки) формулируются в зависимости от значений соответствующих характеристик, регламентируемых Правилами классификации и постройки морских судов (далее – Правила) из условий местной прочности с учетом ограничений по минимальным толщинам.

Требования к минимально допустимым значениям остаточных размеров балок рамного набора формулируются в зависимости от значений соответствующих характеристик, регламентируемых Правилами из условий местной прочности конструкции в целом (рамной балки или системы рамных балок). Листовые конструкции и балки основного набора могут входить в состав поперечного сечения балки рамного набора. Следовательно, минимально допустимые размеры листовых и балочных элементов будут определять ограничения снизу на минимально допустимые значения остаточных характеристик балок рамного набора.

Требования к минимально допустимым значениям остаточных характеристик поперечного сечения (моментов сопротивления, толщины бортовой обшивки) корпуса в средней части судна и за ее пределами формулируются в зависимости от значений соответствующих характеристик, регламентируемых Правилами из условий общей прочности корпуса судна при общем продольном изгибе. Листовые конструкции, продольные балки основного и рамного набора входят в состав поперечного сечения корпуса. Следовательно, минимально допустимые размеры листовых элементов, балок основного и рамного набора определяют ограничения снизу на минимально

НАУЧНО-МЕТОДИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ АЛГОРИТМОВ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ КОРПУСА СУДНА ПО ТРЕБОВАНИЯМ НОРМАТИВНЫХ ДОКУМЕНТОВ КЛАССИФИКАЦИОННЫХ ОРГАНИЗАЦИЙ

В.Н. Тряскин, д-р техн. наук, СПбГМТУ
Лам Ван Хунг, аспирант, СПбГМТУ

но допустимые значения остаточных характеристик поперечного сечения корпуса судна.

Таким образом, основная методологическая идея ОТС корпуса судна базируется на принципе декомпозиции корпуса на конструктивные (конструктивные элементы) различного иерархического уровня и соответствующей декомпозиции процесса ОТС. Процесс ОТС декомпозируется на:

- ОТС элементов (листовых, балочных) – конструктивных элементов самого нижнего уровня декомпозиции корпуса;

- ОТС рамных балок – элементов конструкции более высокого уровня декомпозиции, в состав которых могут входить листовые и балочные элементы нижнего уровня декомпозиции;

- ОТС корпуса в целом (который описывается – моделируется несколькими поперечными сечениями) – верхний уровень декомпозиции процесса ОТС.

Реализовать процесс ОТС целесообразно по принципу «снизу вверх» – от элементов конструкций нижнего уровня до корпуса в целом (рис.1). На каждом уровне процесса ОТС применяются свои модели конструкции (элементов конструкции) и свои требования к остаточным размерам конструктивных элементов. Организация процесса по принципу «снизу вверх» обуславливает последовательное усложнение моделей конструкции и, следовательно, последо-

вательное увеличение необходимой исходной информации. Одновременно осуществляется корректировка значений минимальных допускаемых размеров элементов конструкции, причем только в большую сторону.

Практически такой методологический принцип ОТС сводится к определению допустимых остаточных размеров элементов конструкции для каждого уровня декомпозиции процесса ОТС и выборе на заключительном этапе большей величины.

Нормирование прочности конструкций корпуса судна невозможно без

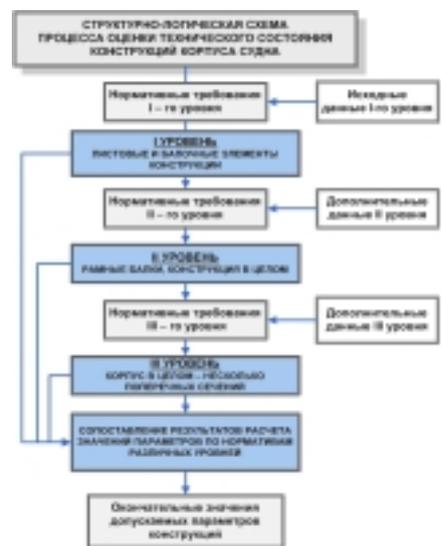


Рис. 1 Структурно-логическая схема оценки технического состояния корпуса судна

учета практики проектирования, постройки и эксплуатации, которая обобщается в требованиях Правил классификационных организаций. Классификационные организации допускают определенное снижение прочности конструктивных элементов в процессе эксплуатации судна без подкрепления конструкций и замены конструктивных элементов. Уровень допускаемого снижения прочности различен у каждого классификационного общества. Важно, что во всех Правилах влияние коррозии учитывается в явном или неявном виде в рекомендациях для определения проектных значений параметров (характеристик) корпусных конструкций. Сопоставительный анализ требований Правил с учетом физических моделей, отражающих условия работы корпусных конструкций, позволяет оценить добавку на износ, регламентируемые Правилами [3].

Нормативы на допускаемый износ листовых и балочных элементов конструкций (Нормативные требования I уровня) назначаются в первую очередь из условий местной прочности. Методические принципы формирования таких нормативов представлены в [3]. Нормативные требования I уровня регламентируют допускаемую остаточную толщину элементов листовых конструкций, характеристики поперечного сечения (допускаемый момент сопротивления, площадь сечения стенки) и параметры элементов поперечного сечения балки из условия местной прочности, устойчивости и по требованиям к минимальным толщинам. Все эти требования могут быть приведены к допускаемым толщинам стенки и (или) свободного пояса балки. Нормативы зависят от типа конструкции, условий ее работы в составе корпуса судна.

Допускаемая остаточная толщина $[s_1]$ листовой конструкции при общем износе принимается максимальной из нескольких величин:

$$[s_1] = \max\{s_{1i}\}. \quad (1)$$

В общем случае в состав множества значений $\{s_{1i}\}$ входят величины, зависящие от толщин, требуемых Правилами (расчетных и минимальных конструктивных), и построечных толщин. Для определения толщин, требуемых Правилами, необходим довольно большой объем исходных данных. Расчеты реализуются специализированным программным комплексом [4].

