

Морской



Вестник

МАЙ
2017
СПЕЦИАЛЬНЫЙ
ВЫПУСК №1(13)
ISSN 1812-3694

Morskoy Vestnik



ТРУДЫ

**Российского НТО судостроителей
им. акад. А. Н. Крылова**

Выпуск №4

**Материалы
научно-технической конференции
по строительной механике корабля
памяти академика Ю.А. Шиманского**



ТРУДЫ
Российского НТО судостроителей
им. акад. А.Н. Крылова

ВЫПУСК №4

Материалы
научно-технической конференции
по строительной механике корабля
памяти академика Ю.А. Шиманского

САНКТ-ПЕТЕРБУРГ
2017

Морской Вестник



Май
2017
СПЕЦИАЛЬНЫЙ
ВЫПУСК №1(13)

Morskoy Vestnik

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ИНФОРМАЦИОННО-АНАЛИТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Редакционный совет

Председатель

А.Л. Рахманов, президент

АО «Объединенная судостроительная корпорация»

Сопредседатели:

В.Л. Александров, президент

Международного и Российского НТО
судостроителей им. акад. А.Н. Крылова

Г.А. Турчин, и.о. ректора СПбГМУ

Члены совета:

М.А. Александров, директор

ЗАО «ЦНИИ СМ»

А.С. Бузаков, генеральный директор

АО «Адмиралтейские верфи»

Н.М. Вихров, генеральный директор

ЗАО «Канонерский судоремонтный завод»

В.Ю. Дорофеев, генеральный директор

АО «СПМБМ "Малахит"»

В.В. Дударенко, председатель совета директоров

ООО «Судпромкомплект»

Г.В. Егоров, генеральный директор

ООО «Морское инженерное бюро-СПб»

А.Ф. Зеньков, генеральный директор АО «ГНИНГИ»

М.А. Иванов, генеральный директор

ОАО «Системы управления и приборы»

В.Н. Илюхин, председатель НО «АРПСТТ»

А.Э. Исаакян, генеральный директор

ООО «Группа «Кронштадт»

Э.А. Конов, директор ООО «Издательство "Мор Вест"»

А.А. Копанев, генеральный директор

АО «НПФ "Меридиан"»

Г.А. Коржавин, генеральный директор

АО «Концерн "Гранит-Электрон"»

А.В. Кузнецов, генеральный директор АО «Армалит»

Л.Г. Кузнецов, председатель совета директоров

АО «Компрессор»

Г.Н. Муру, исполнительный директор АО «51 ЦКТИС»

Н.В. Орлов, председатель

Санкт-Петербургского Морского Собрания

К.А. Смирнов, генеральный директор АО «МНС»

А.С. Соловьев, генеральный директор

ПАО «Выборгский судостроительный завод»

В.И. Спиридопуло, генеральный директор

АО «Северное ПКБ»

С.Б. Сухов, генеральный директор

ООО «Пумори-северо-запад»

И.С. Суховинский, директор ООО «ВИНЕТА»

В.С. Татарский, генеральный директор АО «ЭРА»

А.Н. Тихомиров, генеральный директор

ЗАО «Транстех Нева Эксбишнс»

Р.А. Урусов, генеральный директор

АО «Новая ЭРА»

С.Г. Филимонов, генеральный директор

ЗАО «Концерн "Морфлот"»

В.В. Ханьчев, генеральный директор

АО «ЦНИИ "Курс"»

Г.Р. Цатуров, генеральный директор

ОАО «Пелла»

В.В. Шаталов, генеральный директор

ОАО «КБ "Вымпел"»

К.Ю. Шилов, генеральный директор

АО «Концерн "НПО "Аврора"»

А.В. Шляхтенко, генеральный директор –

генеральный конструктор АО «ЦМКБ "Алмаз"»

И.В. Щербатов, генеральный директор

ООО «ПКБ "Петробалт"»

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Л. А. Проmysлов, Е. А. Шишенин. Материалы научно-технической конференции по строительной механике корабля памяти академика Ю.А. Шиманского</i>	<i>4</i>
А. В. Александров, Р. А. Матанцев, В. В. Платонов. <i>Масштабирование локальных ледовых давлений на стационарную платформу по результатам испытаний в ледовом бассейне</i>	<i>7</i>
М. С. Бойко, К. А. Добржинский. <i>Исследование характера нагрузки на стенки грузовой емкости танкера для перевозки СПГ</i>	<i>10</i>
А. В. Андрушин, П. С. Зуев, М. А. Кутейников, О. А. Григорьева, А. С. Большев, С. А. Фролов. <i>Ледовые нагрузки на суда, форма корпуса которых отличается от регламентируемых Правилами РМРС</i>	<i>13</i>
С. В. Преснов. <i>Влияние курсового угла на усилия в счалах толкаемых составов</i>	<i>17</i>
К. В. Плотников. <i>Анализ развития требований нормативных документов к размерам конструкции корпуса навалочных судов в средней части</i>	<i>19</i>
И. Ф. Давыдов. <i>К оценке прочности на начальных стадиях проектирования судов</i>	<i>26</i>
Г. Б. Крыжевич. <i>Усталостная прочность стальных конструкций в низкотемпературных условиях</i>	<i>30</i>
Е. А. Шишенин, С. В. Сочинский. <i>Применение Fixsel-панелей при изготовлении судовых надстроек</i>	<i>33</i>
П. Е. Бураковский. <i>Разработка конструктивных мероприятий по снижению последствий столкновений судов</i>	<i>36</i>
М. В. Бойкова, М. А. Дмитриев, А. А. Дудин. <i>Экспериментальное исследование ползучести клевого слоя тензорезисторов при длительной выдержке под нагрузкой</i>	<i>39</i>
В. А. Коришнов, Д. А. Пономарев, А. А. Родионов. <i>Численное моделирование взаимодействия морских сооружений с ледовым полем</i>	<i>41</i>
В. А. Коришнов, Д. А. Пономарев, А. А. Родионов. <i>Численное моделирование процессов деформирования судового корпуса при динамическом воздействии водовоздушной среды</i>	<i>49</i>
А. В. Самольсов, С. М. Каплунов, Н. Г. Вальес, Е. А. Дронова. <i>Оценка области устойчивости для пучков труб теплообменников</i>	<i>56</i>
К. А. Румянцев, А. Г. Таубин. <i>Новые модели обшивок с повышенным демпфированием для корабельных корпусных конструкций</i>	<i>59</i>
М. А. Иванов, Н. Н. Спиридонов, О. Н. Гурьев. <i>Исследование параметров ходовой вибрации дизель-электрического ледокола по данным эксплуатационного мониторинга</i>	<i>62</i>
Г. Б. Крыжевич, Н. Г. Попов. <i>Разработка методов оценки усилий в обеспечении безопасного морского монтажа полупогружных и стационарных платформ</i>	<i>66</i>
М. В. Знаменский, Л. Н. Подгорный, В. М. Шапошиников. <i>О перспективах применения композитной полимерной арматуры в корпусных конструкциях морских плавучих сооружений из армированного бетона</i>	<i>71</i>
Н. Г. Попов. <i>Оценка реакций опорных устройств при безопасной отгрузке и транспортировке крупногабаритных конструкций морских платформ на палубе транспортного судна</i>	<i>76</i>
М. В. Знаменский, Л. Н. Подгорный, Н. Г. Попов. <i>Перспективы применения, конструктивно-технологические решения и прочность сталебетонных конструкций морских ледостойких стационарных платформ</i>	<i>80</i>
М. М. Манченко, Е. А. Маслич, Н. Н. Федонюк. <i>Разработка новой конструкции клевоболтового соединения композитной надстройки с металлическим корпусом судна</i>	<i>85</i>
П. А. Додонов, Н. Н. Федонюк. <i>Разработка и верификация методов прогнозирования процессов разрушения полимерного композиционного материала в условиях многоосного нагружения</i>	<i>89</i>
В. И. Нигматуллин, О. А. Строгонова, Э. Ю. Михайлов. <i>Исследование механических свойств конструкционного полиэтилена</i>	<i>96</i>

May
2017
SPECIAL
EDITION №1(13)

SCIENTIFIC, ENGINEERING, INFORMATION AND ANALYTIC MAGAZINE

CONTENTS

L.A. Promuslov, E.A. Shishenin. Materials of the scientific and technical conference on the construction mechanics of the ship of memory of Academician Yu.A. Shimansky	4
A. V. Aleksandrov, R. A. Matantsev, V. V. Platonov. Scaling of local ice pressures on a stationary platform based on test results in an ice basin	7
M. S. Boyko, K. A. Dobrzhinsky. Investigation of the nature of the load on the walls of the cargo tanker for LNG transport	10
A. V. Andryushin, P. S. Zuev, M. A. Kuteinikov, O. A. Grigor'eva, A. S. Bolshev, S. A. Frolov. Ice load on ships, the shape of the hull of which differs from those regulated by the RS Rules	13
S. V. Presnov. Influence of the course angle on the forces in the pylons of the pushed convoys	17
K. V. Plotnikov. Analysis of the development of the requirements of regulatory documents for the size of the hull structure of bulk carriers in the middle part	19
I. F. Davydov. To the evaluation of strength at the initial stages of the design of ships	26
G. B. Kryzhevich. Fatigue strength of steel structures under low-temperature conditions	30
E. A. Shishenin, S. V. Sochinsky. Application Fixelc-panels in the manufacture of ship superstructures	33
P. E. Burakovsky. Development of constructive measures to reduce the consequences of collisions of LNG ships	36
M. V. Boykova, M. A. Dmitriev, A. A. Dudin. Experimental study of the creep of an adhesive layer of strain gauges under prolonged exposure to a load	39
V. A. Korshunov, D. A. Ponomarev, A. A. Rodionov. Numerical simulation of the interaction of offshore structures with the ice field	41
V. A. Korshunov, D. A. Ponomarev, A. A. Rodionov. Numerical modeling of deformation processes of the ship's hull under the dynamic influence of the water-air environment	49
A. V. Samolysov, S. M. Kaplunov, N. G. Val'es, E. A. Dronova. Estimation of the region of stability for tube bundles of heat exchangers	56
K. A. Rumyantsev, A. G. Taubin. New models of casing with increased damping for ship hull structures	59
M. A. Ivanov, N. N. Spiridonov, O. N. Gur'ev. Investigation of the parameters of running vibration of a diesel-electric icebreaker according to operational monitoring data	62
G. B. Kryzhevich, N. G. Popov. Development of methods for assessing efforts to ensure safe sea installation of semisubmersible and stationary platforms	66
M. V. Znamensky, L. N. Podgorny, V. M. Shaposhnikov. On the prospects of using composite polymer reinforcement in hull structures of marine floating structures from reinforced concrete	71
N. G. Popov. Evaluation of reactions of support devices for the safe shipment and transportation of large-sized structures of offshore platforms on the deck of a transport vessel	76
M. V. Znamensky, L. N. Podgorny, N. G. Popov. Prospects of application, structural and technological solutions and strength of steel structures of marine ice-resistant stationary platforms	80
M. M. Manchenko, E. A. Maslich, N. N. Fedonyuk. Development of a new design of the composite connection of the composite superstructure with the metal hull of the vessel	85
P. A. Dodonov, N. N. Fedonyuk. Development and verification of methods for predicting the destruction of polymer composite material under multiaxial loading conditions	89
V. I. Nigmatullin, O. A. Stroganova, E. Yu. Mikhailov. Investigation of the mechanical properties of structural polyethylene	96

Главный редактор

Э.А. Конов, канд. техн. наук

Зам. главного редактора

Д.С. Глухов

Тел./факс: (812) 6004586

Факс: (812) 5711545

E-mail: morvest@gmail.com

www.morvest.ru

Редакционная коллегия

Е.А. Горин, д-р экон. наук

Е.В. Игошин, канд. техн. наук

Б.П. Ионов, д-р техн. наук, проф.

Д.В. Казунин, д-р техн. наук

Р.Н. Караев, канд. техн. наук

Ю.Н. Кормилицин, д-р техн. наук, проф.

А.И. Короткин, д-р техн. наук, проф.

П.И. Малеев, д-р техн. наук

Ю.И. Нечаев, д-р техн. наук, проф.

Ю.Ф. Подоплёткин, д-р техн. наук, проф., акад. РАН

В.Н. Половинкин, д-р техн. наук, проф.

Л.А. Промыслов, канд. техн. наук

Ю.Д. Пряжин, д-р истор. наук, проф.

А.В. Пустошный, чл.-корр. РАН

А.А. Родионов, д-р техн. наук, проф.

К.В. Рождественский, д-р техн. наук, проф.

А.А. Русецкий, д-р техн. наук, проф.

В.И. Черненко, д-р техн. наук, проф.

Н.П. Шаманов, д-р техн. наук, проф.

Редакция

Тел./факс: (812) 6004586

E-mail: morvest@gmail.com

Редактор

Т.И. Ильичёва

Дизайн, верстка

С.А. Кириллов, В.Л. Колпакова

Адрес редакции

190000, Санкт-Петербург,

наб. реки Мойки, 84, пом. 13Н

Журнал зарегистрирован Министерством РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций. Свидетельство о регистрации ПИ № 77-12047 от 11 марта 2002 г.

Учредитель-издатель

ООО «Издательство "Мор Вест"»,

190000, Санкт-Петербург,

наб. реки Мойки, 84, пом. 13Н

Электронная версия журнала

размещена на сайте ООО «Научная электронная

библиотека» www.elibrary.ru и включена

в Российский индекс научного цитирования

Решением Президиума ВАК журнал «Морской вестник»

включен в перечень ведущих научных журналов и

изданий, выпускаемых в РФ, в которых должны быть

опубликованы основные научные результаты диссертаций

на соискание ученой степени доктора и кандидата наук.

www.perechen.vak2.ed.gov.ru

Подписка на журнал «Морской вестник»

(индекс 36093) может быть оформлена по каталогу

Агентства «Роспечать» или непосредственно

в редакции журнала через издательство «Мор Вест»

Отпечатано в типографии

Тираж экз. Заказ №

Ответственность за содержание информационных и

рекламных материалов, а также за использование

сведений, не подлежащих публикации в открытой

печати, несут авторы и рекламодатели. Перепечатка

допускается только с разрешения редакции

МАТЕРИАЛЫ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ ПО СТРОИТЕЛЬНОЙ МЕХАНИКЕ КОРАБЛЯ ПАМЯТИ АКАДЕМИКА Ю.А. ШИМАНСКОГО

Секция прочности и конструкции корпуса судна ЦП РосНТО судостроителей им. акад. А. Н. Крылова 14–15 декабря 2016 г. провела в Крыловском государственном научном центре научно-техническую конференцию по строительной механике корабля памяти академика Ю. А. Шиманского.

В настоящем сборнике представлены доклады, посвященные рассмотрению наиболее актуальных задач современного судостроения – обеспечению прочности судов и морских сооружений, эксплуатирующихся в условиях Арктики, усталостной прочности конструкций в низкотемпературных условиях, вибропрочности конструкций и судовых систем, перспективам применения сталебетонных конструкций, современным методам численного моделирования процессов деформирования пространственных конструкций, применению панелей при изготовлении судовых надстроек, использованию полимерных композитных материалов при проектировании и строительстве судовых конструкций, а также ряд других не менее актуальных сообщений.

Широкая дискуссия участников конференции продемонстрировала существенный интерес к затронутым в них проблемам. Материалы настоящего сборника предназначены для широкого круга научных и инженерно-технических работников судостроительной отрасли.

Рос НТО судостроителей им. акад. А. Н. Крылова выражает благодарность за помощь в издании сборника:

- генеральному директору ООО «Морское Инженерное Бюро–СПб» Г. В. Егорову,
- генеральному директору ООО «Модуль Энерджи Плюс» В. И. Лобанову,
- генеральному директору ООО «Флагман» А. К. Шунькову.
Л. А. Промыслов,
канд. техн. наук,
первый вице-президент РосНТО судостроителей им. акад. А. Н. Крылова

**КРАТКАЯ ИСТОРИЧЕСКАЯ
РЕТРОСПЕКТИВА РАБОТЫ СЕКЦИИ
ПРОЧНОСТИ И КОНСТРУКЦИИ
КОРПУСА СУДНА
РОСНТО СУДОСТРОИТЕЛЕЙ
ИМ. АКАД. А. Н. КРЫЛОВА**

Секция прочности и конструкции корпуса судна ЦП НТО им. акад.

А. Н. Крылова была создана на пороге второй пятилетки, когда перед страной встала сложная задача – в условиях дефицита металла и весьма ограниченных производственных ресурсов увеличить за пять лет в несколько раз мощность морского и речного судостроения. Это потребовало объединения и координации деятельности ученых, инженеров и производственников, использования новейших достижений отечественной и зарубежной техники. Решение этих задач и составило основу деятельности секции прочности ВНИТОСС.

Научной основой деятельности секции, позволившей ей активно содействовать прогрессу судостроения, явились всемирно известные труды А. Н. Крылова, П. Ф. Папковича, Ю. А. Шиманского, В. В. Новожилова. Секция способствовала разработке и внедрению в промышленность новых рациональных корпусных конструкций высокой прочности и надежности при существенном сокращении металлоемкости.

В послевоенный период страна приступила к массовому строительству флота с широким использованием сварки. В связи с этим предстояло исследовать проблему хрупких разрушений сварных конструкций, учесть особенности их работы в расчетах прочности корпуса и решить проблему концентрации напряжений при его конструировании. Особое значение на этом этапе имели исследования проблемы хрупких и усталостных разрушений, проведенные Е. М. Шевандиным, Г. С. Чувиловским, А. А. Крошкиным и С. С. Канторов.

Дальнейшее развитие сварного судостроения поставило перед специалистами комплекс новых проблем по нормированию прочности и расчету подкрепленных пластин, судовых перекрытий, учету влияния прерывистых связей. В решение этих вопросов основной вклад внесли активисты секции Н. В. Барабанов, В. П. Белкин, Г. В. Бойцов, В. С. Калинин, А. А. Курдюмов, А. З. Лукшин, О. М. Палий, В. А. Постнов, Н. С. Соломенко, Н. Л. Сиверс, Г. О. Таубин, В. С. Чувиловский, Я. Ф. Шаров; многие из них впоследствии стали крупными учеными в области прочности судовых конструкций.

Стремление снизить массу металлического корпуса судна привело к использованию в судостроении сталей повышенной прочности (СПП). Задача успешного применения этих сталей

была решена лишь после проведения по инициативе секции межведомственного совещания по применению низколегированных сталей в транспортном судостроении.

Связанное с применением СПП усложнение технологии постройки корпусов, дальнейшее повышение интенсивности использования судов потребовали решения ряда проблем экономической оценки надежности, конструктивно-технологической прочности, ремонтпригодности и др. Их успешное решение связано с деятельностью специальных научных семинаров секции, проводившихся под руководством и активном участии Ю. А. Шиманского, А. Г. Архангородского, Н. В. Барабанова, Г. В. Бойцова, А. И. Максимаджи, В. В. Козлякова, О. М. Палия, В. П. Суслова, В. С. Чувиловского.

Быстрое развитие и изменение архитектурно-конструктивных типов судов и условий их эксплуатации выдвинули в середине 50-х гг. XX в. на первый план проблему создания общей теории построения прочностных моделей судового корпуса, что стало возможно благодаря существенным уточнениям каждой из основных проблем строительной механики корабля (внешние силы, внутренние напряжения к деформации, нормирование прочности). Значительный вклад в решение проблемы внешних сил внесли активисты секции В. В. Екимов, А. А. Курдюмов, Г. В. Бойцов, В. В. Козляков, Я. И. Короткин, А. И. Максимаджи, Д. М. Ростовцев, Г. С. Чувиловский.

Успехи, достигнутые в решении проблемы внутренних сил, в значительной степени обязаны широкому внедрению современных численных методов в расчеты прочности (результат работы научных коллективов, возглавляемых В. В. Козляковым, Н. Ф. Ершовым, О. М. Палием, В. А. Постновым, В. Е. Спири, В. С. Чувиловским).

В Ленинграде секцией проводились ежегодные конференции, посвященные памяти профессора П. Ф. Папковича и академика Ю. А. Шиманского (поочередно), избранные доклады были опубликованы в специальных сборниках.

Черноморская межобластная секция провела две Всесоюзные конференции НТО в Николаеве и Одессе. Всесоюзный симпозиум по численным методам строительной механики корабля секция провела 2–3 декабря 1970 г. в Николаеве, где были подробно проанализиро-

ваны перспективы внедрения нового эффективного численного метода конечных элементов (МКЭ), предварительно были опубликованы краткие тезисы. Всесоюзная двухдневная, очень интересная конференция «Корпус–83» по методам проектирования судов корпусных конструкций по инициативе секции была проведена в Николаеве в июле 1983 г., и также изданы подробные тезисы.

Многие годы Приморским краевым правлением НТО Судпрома руководил доктор технических наук, профессор Н. В. Барабанов, его заместителем был Н. С. Джолос. В те годы по инициативе НТО регулярно проводились научно-технические конференции, семинары и другие мероприятия различного уровня, от всесоюзного до вузовского. В них постоянно принимали участие специалисты Дальневосточного политехнического института (ДВПИ) (с 1992 г. – ДВГТУ, с 2012 г. – ДВФУ). Результаты исследований публиковались во всесоюзных изданиях, включая основной отраслевой журнал «Судостроение», в тематических сборниках НТО Судпрома, в местных изданиях, например, в трудах институтов.

В ДВПИ, начиная с 1957 г., на регулярной основе под эгидой НТО проводились научно-технические конференции, посвященные вопросам судостроения. Организацией этих конференций занимались поочередно две кафедры. Кафедра конструкции судов проводила конференции «Повреждения и эксплуатационная надежность судовых конструкций», кафедра проектирования судов – «Учет особенностей Дальневосточного бассейна при проектировании и эксплуатации судов». Те и другие конференции проходили, как правило, с периодичностью один раз в три года. В работе конференций принимали участие и представители Регистра (Главного управления и местных инспекций), вузов, научно-исследовательских и проектно-конструкторских организаций, судоремонтных предприятий, пароходств. Среди докладчиков были представители городов Дальнего Востока, Ленинграда, Горького, Москвы, Николаева, Херсона, Одессы, Новосибирска и др.

По итогам конференций не только выпускались сборники материалов, но и принимались решения, включавшие рекомендации для организаций, проектирующих и эксплуатирующих суда. На каждой последующей конференции обсуждалось выполнение рекомендаций, принятых ранее.

Значительный вклад в широкое внедрение численных методов моделирования процессов деформирования судовых конструкций в водовоздушной среде, что во многом определило сов-

ременное состояние науки о прочности судовых конструкций, был заложен руководителем секции, заведующим кафедрой строительной механики корабля ЛКИ – СПбГМТУ В. А. Постновым. Он явился основателем и руководителем одной из научных школ, развивавшей методы расчетного проектирования на основе последних достижений вычислительной математики и механики сплошных сред. Результаты этих исследований публиковались в первую очередь в трудах НТО, а затем обобщались в монографиях сотрудников кафедры: «Метод конечных элементов в расчетах судовых конструкций» (1974), «Численные методы расчета судовых конструкций», «Метод супер-элементов в расчетах инженерных сооружений» (1979), «Математические методы проектирования оптимальных конструкций судового корпуса» (1990) и ряде других.

Основные научно-технические разработки и рекомендации секции находили практическое воплощение в практике судостроения, доводились до сведения научно-технической общестности через публикации в специализированных сборниках ЦП НТО. Успешная работа секции в значительной мере обязана активной деятельности соответствующих секций Ленинградского областного, Калининградского, Черноморского межобластного, Волжско-Камского межобластного, Приморского краевого и других правлений НТО Судпрома.

Сегодня секция проводит традиционные ежегодные всероссийские научно-технические конференции по строительной механике корабля. За 1998–2015 гг. было проведено 17 конференций.

Международная научно-практическая конференция, посвященная 80-летию юбилею профессора В. В. Козлякова, секцией НТО совместно с «Морским Инженерным Бюро» («МИБ»), была проведена 9–10 апреля 2008 г. в Одессе. На конференции выступили 42 специалиста из всех кораблестроительных центров бывшего Советского Союза. В 2010 г. в Одессе был издан научный отчет конференции объемом 312 страниц тиражом 250 экземпляров.

В 2013 г. секция приняла активное участие в праздновании 150-летия академика А. Н. Крылова. Членами секции подготовлены статьи в сборнике «Академик Крылов. К 150-летию со дня рождения».

В 2014 г. проводились «Бубновские чтения», посвященные памяти профессора И. Г. Бубнова и 110-летию кафедры строительной механики корабля СПбГМТУ. В работе этой конференции в 2014 г. приняли участие более 120 специалистов, в том числе 23 доктора и 31 кандидат технических наук

из Санкт-Петербурга, Москвы, Владивостока, Калининграда, Астрахани, Севастополя, Комсомольска-на-Амуре и Одессы, которые представляли различные организации и предприятия (НИИ, КБ, вузы). На заседаниях было заслушано и обсуждено более 80 докладов. К конференции был издан сборник тезисов докладов объемом 174 страницы. Выпущен сборник трудов «Крыловского государственного научного центра», в который вошли отобранные Оргкомитетом конференции тексты 16 докладов.

Работа секции проходит в тесном взаимодействии с международными научными организациями и обществами, такими как ASME, AICS, SNAME, ISOPE, ISSC. Члены секции ежегодно выступают с докладами на международных конференциях и конгрессах.

ДОКЛАДЫ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ ПО СТРОИТЕЛЬНОЙ МЕХАНИКЕ КОРАБЛЯ

Прошедшая конференция была посвящена, как уже сказано, памяти выдающегося советского ученого, академика, Ю. А. Шиманского. Открыл ее генеральный директор «Крыловского государственного научного центра» Владимир Семенович Никитин. Он поздравил участников с этим и пожелал всем плодотворной работы. Председатель организационного комитета конференции, начальник отделения прочности и надежности судовых конструкций В. М. Шапошников отметил, что Крыловский центр объединяет специалистов не только России, но и других стран – в работе конференции приняли участие специалисты из Украины и Казахстана. «Обмен знаниями и опытом, – добавил Валерий Михайлович, – является важной составляющей в формировании стратегии развития прогрессивных направлений отрасли».

Научная программа конференции была объемной и разносторонней – в нее было включено более 60 докладов, затрагивающих актуальные проблемы конструирования и прочности судов и морских сооружений. Ее участниками стали более 100 ведущих специалистов отрасли. На четырех тематических секциях кроме специалистов «Крыловского государственного научного центра» выступили представители ЦАГИ, ИПМаш РАН им. А. А. Благоврава, СПбГМТУ, СПбГПУ Петра Великого, ЦКБ МТ «Рубин», ПОМИ им. В. А. Стеклова РАН, Российского морского регистра судоходства, Российского речного регистра, «Морского Инженерного Бюро–СПб», ООО «АТДИА», ДВФУ, НИИ спасания и подводных технологий ВУНЦ ВМФ «Военно-морская академия», ЗАО

«ЦНИИМФ», Калининградского государственного технического университета, АОЗТ «Нептун-Судомонтаж». По традиции к началу конференции был выпущен сборник тезисов докладов, заявленных участниками конференции.

Мероприятие прошло на высоком научном уровне – удалось обсудить ряд существующих проблем и определить пути их решения. Молодые специалисты смогли апробировать результаты диссертационных исследований и получить комментарии старших товарищей. Кроме того, все участники высоко оценили предоставленную им возможность тесного общения и обмена полезной информацией с коллегами из других городов, в том числе из Владивостока, Калининграда, Москвы и Одессы.

На заседаниях секции «А» рассматривались, в частности, актуальные вопросы ледовой прочности и вопросы определения расчетных ледовых нагрузок. Здесь можно выделить доклады А. В. Александрова, Р. А. Матанцева и В. В. Платонова и доклад А. В. Андришина, П. С. Зуева, А. С. Большова, С. А. Фролова, М. А. Кутейникова и О. А. Григорьева.