Для определения допускаемых остаточных толщин элементов балок набора применяется два подхода. В зарубежной практике (см., например, [5]) устанавливается допускаемое уменьшение толщины элементов балки (стенки, свободного пояса) в процентах от

толщин построечной или требуемой Правилами. При таком подходе допускаемая остаточная толщина определяется как разница исходной толщины $s_{0(Rule)}$ (построечной или требуемой Правилами) и максимально допустимого уменьшения толщины $\Delta s_{max}^{(W)}$:

$$[s_1] = s_{0(Rule)} - \Delta s_{max}^{(W)}. \quad (2)$$

Дополнительно проверяется выполнение требований к устойчивости изношенных элементов балки (стенки и свободного пояса): h_w/s_w ; b_f/s_f , где h_w , s_w – высота и толщина стенки (фактические значения); b_f , s_f – ширина и толщина свободного пояса (фактические значения). Эти дополнительные условия могут привести к корректировке допускаемых толщин элементов балки в большую сторону.

Более сложное нормирование предложено в российских нормативных документах [1], где приведены требования к допускаемым остаточным значениям момента сопротивления поперечного сечения $[W_1]$, площади поперечного сечения стенки $[F_1]$ и толщины стенки $[s_1]^{(C)}$ балки набора при общем износе с учетом дополнительных требований, зависящих от минимальной и построечной толщин.

В «Отчетах» по замерам фактических размеров элементов конструкций корпуса приведены значения остаточных толщин стенки и (иногда) свободного пояса балок набора. В связи с этим для удобства проведения сопоставлений и ОТС балок набора целесообразно определить толщины стенки балки, соответствующие значению допускаемого остаточного момента сопротивления поперечного сечения – $[s_1]^{(W)}$ и допускаемой остаточной и площади поперечного сечения стенки – $[s_1]^{(F)}$.

Алгоритмы формирования требований I уровня: допускаемый остаточный момент сопротивления поперечного сечения балки $[W_1]$, допускаемая остаточная площадь сечения стенки $[F_1]$ и допускаемая остаточная толщина стенки $[s_1]^{(C)}$ при общем износе сечения считаются известными величинами.

Допускаемый остаточный момент сопротивления поперечного сечения балки может быть представлен в виде зависимости

$$[W] = W_0 - \Delta W_{max}^{(W)}, \quad (3)$$

где W_0 – построечный момент сопротивления поперечного сечения балки; $\Delta W_{max}^{(W)}$ – максимально допустимое уменьшение момента сопротивления.

Максимально допустимое уменьшение момента сопротивления поперечного сечения балки определяется по следующим формулам:

– для балок из сварного составного профиля

$$\Delta W_{max}^{(W)} = h_c(b_n \Delta s_{max}^{(W)} + h_c \Delta s_{max}^{(W)} / k); \quad (4)$$

– для балок из профильного проката

$$\Delta W_{max}^{(W)} = [W] \alpha_k \Delta s_{max}^{(W)}, \quad (5)$$

где h_c – высота стенки балки; b_n – ширина свободного пояса; $k = 3,5 \div 4,0$ – коэффициент, зависящий от соотношения площадей свободного и присоединенного поясков; α_k – значение коэффициента определяется по Правилам РМРС [2]; $\Delta s_{max}^{(W)}$ – максимально допустимое уменьшение толщины стенки балки, соответствующее допустимому уменьшению момента сопротивления поперечного сечения балки.

Максимально допустимое уменьшение толщины стенки балки определяется по следующим очевидным зависимостям:

– для балок из сварного составного профиля

$$\Delta s_{max}^{(W)} = 10 \Delta W_{max}^{(W)} / 0,01 (h_c b_n + h_c^2 / k); \quad (6)$$

– для балок из профильного проката

$$\Delta s_{max}^{(W)} = (\Delta W_{max}^{(W)} / [W]) / \alpha_k, \quad (7)$$

где $\alpha_k = 0,07 + 6 / [W] \leq 0,25$ при $[W] < 200 \text{ см}^3$; $\alpha_k = (1/0,15)(0,01 + 1/[W])$ при $[W] \geq 200 \text{ см}^3$.

Определение допускаемой остаточной толщины стенки $[s_c]^{(W)}$, мм, соответствующее требуемому допускаемому остаточному моменту сопротивления поперечного сечения балки,

$$[s_1]^{(W)} = s_{c0} - \Delta s_{max}^{(W)}, \quad (8)$$

где s_{c0} – построечная толщина стенки.

Определение допускаемой остаточной толщины стенки $[s_c]^{(F)}$, мм, соответствующее допускаемой остаточной площади сечения стенки балки:

$$[s_1]^{(F)} = [F] / 0,1 h_c. \quad (9)$$

В тех случаях, когда в состав площади сечения, воспринимающего перерезывающую силу, включаются, кроме стенки, участки свободного и присоединенного поясков шириной, равной толщине стенки, допускаемая остаточная толщина стенки $[s_1]^{(F)}$, мм, определяется по формуле

$$[s_1]^{(F)} = 10[F] / 0,1 (h_c + k_{f-p} s_{f-p} + k_{a-p} s_{a-p}), \quad (10)$$

где k_{f-p} , k_{a-p} – коэффициенты, учитывающие износ свободного и присоединенного поясков, соответственно. В практических случаях $k_{f-p} = 0,9$, $k_{a-p} = 0,8$.

Определение итоговой допускаемой остаточной толщины стенки балки $[s_1]_c$ мм:

$$[s_1]_c = \max\{[s_1]^{(W)}; [s_1]^{(F)}; [s_1]^{(c)}; [s_1]^{(\min)}; [s_1]^{(0)}\}. \quad (11)$$

Это требование получено из условия, что износ стенки и пояска одинаков.

Нормативы на допускаемый износ балок рамного набора / системы балок рамного набора (нормативные требования II уровня) назначаются из условий местной прочности конструкции в целом. Вид требований к балкам рамного набора такой же, как и для балок основного набора, но в ряде случаев эти требования приводят к необходимости увеличить значения допускаемых остаточных толщин листовых конструкций, которые формируют присоединенные пояски балок рамного набора. Такие ситуации возникают часто при ОТС конструкций двойного дна судов, перевозящих тяжёлые навалочные грузы. Если специально не подбирать параметры конструктивных схем второго дна, днища и расположение продольного и поперечного междудонного набора, то нормативные требования II уровня могут регламентировать значительно большие допускаемые толщины настила второго дна и днищевой обшивки, а также допускаемые толщины некоторых панелей флоров, стрингеров и вертикального кия (обычно в опорных сечениях), чем нормативные требования I уровня.