Первый доклад посвящен методике, позволяющей определять локальные ледовые давления на суда ледового плавания, ледоколы и морские стационарные сооружения на основании измерения контактных давлений при испытаниях в ледовом опытовом бассейне. В основе данной методики лежит принцип двухпараметрического масштабирования, основанный на критерии изоморфизма предельной поверхности льда.

Второй доклад посвящен разрабатываемой специалистами ЦНИИМФ, РМРС и СПбГПУ новой методике определения ледовых нагрузок на корпуса судов, форма которых отличается от регламентируемых Правилами РМРС РФ. Очень остро этот вопрос встал в последнее время, так как в арктическом судоходстве происходит переход к судам новых типов (крупнотоннажные, двойного действия), которые по многим параметрам, включая форму корпуса, существенно отличаются от базовых судов, принятых за основу при разработке Правил РМРС.

Большое количество заслушанных докладов на секции были посвящены вопросам проектирования и обеспечения прочности судов ледового плавания, ледоколов, морских и речных транспортных судов, судов внутреннего и смешанного плавания, грузовых емкостей СПТ.

На заседаниях секции «В» интерес вызвал доклад М. В. Бойковой, А. А. Дудина и М. А. Дмитриева, посвященного ползучести клеевого слоя тензорезисторов в условиях длительного воздействия нагрузок на конструкцию. Полученный

на базе 12000 часов выдержки результат позволяет с высокой достоверностью разделить результаты измерения деформаций, вызванные ползучестью материала конструкции при нормальной температуре, и определить поправки к измеряемой деформации, обусловленные ползучестью клеевого слоя. Поправки учитывают этап неустановившейся ползучести и влияние изменения температуры окружающей среды.

Среди докладов, представленных на секции «С», внимание привлекли работы, посвященные научному анализу опыта создания ППБУ «Полярная звезда» и «Северное сияние». Уникальность выполнявшихся при этом морских операций была связана с дальней океанской перевозкой (в течение более 40 суток) больших массогабаритных модулей (длиной около 120 м и массой около 20 тыс. т) и сборкой из них платформ методом надвига на плаву в море, в условиях волнения. При этом осуществлялись высокотехнологичные операции стыковки с труднодоступной точностью (с обеспечением технологического зазора по свариваемым кромкам модулей и разностенностью стыкуемых элементов, не превышающей 2–3 мм). Этой проблематике посвящены два доклада: Г. Б. Крыжевича, Н. Г. Попова «Сборка морских платформ методом надвига на плаву с деформированием конструкций опорного основания» и Н. Г. Попова «Оценка реакций опорных устройств при безопасной отгрузке и транспортировке крупногабаритных конструкций морских платформ на палубе транспортного судна», в которых сформулированы важные практические рекомендации по осуществлению в дальнейшем подобных сложных морских операций.

Проблемам освоения морских арктических регионов посвящены доклады «Исследование параметров ходовой вибрации дизель-электрического ледокола по данным эксплуатационного мониторинга» М. А. Иванова, Н. Н. Спиридонова и О. Н. Гурьева и «Усталостная прочность стальных конструкций в низкотемпературных условиях» Г. Б. Крыжевича. В первом из них представлен анализ статистических данных о вибрации ледокола при плавании во льдах, полученный в ходе его испытаний в Карском море. Актуальность работы обусловлена необходимостью формирования представительной базы таких данных для разработки вероятностного подхода к нормированию вибрации судов в условиях ледовой эксплуатации. Во втором докладе предложен новый подход к оценке усталостного ресурса конструкций учитывающий специфику накопления повреждений при низкотемпературных условиях.

Несомненный интерес представляют доклады В. А. Коршунова, Д. А. Пономарева и А. А. Родионова, посвященные численному моделированию взаимодействия морских сооружений с ледовым полем, а также динамического деформирования корпусных конструкций быстроходных судов при ходе на волнении.

На заседаниях секции «Д» были представлены доклады, посвященные такому перспективному направлению, как исследования вопросов прочности конструкций судов из полимерных композиционных материалов (ПКМ). Известно, что обеспечение прочного и надежного соединения надстроек из ПКМ с металлическим корпусом для судов сравнительно большого водоизмещения – весьма важная задача. Этой задаче посвящен доклад М. М. Манченко, Е. А. Маслич, Н. Н. Федонюка, в котором рассматриваются результаты расчетно-экспериментальных исследований новой конструкции узла соединения, которые показали, что разработанный узел при обеспечении заданных требований по прочности и работоспособности, имеет на 20% меньшую массу по сравнению с узлом соединения композитной надстройки с корпусом, который настоящее время широко применяется в судостроении.

Большое значение для нормирования прочности конструкций из ПКМ имеют результаты исследований процессов зарождения и развития повреждений в этих материалах, которые в конструкциях находятся в условиях многоосного нагружения. Это направление представлено в докладе П. А. Додонова и Н. Н. Федонюка, в котором приводятся результаты построения численной модели накопления повреждений и разрушения многослойного гибридного ПКМ и ее верификации с применением модифицированного Аркан-теста, что позволило провести эксперименты в условиях совместного действия растяжения и сдвига при различной ориентации образца.

Новому вопросу для судостроения посвящен доклад В. И. Нигматулина, О. А. Строгоновой и Э. Ю. Михайлова, в котором приводятся результаты исследований механических свойств конструкционного полиэтилена, который впервые применяется для изготовления корпусов высокоскоростных катеров. Исследования показали, что полиэтилен имеет существенно нелинейные свойства, которые в значительной степени зависят от скорости нагружения, что необходимо учитывать при нормировании прочности и жесткости конструкций из этого материала. ■

*Е. А. Шишенин,
канд. техн. наук, доцент*

ВВЕДЕНИЕ

Определение локальных ледовых давлений (ЛЛД) на стадии проектирования конструкции корпуса ледостойких стационарных платформ позволяет обеспечить прочность конструкции на протяжении всего срока эксплуатации. Традиционно в регламентах, определяющих ЛЛД, заложена оценка, построенная на основании натуральных исследований. Общепринятым эмпирическим соотношением в рассматриваемом вопросе является кривая давление–площадь (pressure–area) [1].

Определение глобальных ледовых нагрузок также происходит по эмпирическим зависимостям, однако существует технология, позволяющая уточнять нагрузки на сооружения по результатам проведения модельных испытаний в ледовом бассейне. Подходящий метод определения глобальной нагрузки основывается на прямом пересчете зарегистрированных модельных ледовых нагрузок пропорционально масштабу моделирования. Подобная процедура регламентирована комитетом ИТТС [2].

Пересчет ЛЛД с модельных испытаний на натурные значения – сложная задача, обсуждение которой приведено ниже.

ОСНОВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ПЕРЕСЧЕТА НАГРУЗОК С МОДЕЛЬНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА

Моделирование ледовых процессов в ледовых бассейнах проводится преимущественно по критериям подобия Коши и Фруда. Их использование требует изменения прочностных параметров льда пропорционально масштабному коэффициенту. Для создания подобных условий используется специальная технология намораживания мелкозернистого льда.

Как отмечалось в [3], использование мелкозернистого льда позволяет удовлетворительно масштабировать такие параметры ледового покрова, как прочность на изгиб и модуль упругости. Благодаря этому осуществляется пересчет глобальных нагрузок с модельного эксперимента, которые определяются преимущественно процессом изгиба ледяного покрова и потерей устойчивости деформирования.

Однако такая технология создания ледяных полей существенно занижает параметры прочности льда на сжатие. Расхождение реальных параметров прочности льда на сжатие с необходимыми для моделирования достигает порядков величин. Это не позволяет масштабировать ледовые давления по той же технологии, что и глобальные нагрузки.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ЛЬДА

Среди важных факторов, которые должны быть учтены при масштабировании ледовых давлений, стоит отметить методы получения физико-механических свойств (ФМС) льда. В то время как определение прочности на изгиб в натуральных и в модельных условиях происходит по схожим сценариям (изгиб консольных балок), прочность на сжатие определяется по-разному. В натуральных условиях используются стандартизованные тесты [4] на одноосное сжатие ледяных призм, в условиях ледового бассейна – инденторные тесты [2].

При проведении подобных испытаний реализуются различные напряженно-деформированные состояния (НДС), поэтому, строго говоря, определяемые в тестах параметры различны. Существуют эмпирические оценки, связывающие предельное давление при испытаниях в скважине и прочность на сжатие [5], но с достаточно большим разбросом.

Определение параметров прочности на сжатие модельного и натурального льда для пересчета локальных давлений должно быть унифицировано. Однако технически невозможно прово-

МАСШТАБИРОВАНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ЛЕДОВЫХ ДАВЛЕНИЙ НА СТАЦИОНАРНУЮ ПЛАТФОРМУ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ИСПЫТАНИЙ В ЛЕДОВОМ БАССЕЙНЕ

*А.В. Александров, канд. техн. наук, начальник лаборатории,
Р.А. Матанцев, инженер,*

*В.В. Платонов, канд. физ.-матем. наук, начальник сектора,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. (812) 415 4573*

дить тесты на одноосное сжатие в ледовом бассейне и ресурсоемко проводить инденторные испытания в натуре. В качестве инструмента по унификации определения параметров льда с учетом НДС в образцах может быть использовано компьютерное моделирование деформирования и разрушения льда [6].

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЛЕДОВЫХ ПРОЦЕССОВ

Несмотря на большое количество исследований по данной теме, до сих пор не существует общепризнанной модели льда как материала, который можно было бы использовать при моделировании методом конечных элементов (МКЭ). В последнее время все больше стали появляться модели льда, претендующие, хоть и на ограниченную, но на универсальность в описании процессов деформирования и разрушения льда [7, 8]. Подобные модели могут стать связующим звеном в описанной выше проблематике определения ФМС ледяных образований, а в дальнейшем и удобным инструментом моделирования взаимодействий льда с конструкцией.

Описание деформирования и разрушения материала включает в себя реологию материала и критерий нарушения сплошности. Реология льда достаточно разнообразна [9], однако для решения большинства инженерных задач достаточно учитывать упругую компоненту. Предельная поверхность льда сложна [10, 11], она характеризуется существенно большей несущей способностью льда на сжатие, чем на растяжение.

В предлагаемой компьютерной модели используется шатровая модель Друкера–Прагера (Drucker–Prager Cap model) [12], которая верифицирована по результатам испытаний на сложное сжатие ледяных образцов [13]. Предлагается принцип изоморфизма предельной поверхности: характерная форма предельной поверхности материала (в частности льда) сохраняется.

Изоморфизм предельной поверхности подразумевает, что при варьировании внешних условий (история кристаллизации, температура, содержание солей) предельная поверхность льда изменяется (варьируются ФМС), но с сохранением своей формы. Иначе говоря, материал остается самоподобным при изменении внешних факторов.

Принцип изоморфизма обусловлен природой разрушения материала. Традиционно принимается, что нарушение сплошности может происходить по сценарию хрупкого либо вязкого разрушения путем распространения трещин и/или слияния пор. Использование несимметричной предельной поверхности позволяет производить учет таких разрушений в равной мере. Наличие предельной поверхности, ограничивающей прочность материала при всестороннем сжатии, позволяет учесть наличие фазового перехода в зонах высокого локального давления.

Проведена валидация предложенного подхода путем моделирования стандартных тестов по определению прочности

натурного льда. Результаты моделирования продемонстрировали хорошее соотношение предельных нагрузок при различных видах нагружения. Примеры критических состояний для различных тестов на поверхности Другера–Прагера приведено на рис. 1.

Прямым следствием принципа изоморфизма является то, что для описания модели деформирования и разрушения достаточно провести испытания 1-го типа, далее по нему восстановить все необходимые параметры материала. Такой подход позволяет унифицировать описание ФМС при проведении различных испытаний натурного и модельного льда.

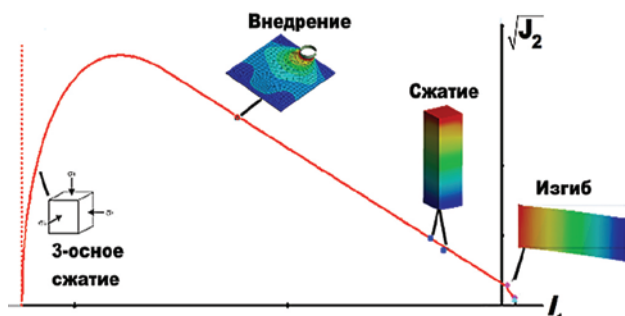


Рис. 1. Предельная поверхность Drucker–Prager Cap model в осях инвариантов напряжения и характерные критические состояния для различных тестов на прочность льда

ИЗМЕРЕНИЕ И МАСШТАБИРОВАНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ЛЕДОВЫХ ДАВЛЕНИЙ

Измерение ледовых давлений в условиях ледового бассейна проводилось двумя методами: непосредственно контактных ЛЛД в зоне контакта и реакции элементов конструкции на внешнюю нагрузку. Описание реализации первого метода с использованием пьезорезисторных датчиков приведено, например, в работах [14, 15], реализация второго – например, в [12]. Аналогичные подходы используются при мониторинге ледовых нагрузок в натуральных условиях [16].

Измеренные ледовые давления в модельном эксперименте имеют характер, схожий с натурным экспериментом [12]: существенная зависимость от площади контакта и вероятностная природа, пиковое изменение нагрузки, неравномерность по зоне контакта [14].

Схожий характер ледовых давлений в ледовом бассейне и в натуральных условиях говорит об их схожей природе. Однако, как это упоминалось выше, нельзя масштабировать ледовые давления так же, как и глобальные нагрузки. Масштабный множитель при определении натуральных ледовых давлений должен быть скорректирован с учетом показателя прочности на сжатие, т. е.

$$k_p = \chi \cdot \lambda, \quad (1)$$

где k_p – коэффициент масштабирования ЛЛД на натуру, λ – масштаб испытываемой модели, χ – поправочный коэффициент для ледовых давлений.

При одноосном сжатии образцов предельное давление пропорционально пределу прочности льда на сжатие. Представим локальное ледовое давление в виде линейной функции от предела прочности на сжатие σ_c :

$$p = f(\sigma_c) = \eta \cdot \sigma_c, \quad (2)$$

где η – коэффициент пропорциональности, который зависит от напряженно-деформированного состояния (НДС), в котором находится образец.