При определении допускаемых остаточных толщин элементов «изолированных» балок рамного набора может быть предложен алгоритм, описанный выше. Для больших рамных балок может оказаться существенным влияние различия в среднем износе стенки и свободного пояска. По результатам замеров можно оценить среднее соотношение износов этих элементов балки: $m = \Delta s^{(f-p)} / \Delta s^{(W)}$. Этот фактор можно учесть и откорректировать формулу для определения $\Delta s_{\max}^{(W)}$:

$$\Delta s_{\max}^{(W)} = 10 \Delta W_{\max} / 0,01 (h_w m b_{f-p} + h_w^2 / k). \quad (12)$$

При $m < 1,0$ эта зависимость приведет к большим значениям допустимой толщины стенки; при $m > 1,0$, соответственно, к меньшим допустимым значениям. Условие замены свободного пояска при ремонте – нарушение требования к устойчивости b_{f-p} / s_{f-p} или минимального ограничения на допустимую остаточную толщину $[s_{1(f-p)\min}]$.

При определении допускаемых остаточных толщин рамных балок типа флоров, стрингеров, вертикального кия в конструкции с двойным дном предлагается специальный алгоритм. Допускаемые значения остаточного

момента сопротивления поперечного сечения балки $[W_1]$, допускаемой остаточной площади сечения стенки $[F_{1W}]$ и допускаемой остаточной толщины стенки $[s_1^{(W)}]$ при общем износе сечения считаются известными.

Определяется допускаемая остаточная толщина стенки балки в заданном поперечном сечении из условия: $[s_1^{(W)}] = [F_{1W}] / h_W$, с учетом ограничений $[s_1^{(W)}] \geq \max\{[s_1^{(bucl)}]; [s_1^{(\min)}]\}$, где $[F_{1W}]$ – допускаемая площадь стенки в рассматриваемом сечении, определяемая согласно нормативам Инструкции; $[s_1^{(bucl)}]$ – допускаемая толщина из условия местной устойчивости; $[s_1^{(\min)}]$ – допускаемая величина, нормируемая относительно минимальной толщины.

Находятся требуемые значения допускаемых толщин верхнего и нижнего присоединенных поясков из решения оптимизационно-поисковой задачи:

минимизировать функцию

$$\Omega(X) = b_{att-plate}(x_1 + x_2) + h_W x_3 \quad (13)$$

вектора независимо от варьируемых параметров $X = \{x_1, x_2, x_3\}^T$ при ограничениях:

$$g_{1,2}(X) = W_1^{(k)}(X) - [W_1] \geq 0; \quad (14)$$

$$g_{3,4}(X) = x_k - [s_{1(i)}^{(k)}] \geq 0; \quad (15)$$

$$g_5(X) = x_3 - [s_1^{(W)}] \geq 0, \quad (16)$$

где $W_1^{(k)}(X)$ – фактические значения моментов сопротивления поперечного сечения балки на уровне второго дна ($k=1$) и днища ($k=2$); $b_{att-plate}$ – ширина присоединенного пояска балки; h_W – высота стенки балки в рассматриваемом сечении; $[s_{1(i)}^{(k)}]$ – допускаемая толщина по требованиям I уровня второго дна ($k=1$) и днища ($k=2$); x_1, x_2, x_3 – соответственно требуемые значения толщин второго дна, днища и стенки балки.

Если по каким-то условиям толщина некоторых листовых конструкций должна быть неизменной, задача может быть дополнена ограничениями – равенствами $h_i(X) = x_i - s_i = 0$, s_i – заданная толщина i -го элемента сечения. Эти ограничения приведут к изменению соотношения значения допускаемых остаточных толщин элементов поперечного сечения.

Моменты сопротивления поперечного сечения на уровне второго дна и днища определяются по формулам

$$W_1^{(1)}(X) = I_1(X) / [h_W + x_1 - e_1(X)];$$

$$W_1^{(2)}(X) = I_1(X) / e_1(X), \quad (17)$$

где

$$I_1(X) = \frac{b(x_1^3 + x_2^3)}{12} + \frac{x_3 h_W^3}{12} + b x_1 (h_W + 0,5 x_1)^2 + \frac{h_W^2 x_3}{2} + \frac{x_2^3 b}{4};$$

$$e_1(X) = \frac{b(x_1 h_W - x_2^2 / 2) + h_W^2 x_3 / 2}{b(x_1 + x_2) + h_W x_3}.$$

Введение в состав задачи ограничений, регламентируемых требованиями I уровня (15), не позволит получить допускаемые толщины второго дна, днища меньше значений, регламентируемых требованиями I уровня.

Нормативные требования III уровня регламентируют допускаемые остаточные толщины элементов листовых конструкций, формирующих пояски и (или) стенку эквивалентного бруса. Эти требования определяют минимально допустимые значения момента сопротивления поперечного сечения корпуса и площадь сечения стенки эквивалентного бруса в любом сечении по длине судна. Степень влияния этих требований на окончательные значения допускаемых остаточных толщин настила верхней расчетной палубы, днищевой обшивки или бортовой обшивки зависит от размеров судна, от величины допускаемой поперечной нагрузки на палубу, днище, второе дно и бортовую обшивку.

Нормативные требования III уровня часто являются определяющими при определении допускаемых остаточных толщин листов настила верхней расчетной палубы в средней части судна. Иногда размеры элементов (стенки и свободного пояска) продольного палубного набора также определяются нормативными требованиями III уровня. Это бывает в тех случаях, когда толщина стенки (и размеры свободного пояска) продольных балок основного набора палубы принимаются из конструктивных соображений неизмеримыми по толщине с толщиной палубного настила для уменьшения толщины последнего из условий общей прочности. Требования к моменту сопротивления и площади сечения стенки могут быть представлены в виде требований к толщине соответствующих листовых элементов.

Требования III уровня регламентируют допускаемый остаточный момент сопротивления поперечного сечения корпуса судна на уровне верхней расчетной палубы и днища, а также допускаемые остаточные толщины наружной обшивки, обшивки внутреннего борта и продольной переборки. Общая остаточная продольная прочность контролируется в нескольких (обычно – в трех) заданных попе-

речных сечениях. При автоматизированном ОТС количество сечений может быть увеличено.