Тогда из уравнения (2) следует, что соотношение натуральных и модельных давлений

$$\frac{p^m}{p^n} = \frac{\eta^m \cdot \sigma_c^m}{\eta^n \cdot \sigma_c^n}. \quad (3)$$

Поскольку модельный эксперимент обладает геометрическим подобием и подобием по скорости (по Фруду) по отношению к натурному, можно полагать НДС в ледовых полях

подобным. Тогда коэффициент η^m в модельном эксперименте и η^n в натуральных условиях остаются неизменными. Следовательно, поправочный коэффициент χ может быть определен из соотношения

$$\chi = \frac{1 \cdot \hat{\sigma}_c^m}{\lambda \hat{\sigma}_c^n}, \quad (4)$$

где $\hat{\sigma}_c^n$ и $\hat{\sigma}_c^m$ – приведенные к сопоставимому НДС параметры прочности льда на сжатие. Определение этих параметров должно происходить на основании проведения численного моделирования МКЭ стандартных тестов на сжатие льда.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЛЕДОВЫХ ДАВЛЕНИЙ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА СТАЦИОНАРНУЮ ПЛАТФОРМУ

В ледовом бассейне ФГУП «Крыловский государственный научный центр» проведены исследования взаимодействия стационарной платформы, предназначенной для эксплуатации в северной части Каспийского моря, с ледовыми полями различных типов. Модель платформы исполнена в масштабе $\lambda=30$. Фотография с испытаний приведена на рис. 2. Испытания проведены с варьированием типов ледовых образований (наслоенный лед, торос, битый лед), осадки модели, углов дрейфа, скоростей дрейфа.

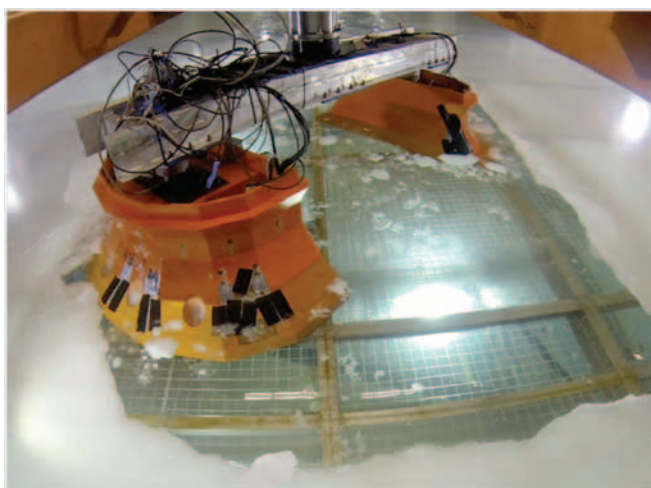


Рис. 2. Испытания ледостойкой платформы месторождения Ракушечное с использованием датчиков локального ледового давления

В процессе испытаний регистрировались следующие параметры:

- компоненты глобальных усилий;
- локальные давления с использованием датчиков контактного давления;
- локальные давления с использованием тензометрических панелей.

В испытаниях использованы датчики контактного давления пьезорезисторного типа. Площадь чувствительного элемента составила $a \sim 70 \text{ мм}^2$. Также использованы системы тензометрических панелей, измерение давлений по которым восстанавливалось по зарегистрированным деформациям упругого элемента. Площадь тензометрических панелей составила $A \sim 3700 \text{ мм}^2$.

В ходе исследования зарегистрированы пиковые значения ледовых давлений до 40 кПа на датчиках контактного давления (площадь a) и до 5 кПа на тензометрических панелях (площадь A). Отмечается существенное влияние площади контактного взаимодействия на величину ЛЛД.

По результатам проведения испытаний для пиковых реализаций ЛЛД для каждого датчика построена статистическая оценка распределения по полновыборочной схеме [17]. Для каждого датчика получено значение квантиля уровня 95% из предположения применимости закона распределения Вейбулла (что не противоречит известным экспериментальным

данным [18]). Примеры гистограмм соответствующих распределений представлены на рис. 3. Сопоставление давлений на разных датчиках проводилось согласно зависимостям ЛЛД от площади контакта и угла наклона грани, предлагаемым в Правилах РМРС [19].

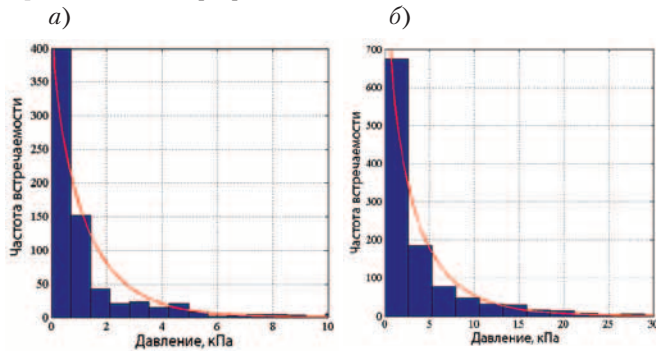


Рис. 3. Примеры гистограммы распределения пиковых ЛЛД на тензометрическую панель (а) и на датчик давления (б)

Проведено КЭ-моделирование стандартных испытаний по определению ФМС льда как в ледовом бассейне, так и в натуральных условиях в районе Северного Каспия. По результатам анализа выполнено сопоставление параметров прочности льда на сжатие. Определен поправочный коэффициент масштабирования ледовых давлений $\chi = 8,9$. Таким образом, коэффициент масштабирования ЛЛД на натуру составил $k_p = 267$. Данный коэффициент носит индивидуальный характер для представленных испытаний, поскольку зависит от параметров масштаба модели и ФМС модельного и натурального льда.

Выполнен пересчет экстремальных модельных локальных давлений на натурные значения. Полученная экспериментальная оценка ЛЛД сопоставлена с оценками по Правилам РМРС. Проведение испытаний позволило снизить ЛЛД на 32% по сравнению с регламентированными значениями. Подобный эффект достигается за счет того, что при проведении испытаний учитываются особенности взаимодействия платформы с ледовым полем: учитываются геометрическая форма корпуса, взаимодействие платформы с ледовыми образованиями (обтекание ледовым полем, сломы ледового поля, характер образования обломков, характер нагромождения обломков), в то время как регламенты оперируют общими закономерностями.

Снижение локальных ледовых давлений позволили пересмотреть конструкции пояса ледовых усилений и снизить его металлоемкость на 12%.

ВЫВОДЫ

Проведение модельного ледового эксперимента представляет уникальную возможность проанализировать взаимодействие сооружений различных форм с ледовыми полями. Определение и масштабирование глобальных нагрузок является классической задачей при проведении подобных экспериментов. Предложена методология пересчета зарегистрированных модельных ледовых давлений, которая позволяет существенно расширить информативность модельных исследований.

Прочностные параметры льда на сжатие, которые во многом определяют предельные ледовые давления, не могут быть корректно обработаны в рамках классической теории подобия ледовых процессов. Поэтому поиск масштабного множителя для этого параметра предлагается вести с использованием методов компьютерного моделирования. В статье предлагается принцип изоморфизма предельной поверхности, который по сути является альтернативным критерием подобия для компьютерных моделей.

Зарегистрированные ледовые давления были пересчитаны на натурные значения. Учет фактической формы сооружения

и характера взаимодействия с ледовыми образованиями позволил снизить значения проектных ледовых давлений для исследованной стационарной платформы на 32%, и благодаря этому снизить металлоемкость и, соответственно, стоимость изготовления ледового пояса на 12%.

ЛИТЕРАТУРА

1. Sanderson T. J. O. Ice mechanics: risks to offshore structures. – London, UK; Boston: Graham & Trotman, 1988.
2. ITTC – Recommended Procedures and Guidelines. 7.5–02.
3. Bock R. von und Polach, Ehlers S. and others. On the Scalability of Model-Scale Ice Experiments. – In: ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2014.
4. ISO 19906. Petroleum, petrochemical and natural gas industries – Arctic offshore structures. 2010.
5. Masterson D. M. Interpretation of in situ Borehole Ice Strength Measurement Tests. – Presented at the IAHR Ice Symposium, Banff, Alberta, 1992, p. 802–815.
6. Aleksandrov A. V., Platonov V. V., Matantsev R. A. Study of Ice Failure and Deformation Processes. – In ASME 2014 33rd International Conference on Ocean // Offshore and Arctic Engineering, 2014, p. V010T07A009–V010T07A009.
7. Derradji-Aouat A. Multisurface failure criterion for saline ice in the brittle regime // Cold Reg. Sci. Technol. – 2003. – Vol. 36. – № 1–3. – P. 47–70.
8. Bock R. von und Polach and Ehlers S. Model scale ice – Part B: Numerical model // Cold Reg. Sci. Technol. – 2013. – Vol. 94. – P. 53–60.
9. Løset S., Shkhinek K. N., Gudmestad O., Høyland K. Actions from ice on arctic offshore and coastal structures. – St.-Petersburg: LAN, 2006.
10. Timco G. W., Weeks W. F. A Review of the Engineering Properties of Sea Ice // Cold Reg. Sci. Technol. – 2010. – Vol. 60, № 2. – P. 107–129.
11. Leppäranta M. The Drift of Sea Ice. – Springer Science & Business Media, 2011.
12. Aleksandrov A., Matantsev R. Impulse Model for Estimation of Local and Global Ice Loads on Fixed Offshore Ice-Resistant Structures. – In: Proceedings of the 25th International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE-2015), Hawaii, USA, 2015.
13. Iliescu D., Schulson E. M. The Brittle Compressive Failure of Fresh-Water Columnar Ice Loaded Biaxially // Acta Mater. 2004. Vol. 52. – № 20. – P. 5723–5735.
14. Neumann K. M., Ehlers S., Leira B. J., Kujala P. A Novel Data Processing Method for Ice Pressure Statistics. – In: ASME 2015 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2015, p. V008T07A038–V008T07A038.
15. Kujala P., Suominen M., Jalonen R. Increasing the safety of ice-bound shipping final scientific report // Espoo: Helsinki University of Technology, Ship Laboratory. – 2007. – Vol. 1–2.
16. Platonov V. V., Shaposhnikov V. M., Aleksandrov A. V., Gaina A. A. Development and Application of Monitoring Systems for Increasing Reliability and Safety of Vessels and Offshore Structures. – In: The proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference, 2016, vol. 4, p. 646–650.
17. Бойцов Г. В., Крыжевский Г. Б. Вероятностные методы в расчетах прочности и надежности судовых конструкций. – СПб.: ЦНИИ им. акад. А. Н. Крылова, 2007.
18. Алексеев Ю. Н., Афанасьев В. П., Литонов О. Е., Мансуров М. Н., Панов В. В., Трусков П. А. Ледотехнические аспекты освоения морских месторождений нефти и газа. – СПб.: Гидрометеиздат, 2001.
19. Правила классификации, постройки и оборудования плавающих буровых установок и морских стационарных платформ / Российский морской регистр судоходства, 2014. ■

ВВЕДЕНИЕ

В результате изменения характеристик движения судна-газовоза на взволнованной поверхности возникает движение груза в танках для перевозки СПГ, также называемого слошингом. Как следствие, возникают дополнительные гидродинамические нагрузки на стенки грузовой емкости и конструкции судна, величины которых могут превышать расчетные [1]. Традиционные аналитические методы [2–3] позволяют получить решения только для емкостей простой формы при небольшой амплитуде колебаний. При значительных колебаниях и формах, отличных от прямоугольных в сечении, вследствие ярко выраженной нелинейности движения жидкости аналитические методы не позволяют получить корректные величины нагрузок и описать их характер. В настоящее время при исследовании характера нагрузки при слошинге широкое распространение получили экспериментальные методы [4–7] и методы, основанные на численном решении уравнений, описывающих движение жидкости. Основным минусом экспериментальных методов является их высокая стоимость и необходимость в специальном оборудовании, таком как платформа Гью–Стюарта. Недостатком численных методов является потребность в значительных вычислительных мощностях, однако с развитием компьютерных технологий они получают все большее распространение. В данной работе для исследования характера нагрузки на стенки мембранной грузовой емкости СПГ танкера были использованы численные методы, основанные на решении уравнений Рейнольдса и методе объема жидкости. Основной задачей проведенного исследования являлась апробация современных методов расчета гидродинамических нагрузок на стенки грузовых емкостей в условиях качки на волнении и дальнейшее развитие компетенции Российского морского регистра судоходства в области морской транспортировки газа.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Движение турбулентного потока вязкой несжимаемой жидкости может быть описано с помощью решения осреднённых по времени уравнений Навье–Стокса (уравнений Рейнольдса). Эти уравнения могут быть записаны в виде

$$\frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial t} + u_j \frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_j} = \frac{-1}{\rho} \frac{\partial \langle p \rangle}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \langle u_i \rangle}{\partial x_j \partial x_j} + \frac{\partial \langle u_i' u_j' \rangle}{\partial x_j} + g_i + F_s; \quad (1)$$

$$\frac{\partial \langle u_i \rangle}{\partial x_i} = 0, \quad (2)$$

где F_s – сила поверхностного натяжения, возникающая только на границе раздела сред, u_i – вектор скорости, p – плотность, ν – кинематическая вязкость, g_i – ускорение свободного падения.

Уравнения (1)–(2) справедливы во всей расчетной области для обеих фаз.

Для описания раздела сред в данной работе используется широко распространенный метод объема жидкости (Volume-Of-Fluid, VoF), основанный на введении коэффициента γ , описывающего объемную долю жидкости в ячейке. Значение γ варьируется от 0 до 1. В том случае, если ячейка сетки полностью заполнена жидкостью, тогда $\gamma = 1$, в том случае, если ячейка полностью заполнена газом, тогда $\gamma = 0$. При этом объем жидкости в ячейке сетки высчитывается как $F_{vol} = \gamma V_{cell}$ где V_{cell} – это объем ячейки сетки. В настоящей работе используется следующая версия метода объема жидкости [8]:

$$\frac{\partial \gamma}{\partial t} + \frac{\partial \langle u_j \rangle \gamma}{\partial x_j} = \frac{-\partial}{\partial x_j} (\gamma(1-\gamma)U_r), \quad (3)$$

где U_r – поле скорости сжатия границы, этот коэффициент активен только в области границы, благодаря коэффициен-

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРА НАГРУЗКИ НА СТЕНКИ ГРУЗОВОЙ ЕМКОСТИ ТАНКЕРА ДЛЯ ПЕРЕВОЗКИ СПГ

*М.С. Бойко, канд. техн. наук, начальник отдела,
К.А. Добрыжский, инженер, ФАУ «Российский морской регистр судоходства»,
контакт. тел. +7 (812) 605 0521, (962) 723 4487*

ту $\gamma(1-\gamma)$, и не играет роли вне района границы раздела сред.

Плотность и кинематическая вязкость в каждой точке расчетной области высчитывается как средневзвешенное от объемной доли двух сред:

$$\rho = \gamma \rho_1 + (1-\gamma) \rho_2; \quad (4)$$

$$\nu = \gamma \nu_1 + (1-\gamma) \nu_2. \quad (5)$$

Сила поверхностного натяжения F_s определяется при помощи следующей зависимости:

$$F_s = \sigma k(x) n, \quad (6)$$

где σ – коэффициент поверхностного натяжения, n – вектор нормали к поверхности, который может быть вычислен по формуле

$$n = \frac{\nabla \gamma}{|\nabla \gamma|}, \quad (7)$$

а k – кривизна поверхности, определяемая по формуле

$$k(x) = \nabla \cdot n. \quad (8)$$

Система уравнений (1)–(8) решается численно в пакете OpenFOAM методом конечного объема.

Для описания бортовой качки судна, расположенного лавгом к волнению, используется следующее уравнение, полученное методами линейной теории качки без учета демпфирующих сил и инерционной части возмущающей силы [9]

$$\ddot{\theta} + 2\nu_0 \dot{\theta} + n_0^2 \theta = n_0^2 a_0 \sin(\omega t). \quad (9)$$

Решение уравнения представляется в виде

$$\theta(\omega) = \frac{a_0}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{\omega}{n_0}\right)^2\right)^2 + 4\nu_0^2 \cdot \left(\frac{\omega}{n_0}\right)^2}}, \quad (10)$$

где θ – укол крена, n_0 – собственная частота колебания судна, a_0 – эффективный угол волнового склона, ν_0 – коэффициент гашения.

ВЕРИФИКАЦИЯ ИСПОЛЬЗУЕМОЙ МОДЕЛИ

Для верификации использованного для решения поставленной задачи метода были проведены тестовые расчеты. В рамках верификации, результаты тестовых расчетов в программном комплексе OpenFOAM сравнивались с результатами эксперимента [10].

На рис. 1 показаны габариты модели призматического танка и положение датчиков, используемые в эксперименте. При численном моделировании расчетная область и положение контрольных точек полностью совпадают с таковыми в эксперименте. Сравнение проводилось для случая имитации бортовой качки при заполнении танка на 61%, периоде колебаний $T = 1,112$ с, амплитуде колебаний $\theta = 0,10$ рад, данные снимались в контрольных точках, совпадающих с датчиками давления R_2, R_3, R_4 .

На рис. 2 показаны результаты, полученные в ходе эксперимента, и соответствующие им численные результаты. Характер и величина нагрузки, полученные в ходе численного моделирования, хорошо совпадают с таковыми в эксперименте.

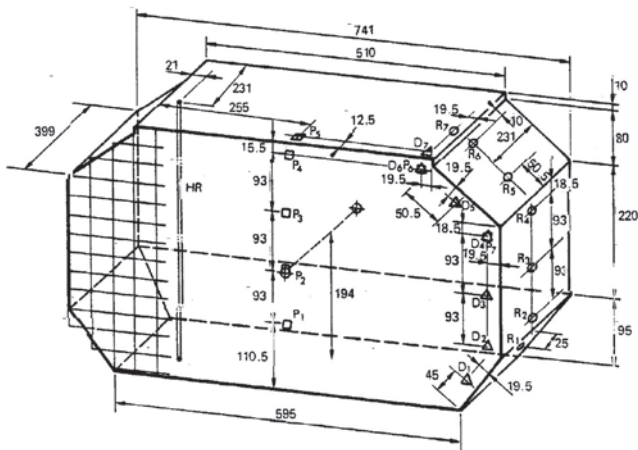


Рис. 1. Габариты модели и положение датчиков давления

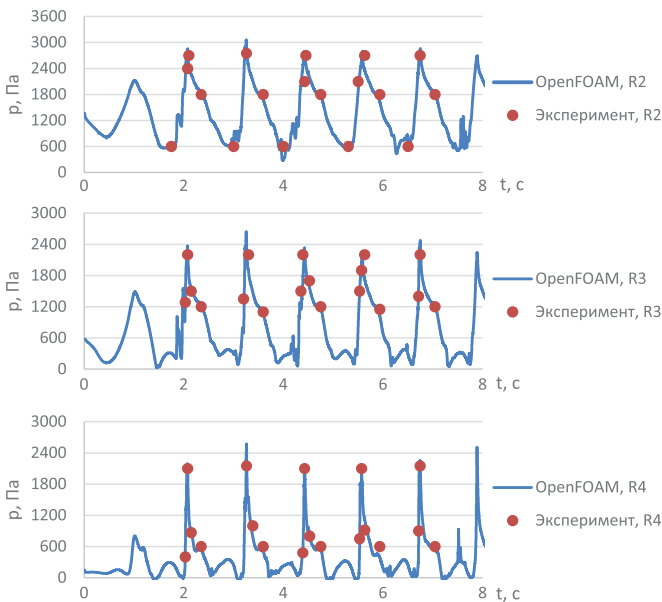


Рис. 2. Сравнение результатов тестовых расчетов с результатами эксперимента

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СЛОШИНГА В МЕМБРАННОМ ТАНКЕ ДЛЯ ПЕРЕВОЗКИ СПГ

Для анализа характера нагрузки на стенки танка СПГ газовоза, был выбран случай бортовой качки на регулярном волнении газовоза длиной 283 м. Амплитудно-частотная характеристика (АЧХ) бортовой качки (рис. 3) получена из решения укороченного уравнения (10) для четырех уровней загрузки – 10, 50, 75 и 90%. Характеристики регулярного волнения были выбраны из условия $\lambda = L = 283$ м.

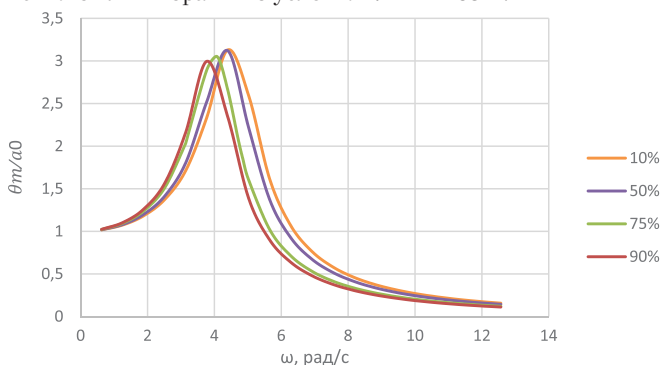


Рис. 3. АЧХ бортовой качки газовоза

Расчеты проводились для миделевого танка газовоза. Для каждого уровня загрузки был выбран случай интенсивной резонансной качки. В начальный момент времени жидкость находится в состоянии покоя. Величины давления снимались

в 10 участках по длине танка, в 16 точках на каждом участке, положение которых показано на рис. 4.

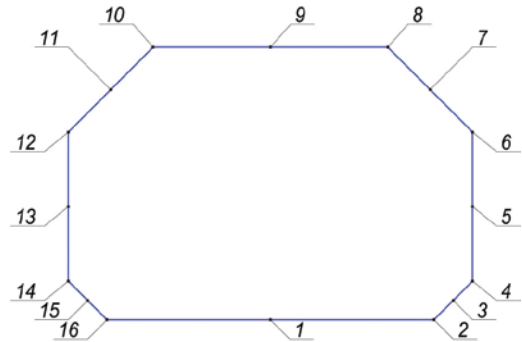


Рис. 4. Положение контрольных точек

РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

На рис. 5 представлены графики изменения давления в ряде точек для каждого уровня загрузки. Наибольшие нагрузки возникают при уровне заполнения танка в 50%, при этом величина давления достигает пиковых значений в области свободной поверхности (точка 6) за промежуток времени $t \sim 0,02$ с. При уровне заполнения в 75% и 90% максимальные нагрузки возникают в нижней части танка (точка 2) и достигают пиковых значений за период примерно равный половине периода колебаний, при этом в области свободной поверхности возникают краткосрочные пики нагрузки. При уровне заполнения в 10% не наблюдаются значительные пики давлений, и в целом величина нагрузки меньше, чем при остальных исследованных уровнях заполнения танка.

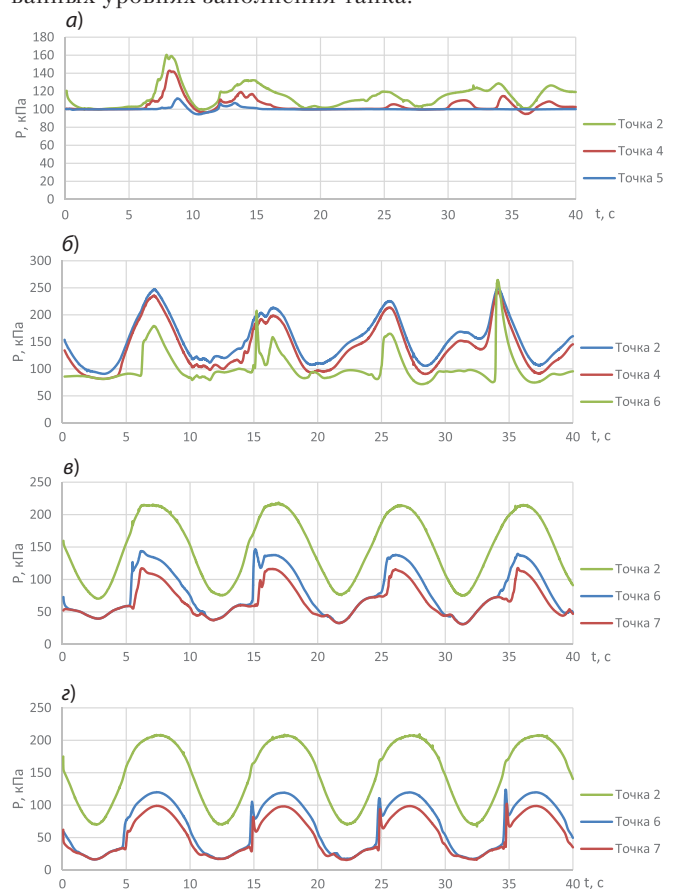
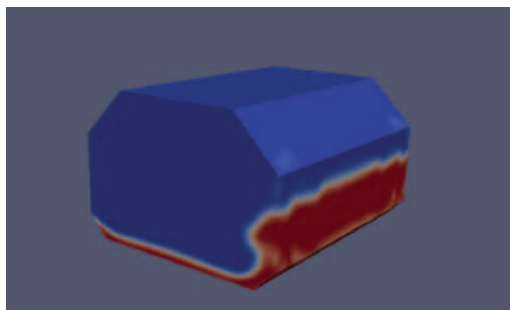
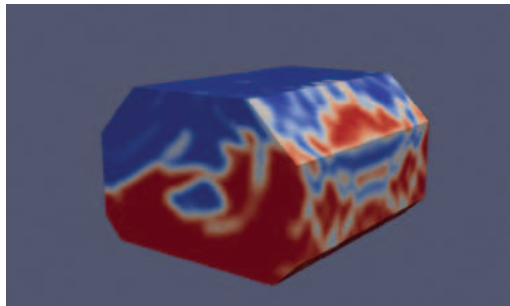
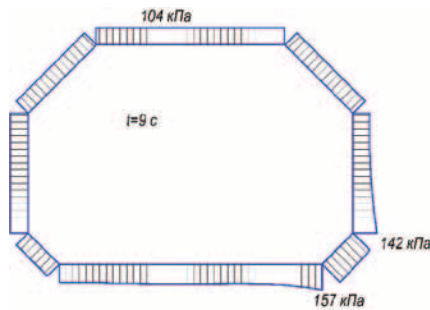


Рис. 5. Графики изменения давления при уровне загрузки: а – 10%, б – 50%, в – 75%, г – 90%

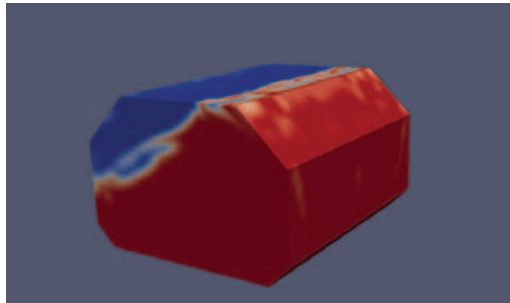
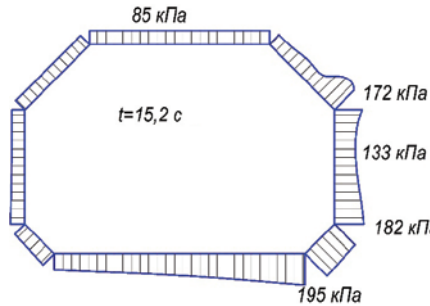
На рис. 6 представлены примеры положения свободной поверхности и эпюры распределения давления в центральном сечении танка. Как видно, при уровнях заполнения в 50, 75 и 90% возникают локальные пики давления в области



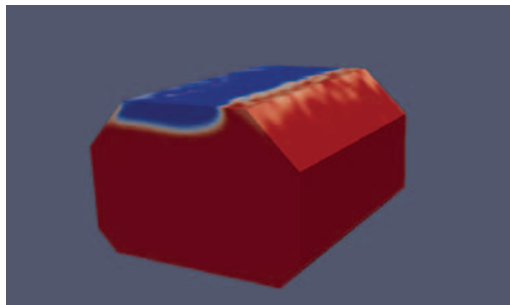
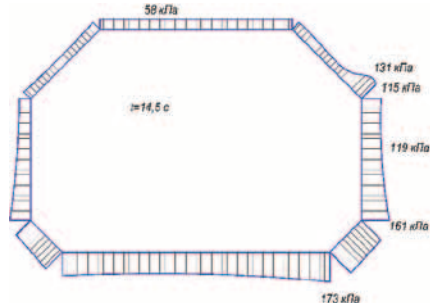
10% загрузки, $t = 9$ с



50% загрузки, $t = 15,2$ с



75% загрузки, $t = 14,5$ с



90% загрузки, $t = 15$ с

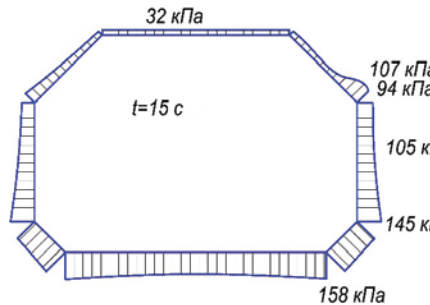


Рис. 6. Положение свободной поверхности и эпюра распределения давления в центральном сечении танка

верхнего скоса кромок танка (точка 6). При 10% заполнения танка наблюдается плавное изменение величины давления по сечению танка.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В настоящей работе приведены результаты исследования характера распределения нагрузки в миделевом танке СПГ газовева при бортовой качке на регулярном волнении. Результаты численного моделирования показали, что наибольшие нагрузки возникают при уровне заполнения танка в 50%, при этом на всех уровнях заполнения, кроме 10%, наблюдаются локальные пики давления в области скоса верхней кромки. Также результаты показали, что давления в области свободной поверхности достигают максимума за чрезвычайно короткий период времени, что необходимо учитывать при проектировании конструкций судна.