Требуемое значение момента сопротивления на заданном уровне (палуба или днище) наиболее эффективно обеспечивается соответствующим выбором толщин листовых конструкций на этом уровне. Тем не менее к увеличению момента сопротивления на уровне палубы приведет увеличение толщины днищевой обшивки, и наоборот. С другой стороны, добавка материала в поперечное сечение на уровне нейтральной оси (увеличение толщины борта, например) приведет к снижению момента сопротивления на уровне верхнего и нижнего поясков эквивалентного бруса. Таким образом, требования III уровня могут быть обеспечены различными решениями.

Анализ проектной документации показывает, что проектант часто в целях обеспечения плавного сопряжения соединяемых листов ступенчато изменяет толщину листов как в пределах одной группы (например, в пределах палубного настила на участках, обеспечивающих общую продольную прочность), так и толщину смежных листов (например, толщину ширстрека и верхних поясов продольных переборок, примыкающих к палубному настилу). При определении допускаемых остаточных толщин также в ряде случаев целесообразно обеспечит такой же перепад толщин смежных листов.

При определении допускаемых остаточных толщин необходимо также учитывать возможность неравномерного износа смежных листов, формирующих пояски эквивалентного бруса. Назначение одинаковых значений допускаемых толщин для всех листов может привести к увеличению объема ремонта. С этой точки зрения можно установить минимальные допускаемые толщины листов с повышенным износом с учетом данных результатов дефектации. Такое решение приведет к некоторому увеличению допускаемой остаточной толщины оставшихся листов.

Наконец, возможным является решение снизить допускаемые остаточные толщины листов верхнего пояска эквивалентного бруса за счет увеличения допускаемых толщин листов нижнего пояска. Конечно, если это допускается по результатам ОТС.

С учетом изложенных соображений и полагая, что меньшее значение имеет момент сопротивления на уровне палубы W_d , задача формирования требований III уровня может быть представлена в следующем виде:

минимизировать функцию

$$\Phi(X) = abs(W_d(X) - [W_d]) \quad (18)$$

вектора независимо варьируемых параметров $X = \{x_i\}^T, i = 1, \dots, n$ при ограничениях:

$$g_{1(2)}(X) = W_{d(b)}(X) - [W_{d(b)}] \geq 0; \quad (19)$$

$$h_{1+j}(X) = s_j^{(0)} + x_j - k s_{j_measured} = 0,$$

$$j = 1, \dots, m, k = 1,05 \div 1,10; \quad (20)$$

$$g_{1+i}(X) = s_i^{(0)} + x_i - [s_i] \geq 0, \quad i = 1, \dots, n. \quad (21)$$

В состав вектора независимо варьируемых параметров $X = \{x_i\}^T, i = 1, \dots, n$ должны быть включены допустимые изменения (положительные или отрицательные) толщин тех элементов листовых конструкций, которые эффективно влияют на характеристики общей прочности: листов палубного настила между бортом и продольными кромками вырезов грузовых люков, листов непрерывных продольных комингсов, листов днищевой обшивки.

Фактические значения характеристик поперечного сечения корпуса судна определяются по формулам

$$W_{d(b)}(X) = W_{d(b)}^{(0)} \times \left[1 + \sum_i \frac{\Delta A_i(X)}{A^{(0)}} \varphi(c_i, z_{d(b)}^{(0)}) \right]; \quad (22)$$

$$\Delta A(X) = \sum_i \Delta A_i(X) = 2 \sum_i b_i x_i; \quad (23)$$

$$\varphi(c_i, z_{d(b)}^{(0)}) = c_i^2 \frac{A^{(0)}}{I^{(0)}} + \frac{c_i}{z_{d(b)}^{(0)}}, \quad (24)$$

где $A^{(0)}$ – площадь сечения эквивалентного бруса; $I^{(0)}$ – центральный момент инерции; $W_{d(b)}^{(0)}$ – момент сопротивления соответственно на уровне палубы ($W_d^{(0)}$) и днища ($W_b^{(0)}$) – геометрические характеристики поперечного сечения корпуса судна, соответствующие размерам конструктивных элементов при их фактическом износе; $x_i = \Delta s_i$ – допустимые искомые изменения толщины конструктивных элементов, при которых минимальный момент сопротивления корпуса судна равен минимально допускаемой величине $W_d(X) = [W]$; b_i – ширина листа; $\varphi(c, z^{(0)})$ – функция Папковича, характеризующая влияние изменения момента сопротивления на уровне $z^{(0)}$ от нейтральной оси, при изменении толщины листового эле-

мента на уровне c_i (значения $z^{(0)}$ и c_i принимаются положительными для точек выше нейтральной оси поперечного сечения в исходном состоянии и отрицательными – для точек, расположенных ниже нейтральной оси).

Решение задачи (18) – (21) позволяет определить допускаемые толщины выбранных конструктивных элементов в соответствии с требованиями III, верхнего, уровня.

Проблему определения допускаемых остаточных толщин наружной обшивки, обшивки внутреннего борта и продольной переборки целесообразно решить заранее. Для конструкций с одинарным бортом эта задача имеет однозначное решение. При наличии продольных переборок (или) внутренних бортов возможны различные комбинации допускаемых толщин, обеспечивающие выполнение условий достаточной прочности.

Таким образом, окончательные значения допускаемых толщин при общем износе листовых конструкций, элементов балок набора $[s_i]$ определяются из условия

$$[s_i] = \max\{s_{i(I)}; s_{i(II)}; s_{i(III)}\}, \quad (25)$$

где $s_{i(I)}$; $s_{i(II)}$; $s_{i(III)}$ – допускаемые остаточные толщины рассматриваемого конструктивного элемента, соответственно для I, II, III уровней нормативных требований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Инструкция по определению технического состояния, обновлению и ремонту корпусов морских судов // Правила классификационных освидетельствований судов. Прилож. 2. – СПб.: Изд. РМРС, 2004.
2. Правила классификации и постройки морских судов. Т. 1. – СПб.: Изд. РМРС, 2005, 482 с.
3. *Максимаджи А.И., Беленький Л.М., Брикер А.С.* Оценка технического состояния корпусов морских судов. – Л.: Судостроение, 1982, 156 с.
4. *Тряскин В.Н.* Методические основы и опыт использования автоматизированной системы для проверки соответствия корпуса судна требованиям Правил Российского морского Регистра судоходства. – Тр. Конфер. по строительной механике корабля, посвященной памяти П.Ф. Папковича. – СПб., ЦНИИ им. А.Н.Крылова, 2002, с. 52–53.
5. Thickness Measurements: Extent, Determination of Location, Acceptance Criteria. Bureau Veritas. Rules for the Classification of Steel Ships. Part A, Chapter 2, Appendix 3, 45 p. ■

Задачей настоящего анализа является оценка тех критериев устойчивости ИМО [1], которые могут быть включены в требования Российского Морского Регистра судоходства [2] как влияющие на эксплуатацию рыболовного флота. Перечень критериев ИМО приведен в табл. 1.