ЛИТЕРАТУРА

1. Gavory T., de Seze P.E. Sloshing in membrane LNG carriers and its consequences from a designer's perspective.— Available at: http://www.gtt.fr/sites/gtt/files/2012_sloshing-membrane-lng-carriers-and-its-consequences-from-designs-perspective-2009-pdf-1-1-mo.pdf. (accessed at 20.08.2016).
2. Solas F., Faltinsen O.M. Combined numerical and analytical solution for sloshing in two-dimensional tanks of general shape // Journal of Ship research.— 1997.— Vol. II.
3. Faltinsen O.M., Timokha O.M. An adaptive multimodal approach to nonlinear sloshing in a rectangular tank // Journal of Fluid Mechanics, 2001.
4. Kim Y. Experimental and numerical analyses of sloshing flows. 58 // Journal of Engineering Mathematics.— 2007.— №38.
5. Bogaert H., Léonard S., Brosset L., Kaminski M.L. Sloshing and scaling: results from the Sloshel project. ISOPE, 2012.
6. Loysel Thibaut, Chollet Sabrina, Gervaise Eric, Brosset Laurent, De Seze Pierre-Emmanuel. Results of the First Sloshing Model Test Benchmark. ISOPE, 2012.
7. Pasquier Romain, Berthon Christian-Frédéric. Model Scale Test vs. Full Scale Measurement. ISOPE, 2012.
8. Rushe H. Computational fluid dynamics of dispersed two-phase flow at high phase fractions. — PhD Thesis, 2002.
9. Семенов-Тянь-Шанский В.В., Благовещенский С.Н., Холодунин А.Н. Качка корабля. — СПб.: Судостроение, 1969.
10. Mikelis N.E., Journee J.M.J. Experimental and Numerical

Simulations of Sloshing Behaviour in Liquid Cargo Tanks and its Effect on Ship Motions.— National Conference on Numerical Methods for Transient and Coupled Problems, 9–13 July 1984, Venice, Italy.

11. Тряскин В.Н., Якимов В.В., Ткаченко И.В., Тряскин Н.В. Определение гидродинамических нагрузок на конструкции мембранных танков газовева при движении в ледовых условиях и на волнении // Тр. «Крыловского государственного научного центра». — 2013. — Вып. 75(359). — С.169–179.
12. Дукарский А.О., Ткаченко И.В., Тряскин В.Н., Тряскин Н.В., Якимов В.В., Киселев Д.Б. Математическое моделирование колебания жидкости в грузовых емкостях газовевов при соударении с ледовым препятствием // Морские интеллектуальные технологии. — 2011. — № S4. — С. 69–75. ■

Для настоящего времени характерно интенсивное развитие арктического судостроения и судоходства. Экономическая целесообразность обуславливает необходимость повышения технико-эксплуатационных характеристик ледокольных судов. Улучшение ледовой ходкости является одним из путей решения этой задачи. Последнее привело к разработке и внедрению на ледоколах и судах активного ледового плавания экстремальных носовых обводов с большими углами наклона ватерлинии и шпангоутов, что позволяет значительно снизить сопротивление льда движению судна и повысить его операционную эффективность. Суда двойного действия также позволяют значительно повысить эффективность эксплуатации за счет использования заднего хода в тяжелых ледовых условиях. Носовая часть с экстремальными ледокольными обводами и корма судна двойного действия на режимах заднего хода подвержены повышенному воздействию ледовых нагрузок в сравнении с ранее проектируемыми и эксплуатируемыми судами. Для указанных случаев обеспечение прочности корпуса выходит за рамки опыта проектирования и эксплуатации традиционных ледокольных судов и не регламентируется в настоящее время действующими требованиями Российского морского регистра судоходства (РМРС). Указанные обстоятельства определяют необходимость совершенствования методов назначения ледовых нагрузок на корпус судна в рамках общей задачи по обеспечению его ледовой прочности. В статье представлены основные результаты указанных исследований.

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ МЕТОДИКИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЛЕДОВЫХ НАГРУЗОК НА ЛЕДОВЫЙ ПОЯС НОСОВОЙ И КОРМОВОЙ ЧАСТЕЙ ЛЕДОКОЛЬНЫХ СУДОВ, ВКЛЮЧАЯ СУДА ДВОЙНОГО ДЕЙСТВИЯ

В настоящее время АО «ЦНИИМФ», РМРС, СПбГПУ разработана новая методика определения параметров ледовой нагрузки на носовую и кормовую части ледокольных судов и ледоколов. Методика распространяется на формы обводов, в том числе судов двойного действия, которая не регламентируется действующими требованиями РМРС и позволяет определять следующие характеристики ледовой нагрузки, необходимые для назначения ледовых подкреплений корпуса: значение интегральной ледовой силы; высота и длина приложения ледовой нагрузки; параметры распределения ледового давления по зоне контакта, включая элемент корпуса, соответствующий шпации. Навал носовой (кормовой) части корпуса судна на кромку ледового поля (канала)

ЛЕДОВЫЕ НАГРУЗКИ НА СУДА, ФОРМА КОРПУСА КОТОРЫХ ОТЛИЧАЕТСЯ ОТ РЕГЛАМЕНТИРУЕМЫХ ПРАВИЛАМИ РМРС

*А.В. Андрюшин, д-р техн. наук, зав. лабораторией,
П.С. Зуев, магистр, мл. науч. сотрудник, АО «ЦНИИМФ»,
М.А. Кутейников, д-р техн. наук, начальник отдела,
О.А. Григорьева, канд. техн. наук, ст. эксперт,
ФАУ «Российский морской регистр судоходства»,
А.С. Болышев, д-р техн. наук, проф.,
С.А. Фролов, канд. техн. наук, доцент, Санкт-Петербургский
государственный политехнический университет Петра Великого,
контакт. тел.: 8 (812) 271 8105, 312 8572, 297 5954*

принят в качестве основного сценария для определения параметров ледового воздействия. Для наклонного борта ледовая нагрузка определяется из условия разрушения кромки ледового покрова изгибом. Дополнительно учитывается сценарий взаимодействия прямостенного борта с ледовым покровом без разрушения последнего изгибом. Указанный сценарий является определяющим для назначения параметров ледового воздействия на прямостенную скулу бульбообразной носовой части судов ледового плавания. Параметры ледовой нагрузки определяются в зависимости от скорости судна, характеристик ледового покрова, конкретного времени навигации и могут быть непосредственно использованы для проверки прочности корпуса судна (район А1, ледовый пояс) и разработки требований к допустимым условиям ледового плавания.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛЕДОВЫХ ОБРАЗОВАНИЙ ДЛЯ НАЗНАЧЕНИЯ ЛЕДОВЫХ НАГРУЗОК

Методика включает определение прочностных характеристик различных ледовых образований (ровный лед, консолидированная часть тороса) в зависимости от типа ледового покрова (однолетний, многолетний, распресненный для устьев сибирских рек) и времени навигации. Такой подход позволяет регламентировать прочность корпуса в рамках Правил РМРС и выполнять разработку требований к допустимым условиям ледового плавания, т.е. решать

задачу по обеспечению эксплуатационной прочности.

ОСНОВНЫЕ СЦЕНАРИИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НОСОВОЙ И КОРМОВОЙ ЧАСТЕЙ СУДОВ ДВОЙНОГО ДЕЙСТВИЯ С ЛЕДОВЫМ ПОКРОВОМ

Для традиционного судна в качестве основного сценария для определения ледовых нагрузок принимается удар «скулой» носовой оконечности о кромку ледового поля (ровный лед, торосистое образование) (рис. 1).

На рис. 2 представлены характерные сценарии взаимодействия кормы судна двойного действия с ледовым покровом на режиме заднего хода.

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ЛЕДОВЫХ НАГРУЗОК НА ЛЕДОВЫЙ ПОЯС А1 НОСОВОЙ И КОРМОВОЙ ЧАСТЕЙ СУДОВ ДВОЙНОГО ДЕЙСТВИЯ

Для наклонного борта уровень ледовой нагрузки на корпус определяется разрушением кромки ледового покрова изгибом. Параметры ледовой нагрузки (значение силы, длина и высота зоны контакта) определяются уравнением

$$(F_{vertical})_{hull} = (F_{vertical})_{ice}, \quad (1)$$

где $(F_{vertical})_{hull}$ – вертикальная ледовая сила от разрушения льда корпусом, $(F_{vertical})_{ice}$ – сила разрушения ледового покрова изгибом.

Вертикальную силу $(F_{vertical})_{hull}$ находят из выражения

$$(F_{vertical})_{hull} = F_n \cdot \cos(90 - \beta') + f_a F_n \sin(90 - \beta'), \quad (2)$$

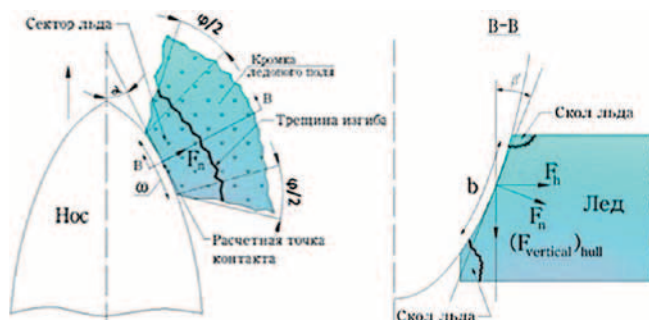


Рис. 1. Удар «скулой» носовой оконечности о кромку ледового поля

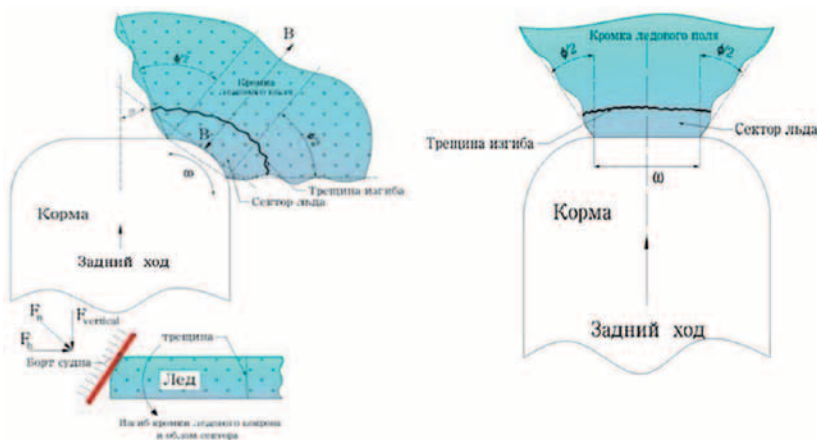


Рис. 2. Характерные сценарии взаимодействия кормы судна двойного действия с ледовым покровом: удар скулой, прямой удар кормы о кромку ледового поля

где F_n – ледовая сила, нормальная к поверхности борта судна, β' – угол наклона борта по нормали к наружной обшивке, f_d – коэффициент динамического трения льда о поверхность корпуса.

Нормальная ледовая сила

$$F_n = p_{average}(w, b)(b\omega) = p_0(b)k_{scale}(\omega) \cdot (b\omega), \quad (3)$$

где b – высота зоны контакта ледового покрова с корпусом, ω – длина контакта, $p_{average}(\omega, b)$ – среднее ледовое давление по зоне контакта ($b\omega$), $p_0(b)$ – среднее локальное давление (нагрузка), $k_{scale}(\omega)$ – масштабный фактор прочности льда вдоль линии контакта.

С учетом результатов предыдущих исследований [1–4 и др.] на рис. 3 представлена характерная схема разрушения льда при взаимодействии наклонного борта с ледовым покровом [5, 6]. В области контакта происходит смятие льда в серединной зоне с последующим вытеснением ледового порошка к краю. На краях лед скалывается, что приводит к уменьшению эффективной высоты зоны контакта. Для области вытеснения ледового порошка Д.Е. Хейсиним и В.А. Курдюмовым [7] было предложено определять распределение ледового локального давления на основе гидродинамической теории вязкой жидкости. В последние годы указанный подход был усовершенствован и использован

для определения ледовых нагрузок, воздействующих на борт судна, гребные винты [4, 8, 9]. Локальное ледовое давление в области вытеснения ледового порошка не зависит от скорости взаимодействия при прочих равных условиях. Указанный эффект может быть объяснен тем фактом, что вязкость ледового порошка обратно пропорциональна скорости его вытеснения, что подтверждено экспериментальными исследованиями D. Finn, результаты которых представлены в работе [8].

В зоне смятия льда и вытеснения ледового порошка распределение контактного ледового давления может быть определено [5, 6, 9] по формуле

$$\bar{p}_{ice} = 0,66854 \cdot e^{\left(\frac{\xi}{a}\right)} + 0,33147 \cdot e^{\left(\frac{\xi}{c}\right)}, \quad (4)$$

где $\bar{p}_{ice} = \frac{P_{ice}}{(P_{ice})_{max}}$ – безразмерное контактное ледовое давление; $(P_{ice})_{max}$ – максимум ледового контактного давления в зоне смятия льда; $\xi = \frac{\xi}{0,5b}$ – безразмерная зона контакта со льдом; $\xi \in [0, 1]$; 0 – начало зоны контакта; 1 – конец зоны контакта; b – высота зоны контакта; a, c – постоянные коэффициенты.

В зоне контакта безразмерное локальное среднее давление $\bar{p}_0(b) = \frac{p_0(b)}{(P_{ice})_{max}}$ определяется по формуле

$$\bar{p}_0(b) = \int_0^1 \bar{p}_{ice} dx = 0,16, \quad (5)$$

где $p_0(b) = \frac{1}{b} \cdot \int p_{ice}(\xi) d\xi$ – среднее давление.

Для зоны смятия льда максимум ледового контактного давления $(P_{ice})_{max}$ может быть определен по формуле Н. Soiniinen [8] в функции от прочности льда на одноосное сжатие.

Масштабный фактор прочности льда вдоль линии контакта $k_{scale}(\omega)$ определяется на основе теории неодновременности разрушения вдоль зоны контакта ω с учетом результатов натурных измерений ледовых нагрузок.

Максимальная вертикальная сила $F_{vertical}$ соответствует моменту облома сектора льда. Значение $F_{vertical}$ определяется по формуле, полученной на основе известного решения П.Ф. Папковича [10]:

$$(F_{vertical})_{ice} = k_{dyn}(Fr'_{ice})k_{Ver} \times \left[0,77 \cdot \frac{\omega}{(L_{typical})} + 1,11 \cdot \text{tg}(\varphi_{design}/2) \right] \times \sigma_{bend} \cdot h_{ice}^2, \quad (5)$$

где h_{ice} – толщина ровного льда или консолидированной части тороуса; ω – длина приложения нагрузки; φ_{design} – расчетный угол раскрытия кромки ледового поля; k_{dyn} – динамический коэффициент усиления ледовой нагрузки в зависимости от скорости нагружения ледового покрова

$Fr'_{ice} = \frac{(V_{ice})_{typical}}{\sqrt{gh_{ice}}}$, $(V_{ice})_{typical}$ – характерная

скорость взаимодействия борта со льдом; σ_{bend} – прочность льда на изгиб, $L_{typical}$ – характерная длина ледового покрова, k_{Ver} – коэффициент.

Динамический коэффициент усиления нагрузки k_{dyn} определяет уменьшение характерного размера обломанного сектора льда и возрастание силы разрушения ледового покрова при возрастании скорости его нагружения (скорости движения судна).

Для расчетной оценки указанного эффекта были исследованы модели ледяных полубесконечных балки-полоски и пластины постоянной толщины на упругом (гидростатическом) основании. Уравнение изгиба и соответствующие граничные условия представлены ниже:

$$D \frac{\partial^4 w(x, t)}{\partial x^4} + \rho_{ice} h_{ice} \frac{\partial^2 w(x, t)}{\partial t^2} + \rho_{water} g w(x, t) = 0, \quad (6)$$

$$w''(0, t) = 0,$$

$$w'''(0, t) = \frac{(F_{vertical})_{hull}(t)}{D},$$

$$w(\infty, t) \rightarrow 0,$$

$$w'(\infty, t) \rightarrow 0,$$

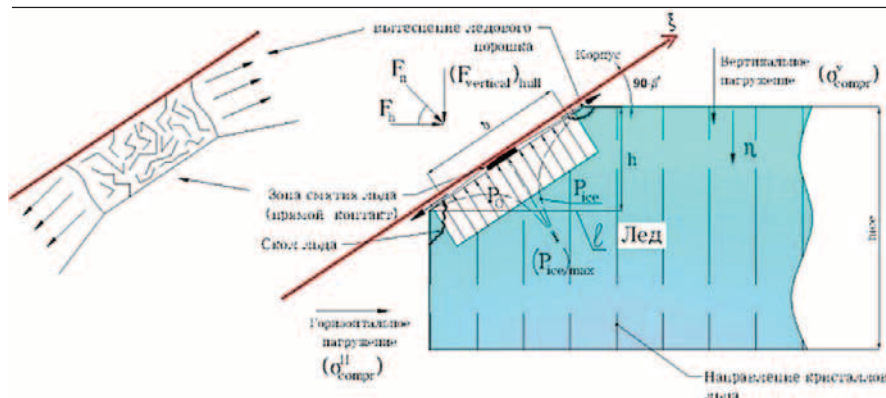


Рис. 3. Схема разрушения однолетнего льда при контакте с наклонным бортом [5, 6]

где $w(x,t)$ – прогиб в функции от координаты x и времени приложения нагрузки t ; $(F_{vertical})_{hull}(t)$ – вертикальная ледовая сила, приложенная к кромке ледового покрова толщиной h_{ice} ; ρ_{ice} , ρ_{water} – плотность льда и воды; g – ускорение свободного падения; $D = \frac{Eh_{ice}^3}{12(1-\mu^2)}$ – цилиндрическая жесткость ледяной пластины; E , μ – модуль Юнга и коэффициент Пуассона льда.

На основе решения (6) в квазистатической постановке получены коэффициенты уменьшения (возрастания) характерного размера обломанного сектора льда и увеличения (уменьшения) вертикальной силы, необходимой для разрушения ледового покрова изгибом, в зависимости от времени приложения нагрузки или от скорости движения судна (числа Фруда

$$Fr'_{ice} = \frac{(V_{ice})_{typical}}{\sqrt{gh_{ice}}}.$$

Впервые эффект динамического уменьшения размера обломанного сектора при увеличении скорости нагружения ледяного покрова был теоретически обоснован К.Е. Сазоновым [11]. Результаты решения уравнения (6) согласуются с результатами работы [11] и натурными данными по характерным размерам обломков льда из разрушенного корпусом судна ледового покрова [12,13].

В уравнении (5) значение коэффициента

$$k_{dyn} = f\left(Fr'_{ice} = \frac{V_{typical}}{\sqrt{gh_{ice}}}\right)$$

определяется на основе натурных данных [12,13] с учетом полученных теоретических решений. Описанный эффект динамического усиления нагрузки разрушения ледового покрова является определяющим для учета влияния скорости судна на уровень ледовой нагрузки, воздействующий на его корпус.

Решение уравнения (1) относительно параметров ледового нагружения выполняется численно, последовательными приближениями.

Для расчетов прочности корпуса определяются значения ледовой силы $F_n(w,b)$, длины w и высоты зоны контакта b , среднего локального давления $p_o(b)$, среднего ледового давления $p_{average}(w,b) = F_n / (w \cdot b)$ по зоне контакта (w,b) , среднего давления $p_{average}(s,b)$ для участка корпуса (s,b) , шпация s , а также параметры распределения ледового давления в соответствии с уравнением (4). При $b > l$, здесь l – расстояние между продольными связями), необходимо учитывать увеличение ледового давления на элемент корпуса (s,l) , что обусловлено неравномерностью распределения (пиковостью) давления поперек зоны контакта [см. выражение (4)].

Представленная методология применима в широком диапазоне форм обводов судов ледового плавания, включая «плоские» носовые обводы ледокола «Oden» и кормовые обводы судов двойного действия при угле входа ватерлинии 90° .

На базе указанной методики разработана программа, которая используется РМ РС для назначения ледовых нагрузок на корпуса ледокольных судов и ледоколов с целью проверки их прочных размеров.

В работах [5, 6] выполнена верификация представленного метода на базе сравнительного анализа расчетных и измеренных в натурных условиях ледовых нагрузок для ледокольного судна «Кепита» и ледокола «Polar Star» при эксплуатации в относительно легких ледовых условиях Балтики и в арктических многолетних льдах. В данной статье представлены результаты дополнительной верификации для арктических ледоколов, включая ледокол «Louis S. St-Laurent».

РЕЗУЛЬТАТЫ СРАВНЕНИЯ РАСЧЕТНЫХ И ИЗМЕРЕННЫХ ЛЕДОВЫХ НАГРУЗОК НА КОРПУС АРКТИЧЕСКОГО ЛЕДОКОЛА «LOUIS S. ST-LAURENT» ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ В МНОГОЛЕТНИХ АРКТИЧЕСКИХ ЛЬДАХ

Основные характеристики ледокола «Louis S. St-Laurent»

Характеристика	Значение
Водоизмещение, т	15 324
Макс. длина, м	119,8
Макс. ширина, м	24,38
Осадка, м	9,91
Высота борта, м	16,3
Энергетическая установка (тип и число главных двигателей,	5×МАК 16М453С
мощность)	(5×5,880 кВт)
Пропульсивная установка, кВт	3×6,714 (3×ВФШ)
Скорость, уз	16

Для измерения ледовых нагрузок в носовой части была установлена измерительная панель, состоящая из 30 отдельных измерительных ячеек размером $(1,2 \times 0,6)$ м: 5 ячеек – поперек, 6 ячеек – вдоль, см. рис. 4 [14]. Представленная измерительная схема позволяла одновременно измерять интегральную ледовую силу на панель, давление на



Рис. 4. Схема измерительной панели ледокола «Louis S. St-Laurent»

измерительную ячейку и исследовать масштабный фактор ледовых нагрузок в зависимости от характерной длины (площади) контакта.

Измерение нагрузок выполнялось в арктических условиях в период летне-осенней навигации, август–сентябрь.

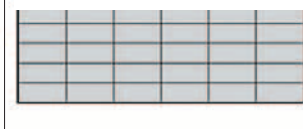
На рис. 5 представлены расчетные значения интегральной ледовой силы на панель в зависимости от скорости движения ледокола в сравнении с замеренными в натурных условиях. Результаты расчетов достаточно хорошо согласуются с экспериментальными данными, которые анализировались в рамках разработки унифицированных требований к прочности полярных судов [15–17]. Анализ выполненных расчетов показывает, что нагрузки в зимне-весеннюю навигацию значительно увеличиваются в сравнении с соответствующими для летне-осеннего периода, что подтверждается опытом эксплуатации [5, 6].

На рис. 6 представлены результаты анализа среднего ледового давления на измерительную ячейку в функции от скорости движения судна (скорость нагрузки). Важно указать, что экспериментальные данные не подтверждают какой-либо корреляции между ледовыми давлениями и скоростью нагрузки. Анализ экспериментальных данных показывает, что отмечается некоторое возрастание ледовых контактных давлений при увеличении характерной толщины ледового покрова. Это объясняется увеличением прочности льда за счет снижения солёности и уменьшения температуры внутри ледового покрова. Последнее подтверждается результатами расчетов максимально-возможных ледовых давлений на измерительную ячейку. Расчетные значения максимально-возможных давлений на ячейку достаточно хорошо соответствуют экспериментальным данным.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработан метод, позволяющий назначать ледовые нагрузки на носовую и кормовую части ледокольных судов, включая суда двойного действия, формы которых в настоящее время не регламентируются действующими требованиями РМРС. Ледовая нагрузка определяется в зависимости от скорости судна, характе-

30 отдельных измерительных ячеек размером $(1,2 \times 0,6)$ м



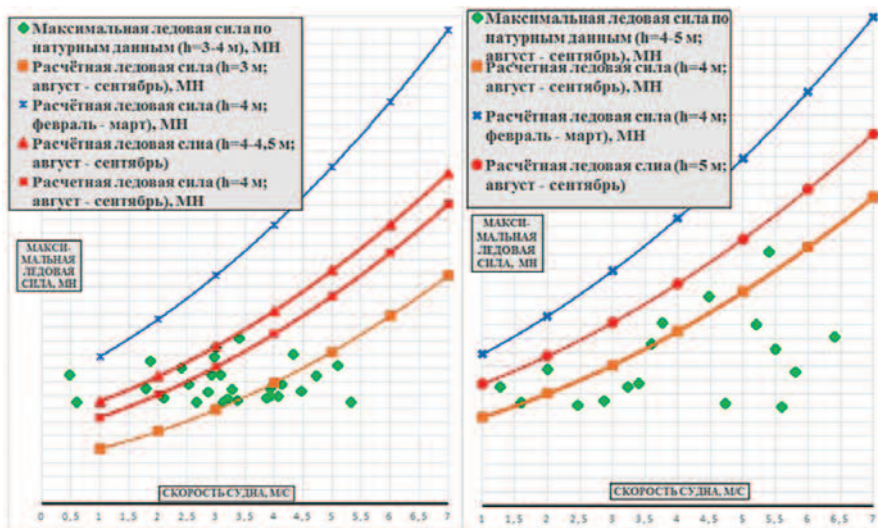


Рис. 5. Расчетные и замеренные в натуральных условиях значения интегральной ледовой силы на измерительную панель ледокола «Louis S. St-Laurent» в зависимости от скорости его движения и толщины ледового покрова

ристик ледового покрова и конкретного времени навигации. Расчетные значения ледовых нагрузок с точностью, необходимой для практических расчетов прочности корпуса, соответствуют замеренным в натуральных условиях. Расчетные значения ледовой нагрузки могут быть использованы для проверки и назначения прочных размеров корпуса судна, а также для разработки требований к допустимым условиям ледового плавания.

ЛИТЕРАТУРА

1. Daley C. G. Ice Edge Contact - A Brittle Failure Process Model / Acta Polytechnica Scandinavica // Mechanical Engineering, 1991, Series №100, 92 p., Helsinki. Published by the Finnish Academy of Technology.
2. Daley C. G., Riska K. Conceptual Framework for an ice Load Model – National Energy Board 311, 6th Avenue, S.W. Calgary, Alberta, T2P 3H2, 1995, 44 p.