Решение вышеуказанной задачи предполагает предварительный анализ частных вопросов, а именно:

1. Какие критерии (см. табл. 1) лимитируют устойчивость рыболовных судов и в каком диапазоне осадок?

2. Какие критерии лимитируют устойчивость рыболовных судов при малых надводных бортах?

3. Являются ли критерии ИМО в своей совокупности более жесткими (или) более мягкими, чем нормы Российского Морского Регистра судоходства (РМРС) для рыболовных судов в рабочем диапазоне осадок и насколько? Ограничат ли они существующую практику эксплуатации рыболовных судов?

4. Имеются ли в совокупности критериев ИМО «лишние», не являющиеся лимитирующими?

Для ответа на эти вопросы был избран метод расчета критических возвышений центра тяжести и критических метацентрических высот для типовых рыболовных судов (табл. 2).

Для анализа использовались критерии 1–6, 10 (см. табл. 1).

Критерий 10 табл. 1 позволяет прямо учитывать влияние воды в палубном колодце на динамическую устойчивость судна и должен исключить опасные ситуации на низкортных судах, связанные с чрезмерной заливаемостью.

Однако расчеты показали, что критерий, сформулированный в [1], более строг к судам с неполной загрузкой и для некоторых высокортных судов оказывается лимитирующим, а при низком надводном борте определяет значительно меньшую устойчивость, чем другие критерии. Это объясняется тем, что в формуле кренящего момента от воды в палубном колодце не учтено влияние входа палубы в воду на увеличение кренящего момента, а также не отражен тот факт, что при повышении надводного борта количество попадающей на палубу воды будет снижаться.

Из табл. 3 видно, что для двухпалубных судов более строгим является критерий 1. Критерии 2, 3, 4 и 5 не являются лимитирующими для российских рыболовных судов в рабочем диапазоне осадок.

СРАВНЕНИЕ СОВОКУПНОСТИ КРИТЕРИЕВ ИМО С НОРМАМИ ОСТОЙЧИВОСТИ РОССИЙСКОГО МОРСКОГО РЕГИСТРА СУДОХОДСТВА

В.В. Ярисов, канд. техн. наук, доцент БГАРФ,
г. Калининград

Данные табл. 4 показывают, что в половине всех случаев снижение надводного борта до недопустимых в соответствии с РМРС пределов лимитируется критерием устойчивости 1. Почти столь же эффективно работает критерий 2. Значительно реже определяют требования к устойчивости критерии 3–5. Ни разу не оказался лимитирующим критерий 10.

Как следует из табл. 5, заметно чаще в сравнении с табл. 3 «срабатывает» критерий 2 в диапазоне малых и средних углов θd и критерий 10 – в диапазоне больших углов θd . Однако последний факт подтверждает высказанное выше соображение о необходимости внесения таких поправок в критерий 8а, которые сделали бы его работающими (лимитирующими) или близким к лимитирующему) при малых надводных бортах и ослабили бы ограничения при больших значениях надводного борта (и углов θd), когда заливание палубы становится маловероятным.

Данные табл. 6, 7 позволяют сравнить нормативы ИМО с нормативами РМРС и с реальной практикой эксплуатации. В качестве меры жесткости для сравнения с нормами Регистра принята величина

$$\Delta Z_{\text{КР}} = Z_{\text{КРР}} - Z_{\text{КР1}},$$

где $Z_{\text{КРР}}$ – критическое возвышение центра тяжести судна по совокупности норм РМРС при какой-либо осадке судна; $Z_{\text{КР1}}$ – та же величина по совокупности критериев ИМО при той же осадке.

Отсюда следует, что при $\Delta Z_{\text{КР}} > 0$ нормы ИМО жестче норм РМРС, а при $\Delta Z_{\text{КР}} < 0$, наоборот.

Сравнение проведено по каждому судну для минимальной и максимальной осадки при нагрузках, приведенных в информации об устойчивости.

Из табл. 6 и 7 видно, что средняя жесткость совокупности критериев ИМО для российских судов определяется средним понижением критического возвышения центра тяжести по сравнению с нормативами РМРС $\Delta Z_{\text{КР}} \approx 7-9$ см. Изъятие критерия 10 мало меняет это положение.

Оставшаяся совокупность критериев будет мягче норм РМРС при изъятии ($\Delta Z_{\text{КР}} \approx 1-10$ см).

Наибольшая разница между нормами ИМО и нормами РМРС наблюдается при малой осадке судов, так как при этом «работает» «критерий погоды» Регистра.

Таким образом, можно утверждать, что критерии ИМО при исключении критерия 10 в целом мягче норм Регистра для рассматриваемых судов.

Поскольку устойчивость российских судов при нагрузке не ниже, чем требуется по Правилам Регистра, принятие критериев ИМО не повлияет на их эксплуатацию.

Однако есть случаи, когда критерии ИМО жестче норм РМРС, но, тем не менее, это не ограничит нормальную эксплуатацию судна, если при реальной нагрузке его устойчивость обеспечивается с запасом. Данные столбцов 11–14 табл. 6 и 7 показывают, какой запас устойчивости будут иметь российские суда, если применить к ним критерии ИМО (в полной или неполной совокупности). В таблицах приводится разность между фактическим возвышением центра тяжести $Z_{\text{сф}}$ при реальном случае

Критерии устойчивости ИМО, приведенные в гл. III «Устойчивость и связанные с ней мореходные качества» Торремолиносского протокола 1993 г. к Торремолиносской международной конвенции по безопасности рыболовных судов 1977 г. [1]

№ критерия	Номер правила [1]	Сущность критерия	Примечание
1	2	3	4
1	III (2a)	$l_{d30} \geq 0,055$ мрад	
2	III (2a)	$l_{d40} \geq 0,090$ мрад	
3	III (2a)	$l_{d40} - l_{d30} \geq 0,030$ мрад	
4	III (2b)	$l_{наиб}, \geq 0,20$ м при $\theta \geq 30^0$	
5	III (2c)	$\theta_m \geq 25^0$	
6	III (2d)	$h_0 \geq 0,35$ м при $L < 70$ м и $h_0 \geq 0,15$ м при $L \geq 70$ м	
7	III (3) Затопление рыбных трюмов	Угол крена, при котором может произойти прогрессивное затопление рыбных трюмов через люки, остающиеся открытыми во время промысловых операций, и которые не могут быть быстро закрыты, должен быть не менее 20^0 .	Бюллетень № 2 к Правилам РМРС
8	III (4) Особые виды рыбного промысла	Суда, занятые особыми видами рыбного промысла, во время которых на судно воздействуют дополнительные внешние силы должны отвечать критериям устойчивости, указанным в пр. III(2), 4 могут быть увеличены, если необходимо, в соответствии с требованиями администрации	
9	III (5) Сильный ветер и бортовая качка	Суда должны в соответствии с требованиями администрации противостоять действию сильного ветра и бортовой качки на соответствующем волнении с учетом сезонных условий погоды, состояния моря, при которых судно будет эксплуатироваться, типа судна и способа его работы.	Бюллетень № 2 к Правилам РМОС
10	III (6) Вода на палубе	Суда должны в соответствии с требованиями администрации выдерживать заливание палубы с учетом сезонных условий погоды, состояния моря, при которых судно будет эксплуатироваться, типа судна и способа его работы	Рекоменд. 1 прилож. 3 Заключительного акта Конферен. [2]. «Руководство по методике расчета эффекта, вызванного наличием воды на палубе»

Обозначения: l_d – плечи динамической устойчивости; $l_{наиб}$ – наибольшее значение плеча статической устойчивости; θ – угол крена; θ_m – угол, соответствующий максимуму диаграммы статической устойчивости; h_0 – начальная метацентрическая высота.

Таблица 2

Перечень судов, по которым проведен анализ применимости критериев ИМО

№	Тип судна, назначение, название, № проекта, район плавания	$L \times B \times D$, м
1	2	3
1	БМРТ «Пулковский меридиан», пр. 1288, неогран. р-н	94,0×16,0×10,2
2	БМРТ «Пионер Латвии», пр. 394А, неогран. р-н	75,0×14,0×10,0
3	РТМ «Тропик», пр. ГДР, неогран. р-н	75,5×13,2×7,01
4	МРТ «Север» пр. 1283, неогран. р-н	64,0×13,1×8,2
5	ПСТ «Баренцево море», пр. 1332	52,0×13,0×8,90
6	РТС пр. 503, неогран. р-н	46,2×10,5×6,60
7	РТ пр. 502-Э, неогран. р-н	49,4×9,8×5,0
8	К/с «Мирный», пр. 393, неогран. р-н	60,3×9,50×5,50
9	РТ шведского проекта, неогран. р-н	57,3×9,30×4,87
10	РТ пр. 502-М, неогран. р-н	50,4×9,3×4,7
11	СТ пр. 420, неогран. р-н	37,6×9,20×5,00
12	РТ польского проекта, неогран. р-н	55,4×9,00×5,02
13	СРТР «Океан», пр. ГДР, неогран. р-н	47,4×8,80×4,37
14	СРТ – 4000, пр. ГДР, неогран. р-н	35,9×7,30×3,55
15	МРТ «Карелин», пр. 1296, неогран. р-н	30,0×7,20×3,50
16	РС пр. 388-М, неогран. р-н	30,0×7,00×3,60
17	РС пр. 388-М, неогран. р-н	24,09×6,70×3,65
18	МРС – 225, пр. 1322, (1-й огран.)	21,0×6,0×2,61
19	РС пр. 388-М, неогран. р-н	22,0×5,60×2,84
20	РБ пр. 718-К, 1-я категория	25,2×5,50×2,57

**Диапазоны углов $\theta \cdot d$, на которых «работают» критерии устойчивости ИМО.
Учтены все критерии, кроме критериев 7, 8б и 9б.**

Суда	Критерии устойчивости (см. табл. 1)						
	№ 1	№2	№3	№4	№5	№6	№10
БМРТ «Пулковский меридиан»	21–35*						
БМРТ «Пионер Латвии»	24–41*					40–41	
РТМ «Тропик»	3–23*						
МРТ «Север»	18–32*						
ПСТ «Баренцево» море»	26–30	25–26					30–39*
РТС пр. 503		2–16		0–2		16–22*	
РТ пр. 502Э	0–16*					16–17*	
П/С «Мирный» (пр. 393)					0–5		
РТ шведской постройки		0–3					
РТ пр. 502М		0–0,5					
СТ пр. 420							
РТ польской постройки					0–5		
СРТР «Океан»		0–4					
СРТ - 4000	0–2	2–2,5					
МРТ «Карелия» пр. 1282							
РС пр. 388 М				0–7			
МРТ «Креветка» пр. 1336	0–1						
МРС-225 пр. 1322		0–0,5					
СЧС – пр. 572			8–14	6–8	0–6		
РБ -718 к	0–14					14–20*	
Частота «работы» критерия, % во всем диапазоне осадок	45	35	5	15	15	20	5
в рабочем диапазоне осадок	25	0	0	0	0	15	5

Примечание. Угол θd есть угол входа палубы в воду при крене, условно определяемый как $\theta d = \arctg \frac{2f}{d}$, где f – надводный борт; B – ширина судна. Данные в столбцах 3 и 4 относятся к совокупности критериев ИМО, кроме критериев 7–9 из табл. 1. Звездочкой отмечены диапазоны углов θd , которые охватывают рабочие диапазоны осадок, т.е. реальные случаи нагрузки судов.

Таблица 4

**Значение $h_{кр}$ (м) по разным критериям при нулевом надводном борте
(или при наименьшем из рассчитанных, что отмечено указанием θd_{min})**

Суда	Критерии устойчивости (см. табл. 1)						
	№ 1	№2	№3	№4	№5	№6	№10
БМРТ «Пулковский меридиан» $\theta d_{min}=21,2^0$	0,30*	0,24	–0,10	0,12	–	0–15	–0,08
БМРТ «Пионер Латвии» $\theta d_{min}=24^0$	0,25*	0,12	–0,11	–0,26	–	0,15	–0,07
РТМ «Тропик»	0,66*	0,69*	0,65*	0,63	0,29	0,35	0,34
МРТ «Север» $\theta d_{min}=17,7^0$	0,44*	0,39	0,28	0,31	–	0,15	0,32
ПСТ «Баренцево» море» $\theta d_{min}=24,7^0$	0,34	0,40*	–0,16	–0,18	–	0,15	0,23
РТС пр. 503 «Альпинист»	0,93*	0,95*	0,92*	0,96*	0,65	0,35	0,65
РТ пр. 502Э	0,64*	0,61*	0,51	0,53	0,35	0,35	0,30
П/С «Мирный» (пр. 393)	0,79	0,85	0,87	0,78	1,08*	0,35	0,48
РТ шведской постройки	1,29*	1,29*	1,22	0,90	1,10	0,35	1,06
РТ пр. 502М	0,81*	0,80*	0,74	0,73	0,50	0,35	0,61
СТ пр. 420	0,90	0,94	0,92	0,95	0,74	0,35	0,71
РТ польской постройки	0,82	0,86	0,85	0,76	0,95*	0,35	0,06
СРТР «Океан»	0,89*	0,90*	0,83	0,67	0,67	0,35	0,62
СРТ - 4000	0,79*	0,76*	0,67	0,60	0,36	0,35	0,49
МРТ «Карелия» пр. 1282	0,93*	0,93*	0,87	0,81	–	0,35	0,72
РС пр. 388 М	0,81	0,85*	0,85*	0,87*	0,73	0,35	0,65
МРТ «Креветка» пр. 1336	0,64*	0,62*	0,53	0,52	–	0,35	0,31
МРС-225 пр. 1322	0,86	0,89	0,87	0,79	0,71	0,35	0,68
СЧС – пр. 572	0,91	0,98	1,02	1,06*	1,08*	0,35	0,66
РБ -718 к	0,69*	0,66*	0,56	0,45	–	0,35	0,45
Частота «работы» критерия, % в качестве лимитирующего	50	0	0	10	15	0	0
«вблизи» лимитирующего его	65	60	15	15	15	0	0

Примечания: 1. Звездочкой обозначено наибольшее значение метацентрической высоты; 2. Без звездочек приведены значения метацентрической высоты, отличающиеся от наибольшего не более чем на 4 см. 3. Данные в столбцах 3 и 4 относятся к совокупности критериев ИМО, кроме критериев 7–9 из табл. 1.

**Диапазон углов θd^8 , на которых «работают» критерии устойчивости ИМО.
Учтены все критерии, кроме критериев 7, 8б, 9б и 9а**

Суда	Критерии устойчивости (см. табл. 1)						
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5	№ 6	№ 10
БМРТ «Пулковский меридиан»	21–37*						
БМРТ «Пионер Латвии»	24–41*					40–41	
РТМ «Тропик»	3–23*	0–3					
МРТ «Север»	18–33*						
ПСТ «Баренцево» море»	27–31	25–27					31–39*
РТС пр. 503		2–16		0–2		16–22*	
РТ пр. 502Э	0–16*					16–20*	
П/С «Мирный» (пр. 393)	16–25*	5–16*			0–5		
РТ шведской постройки		0–7*	7–15*				15–20*
РТ пр. 502М		0–13,7*					13,7–20*
СТ пр. 420	0–1	14,5–16*	1–5	5–14,5			16–21*
РТ польской постройки		6–12*		12–19*	0–6		19–21
СРТР «Океан»		0–9		9–19*			
СРТ - 4000	0–2	16–19		8–16*			
МРТ «Карелия» пр. 1282		0–5	5–6 12–15,5		6–12		15,5–18*
РС пр. 388 М				0–12,5*			12,5–20*
МРТ «Креветка» пр. 1336	0–21*	6,5–21*					
МРС-225 пр. 1322		0–0,5		0,5–13,5*			13,5–17
СЧС – пр. 572			8–18*	6–8 18–19	0–6		
РБ -718 к	0–14					14–22*	
Частота «работы» критерия, %: во всем диапазоне осадок	55	65	20	40	20	20	40
в рабочем диапазоне осадок	35	30	15	25	5	15	35

Примечание. θd – угол входа палубы в воду при крене, условно определяемый как $\theta d = \arctg \frac{2f}{B}$, где f – надводный борт; B – ширина судна. Звездочкой обозначены диапазоны углов θd , охватывающие рабочие диапазоны осадок, т.е. реальные случаи нагрузки судов.

Таблица 6

**Сравнение критериев ИМО по жесткости с нормами Регистра РФ
и с фактическими случаями нагрузки**

Суда	Величина $\Delta Z_{кр} = Z_{кпр} - Z_{кр1}$, где $Z_{кр1}$ определяется по лимитирующему критерию из числа указанных в табл. 1, кроме 7–9 (нормы Регистра)							
	1	2	3	4	5	6	9	10
	при d_{min}	при d_{min}	при d_{min}	при d_{min}	при d_{min}	при d_{min}	при d_{min}	при d_{min}
БМРТ «Пулковский меридиан» пр. 1288	+11 (1)	-10 (1)	+11 (1)	-10 (1)	+11 (1)	-10 (1)	+11 (1)	-10 (1)
БМРТ «Пионер Латвии» пр. 1288	+7 (1)	+1 (1)	+7 (1)	+1 (1)	+7 (1)	+1 (1)	+7 (1)	+1 (1)
РТМ «Тропик»	+12 (1)	-13(1)	+12 (1)	-13(1)	+12 (1)	-13(1)	+12 (1)	-13(1)
МРТ «Север»	+3 (1)	0 (1)	+3 (1)	0 (1)	+3 (1)	0 (1)	+3 (1)	0 (1)
ПСТ «Баренцево» море»	+4 (8а)	+25 (8а)	+3 (1)	+7 (1)	+4 (8а)	+25 (8а)	+3 (1)	+7 (1)
РТС пр. 503	+8(1)	+8(1)	+8(1)	+8(1)	+8(1)	+8(1)	+8(1)	+8(1)
РТ пр. 502Э	+10 (1)	+9 (9а)	+10 (1)	+9 (9а)	+10 (1)	-6 (6)	+10 (1)	-6 (6)
П/С «Мирный» (пр. 393)	+4 (9а)	+12 (9а)	+4 (9а)	+12 (9а)	-5 (2)	-24 (1)	-5 (2)	-24 (1)
РТ шведской постройки	+5 (9а)	+2 (9а)	+5 (9а)	+2 (9а)	-3 (2)	-12 (3)	-3 (2)	-12 (3)
РТ пр. 502М	-9 (9а)	+3 (9а)	-9 (9а)	+3 (9а)	-15 (2)	-15(8а)	-15 (2)	-32(16)
СТ пр. 420	+5(9а)	+18(9а)	+5(9а)	+18(9а)	-10 (2)	-11(8а)	-10 (2)	-18 (1)
РТ польской постройки	+3(9а)	0(9а)	+3 (9а)	0 (9а)	-7 (2)	+1(2)	-7 (2)	+1(2)
СРТР «Океан»	+12 (9а)	+18(9а)	+12 (9а)	+18(9а)	-10(4)	-16(4)	-10(4)	-16(4)
СРТ - 4000	+18(9а)	+20 (9а)	+18(9а)	+20 (9а)	+5 (3,4)	+3(3,4)	+5 (3,4)	+3(3,4)
МРТ «Карелия» пр. 1282	+2(9а)	+21(9а)	+2(9а)	+21(9а)	-3(5)	-20(8а)	-3(5)	-23(3)
РС пр. 388 М	-9(9а)	+15(9а)	-9(9а)	+15(9а)	-18(4)	-5(8а)	-18(4)	-27(4)
МРТ «Креветка» пр. 1336	+23(9а)	+40(9а)	+23(9а)	+40(9а)	+3 (1,2)	+2(1,2)	+3 (1,2)	+2(1,2)
МРС-225 пр. 1322	+16(9а)	+32(9а)	+16(9а)	+32(9а)	-8(4)	-11 (8а)	-8(4)	-26(2)
СЧС – пр. 572	+13(9а)	-12(3)	+13(9а)	-12(3)	-8(4)	-12(3)	-8(4)	-12(3)
РБ -718 к	+9(6)	+4(6)	+9(6)	+4(6)	+9(6)	+4(6)	+9(6)	+4(6)
Сумма	147	188	146	168	-15	-113	-16	-198
Среднее по всем судам	+7,3	+9,4	+7,3	+3,4	-0,8	-5,6	-0,8	-9,6

Примечание. Цифры со знаками «+» и «-» – это значение $\Delta Z_{кр}$, см.

**Сравнение критериев ИМО по жесткости с нормами Регистра РФ
и с фактическими случаями нагрузки**

Суда	Величина $\Delta Z_g = Z_{g\Phi} - Z_{KCI}$, лимитирующий критерий по табл. 1, кроме 7, 8, 9 (фактические случаи нагрузки)			
	$+\Delta Z_g \text{ max}$ или $-\Delta Z_g \text{ min}$	$+\Delta Z_g \text{ max}$ или $-\Delta Z_g \text{ min}$	$+\Delta Z_g - \Delta Z_g \text{ min}$ max или	$+\Delta Z_g \text{ max}$ или $-\Delta Z_g \text{ min}$
БМРТ «Пулковский меридиан» пр. 1288	-9(1)	-9(1)	-9(1)	-9(1)
БМРТ «Пионер Латвии» пр. 1288	-5(1)	-5(1)	-5(1)	-5(1)
РТМ «Тропик»	-2(1)	-2(1)	-2(1)	-2(1)
МРТ «Север»	-4(1)	-4(1)	-4(1)	-4(1)
ПСТ «Баренцево» море»	+10(8a)	-3(1)	+10(8a)	-3(1)
РТС пр. 503	-12(6)	-12(6)	-12(6)	-12(6)
РТ пр. 502Э	-1(9a)	-1(9a)	-9(6)	-9(6)
П/С «Мирный» (пр. 393)	+4(9a)	+4(9a)	-16(1)	-16(1)
РТ шведской постройки	+8(9a)	+8(9a)	-3(3)	-3(3)
РТ пр. 502М	-2(9a)	-2(9a)	-10(8a)	-18(2)
СТ пр. 420	+14(9a)	+14(9a)	-9(8a)	-13(2)
РТ польской постройки	+2(9a)	+2(9a)	-5(2)	-5(2)
СРТР «Океан»	+13(9a)	+13(9a)	-14(4)	-14(4)
СРТ - 4000	+14(9a)	+14(9a)	-2(4)	-2(4)
МРТ «Карелия» пр. 1282	+13(9a)	+13(9a)	-10(4)	-10(4)
РС пр. 388 М	+15(9a)	+15(9a)	-2(8a)	-18(4)
МРТ «Креветка» пр. 1336	+40(9a)	+40(9a)	+2(1,2)	+2(1,2)
МРС-225 пр. 1322	+29(9a)	+29(9a)	-9(6)	-9(6)
СЧС – пр. 572	-1(9a)	-1(9a)	-10(3)	-10(3)
РБ -718 к	-1(6)	-1(6)	-1(6)	-1(6)

нагрузки и критическим возвышением в соответствии с той или иной совокупностью критериев ИМО.

Если величина $\Delta Z_g = Z_{g\Phi} - Z_{KPI} > 0$, то остойчивость судна будет признана по данным критериям ИМО недостаточной.

Если реальные случаи нагрузки характеризовались величинами $\Delta Z_g > 0$, то в таблицу вписывалось наибольшее значение ΔZ_g ; если же в реальных случаях $\Delta Z_g < 0$, т.е. судно признавалось остойчивым с некоторым запасом, то в таблицу вписывалось значение ΔZ_g , характеризующее наименьший запас.

Таким образом, принятие системы критериев ИМО без критерия 10 не ограничит реальную эксплуатацию российских судов.

Этот вывод остается в силе, если критерий 10 сохранить в системе критериев ИМО или заменить его уточненным, более жестким, чем 10, только при малых надводных бортах.

ВЫВОДЫ

Критерии ИМО 1–6 целесообразно сохранить в неизменном виде.

Критерий 10, учитывающий влияние заливания палубы на остойчивость, целесообразно ввести в Правила Регистра с поправками, которые обеспечивали бы его «жесткость» при малых высотах надводного борта и делали менее жесткими при больших высотах надводного борта в соответствии с физическими соображениями.

Все это предполагает необходимость усиления ответственности экипажа и судовладельцев за сохранение остойчивости судна в процессе эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Torremolinos Protocol and Torremolinos International Convention for the Safety of Fishing Vessels/ Consolidated Edition. – IMO, London, 1995.
2. Правила классификации и постройки морских судов 2003 г. – СПб.: Российский Морской Регистр судоходства. – 2003. ■