3. Kujala P. Semi-empirical Evaluation of Long Term Ice Loads on a Ship Hull // Marine Structure. – 1996. – 9. – P. 849–871.
4. Антолонов Е.М., Дидковский А.В., Кутейников М.А., Нестеров А.Б. Совершенствование методологии определения ледовых нагрузок / Российский морской регистр судоходства // Науч.-техн. сб.– 2002.– Вып. 25.– С. 83–100.
5. Андрияшин А.В., Болшев А.С., Григорьева О.А., Зуев П.С., Кутейников М.А., Фролов С.А. Определение ледовых нагрузок на носовую и кормовую часть современных судов ледовых классов и ледоколов с наклонным бортом / Российский морской регистр судоходства // Науч.-техн. сб.– 2016.– Вып. 44–45.– С. 41–49.
6. Андрияшин А., Зуев П., Кутейников М., Григорьева О., Болшев А., Фролов С. Determination of ice loads acting on the bow and stern of the modern ice ships and icebreakers. – Proceedings of

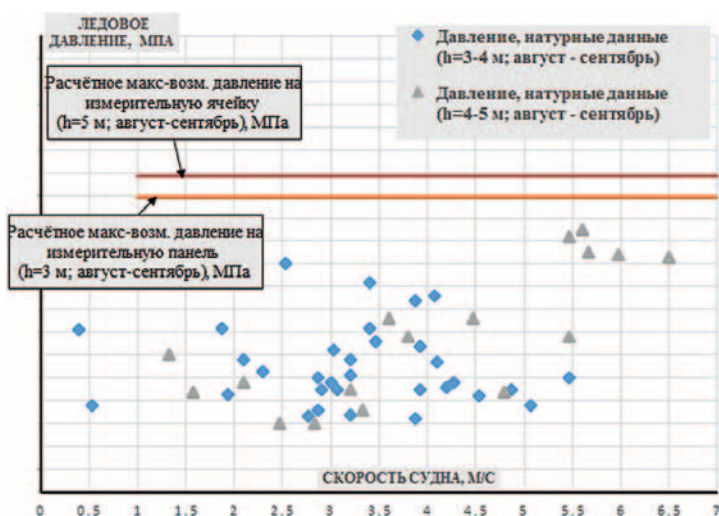


Рис. 6. Расчетные и измеренные контактные давления на измерительную ячейку (1,2×0,6)м. Ледокол «Louis S. St-Laurent» Август–сентябрь, арктические многолетние льды

the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference, ISOPE 2016, p. 1298–1305.

7. Курдюмов В.А., Хейсин Д.Е. Гидродинамическая модель удара твердого тела о лед // Прикладная механика, 1976. – Т. XII. – №10. – С. 103–109.
8. Soinen H.A. Propeller-ice contact model. – Dissertation for the degree of Doctor of Technology. – VTT technical research centre of Finland. – Espoo, 1988. – 116 p.
9. Андрияшин А.В. Ледовые нагрузки для расчета местной прочности лопастей ледокольных гребных винтов // Науч.-техн. сб. / Российский морской регистр судоходства. – 2003. – №26. – С. 93–107.
10. Kerr A. The bearing capacity of floating ice plates subjected to static or quasi-static loads // Journal of Glaciology. – 1976. – Vol. 17. – №76. – P. 229–268.
11. Сазонов К.Е. Исследование динамического разрушения ледового покрова // Судостроительная промышленность. – 1991. – Вып. 19. – С. 6–10.
12. Алексеев Ю.Н., Сазонов К.Е. Метод сопротивления льда движению судна // Вопросы судостроения. Серия: Проектирование судов. – 1984. – Вып. 41. – С. 20–28.
13. Enkvist E. On the Ice Resistance Encountered by Ships Operating in the Continuous Mode of Icebreaking. – The Swedish Academy of engineering Sciences in Finland. Report №24, 1972.
14. Frederking R., Kubat I. A Comparison of Local Ice Pressure and Line Load Distributions from Ships Studied in the SAFICE Project. – The 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, Houston, 2007, October 1–5 (WP 3).
15. Антолонов Е.М. Решение проблем обеспечения прочности судов ледового плавания и ледоколов в условиях круглогодичной эксплуатации в Арктике. – Дисс. на соискание уч. степени д-ра техн. наук, ФГУП КГНЦ РФ «Центральный научно-исследовательский институт им. акад. А.Н. Крылова», 2003, 380 с.
16. Ritch R., St. John J., Browne R. and Sheinberg R. Ice load impact measurements on the CCGS Louis S. St. Laurent during the 1994 Arctic Ocean crossing. – Proceedings of the 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 1999, July 11–16, St. John's Newfoundland, paper OMAE99/P&A-1141.
17. Increasing the safety of icebound shipping // Espoo: Helsinki University of Technology. – 2007. – Vol. 1. Final Scientific report. ■

Одним из важнейших вопросов создания толкаемых составов является разработка сцепного устройства, обеспечивающего надежную связь толкача и баржи. В настоящее время известны три типа сцепов: жесткие, ограниченно-подвижные, подвижные. Для каждого из них свойственны определенного типа достоинства и недостатки. При этом следует отметить, что наиболее перспективным типом сцепных устройств составов смешанного плавания признаны ограниченно-подвижные сцепы, российские варианты опытных образцов которых были созданы в начале 90-х гг. XX в., дальнейшей разработке и испытаниям которых помешало начало экономических преобразований в стране.

Основной сдерживающий фактор создания сцепных устройств судов смешанного плавания является отсутствие методики определения внешних нагрузок на счалные устройства, находящиеся под действием внешних эксплуатационных факторов (волнение, мелководье, узость фарватера и др.). Решению этой задачи посвящено сравнительно небольшое число публикаций, что связано в первую очередь со специфичностью узкоотраслевого направления, получившего очердную импульс развития только в последние годы.

Одним из эксплуатационных факторов, влияющих на усилия в счале толкаемого состава, является его движение в условиях волнения. При этом с позиции снижения усилий в элементах сцепного устройства значительный интерес представляет выбор курсового угла движения состава по отношению к направлению волнения.

Существующие методики расчета счалных усилий в сцепных устройствах толкаемых составов при движении последних как в условиях тихой воды, так и в условиях волнения, дают результаты, отличающиеся друг от друга большим разбросом значений, что показано на рис. 1.

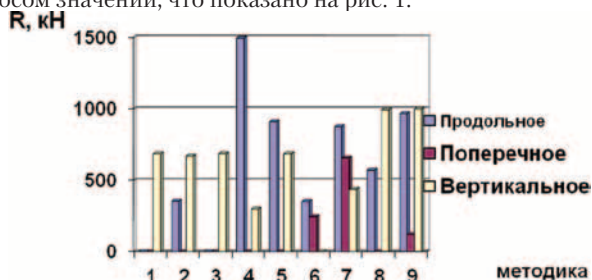


Рис. 1. Результаты расчета усилий в счале толкаемого состава из толкача пр. 07521 и баржи пр. 16801, полученные по различным методикам
1 – Нецветаева, 2 – Алуджана, 3 – Соловьева, 4 – Флетчера, 5 – СПГУВК, 6 – НГАВТ, 7 – «Taisai», 8 – Ротина, 9 – Котова

С целью разработки единой методики нахождения счалных усилий в сцепных устройствах толкаемых составов, движущихся в условиях волнения, были составлены уравнения движения. В качестве расчетной была принята схема, представленная на рис. 2.

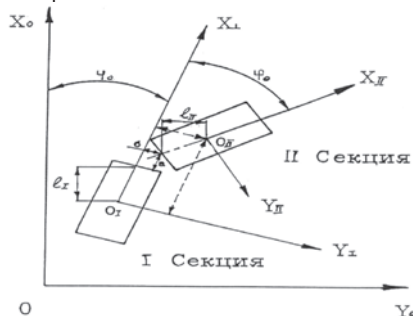


Рис. 2. Расчетная схема толкаемого состава в принятой системе координат

ВЛИЯНИЕ КУРСОВОГО УГЛА НА УСИЛИЯ В СЧАЛАХ ТОЛКАЕМЫХ СОСТАВОВ

С.В. Преснов, канд. техн. наук, директор
Московского филиала ФАУ «Российский речной регистр»,
контакт. тел. +7 (985) 726 7007

Расчеты были проведены прямым решением системы дифференциальных уравнений движения толкаемого состава в условиях волнения [1] для толкаемого состава из буксира-толкача пр. № 07521 и баржи пр. № 16801 с классом Российского Речного Регистра. Суда состава имели следующие главные размерения и коэффициенты полноты:

– толкач: длина по КВЛ – 40,0 м, ширина по КВЛ – 13,0 м, осадка по КВЛ – 3,5 м, коэффициент полноты водоизмещения – 0,580;

– баржа: длина по КВЛ – 106,0 м, ширина по КВЛ – 16,4 м, осадка по КВЛ – 3,7 м, коэффициент полноты водоизмещения – 0,894.

При проведении расчетов весь спектр кинематических схем судовых сцепных устройств был сведен к трем видам сцепов, что было обусловлено ограничениями, накладываемыми сцепным устройством на перемещение судов состава относительно друг друга:

1) «идеальный» сцеп – сцеп, у которого отсутствуют перемещения по всем направлениям, определению подлежат все шесть значений сил и моментов;

2) «морской» сцеп – сцепное устройство, у которого отсутствует счалный момент относительно поперечной оси, определению подлежат величины продольного, поперечного и вертикального усилий, а также моменты относительно продольной и вертикальной осей;

3) «речной» сцеп – сцеп, не ограничивающий вертикальные перемещения судов состава относительно друг друга, определению подлежат величины продольного и поперечного усилий, а также момента относительно вертикальной оси.

Например, сцепное устройство, разработанное НПО «Судоремонт» представляет собой морской сцеп; сцепное устройство ЦТКБ «НИИВТ» – речной сцеп; жесткое соединение судов состава – «идеальный» сцеп.

Варьируемыми величинами были курсовой угол; отношение длины волны к длине состава; жесткость сцепного устройства; скорость движения толкаемого состава; место расположения сцепного устройства на составе (возвышение над ватерлинией толкача, положение по длине состава); тип сцепного устройства (идеальный, морской или речной сцепы), тип и характер волнения.

Значения счалных сил и моментов к безразмерному виду приводились при помощи следующих зависимостей:

$$C_x = \frac{N_U}{D_c}; \quad C_y = \frac{Q_U}{D_c}; \quad C_z = \frac{G_U}{D_c}; \quad C_{m_x} = \frac{M_x}{D_c \cdot L_c};$$

$$C_{m_y} = \frac{M_y}{D_c \cdot L_c}; \quad C_{m_z} = \frac{M_z}{D_c \cdot L_c},$$

где N_U , Q_U , G_U – значения счалных усилий; M_x , M_y , M_z – значения счалных моментов; L_c , D_c – длина и водоизмещение состава.

На рис. 3 и рис. 4 сопоставлены результаты расчета продольных и вертикальных усилий для вышеобозначенного состава.

Результаты проведенных расчетов и их сопоставление с экспериментальными данными [2], а также анализ результатов экспериментальных исследований [3] позволили сде-

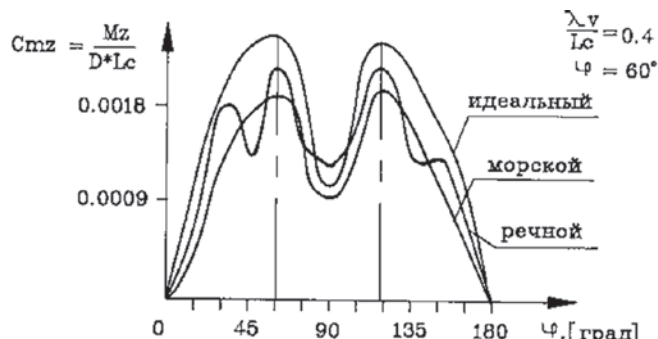
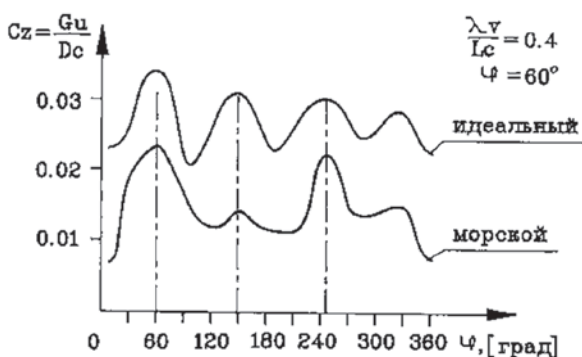
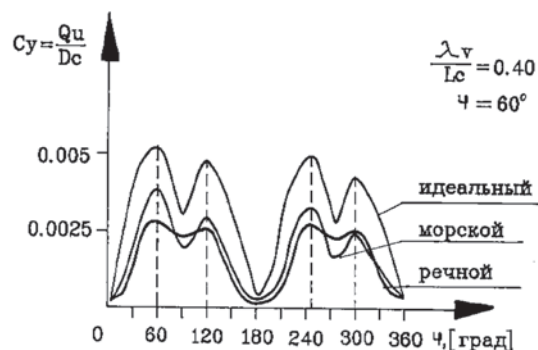
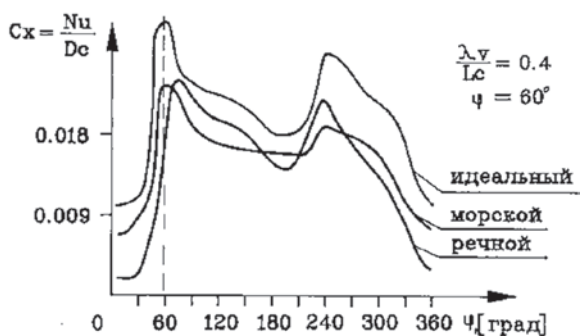


Рис. 3. Сопоставление расчетов продольных и вертикальных усилий для различных типов сцепных устройств толкаемых составов в условиях волнения

Рис. 4. Сопоставление расчетов поперечных усилий и горизонтального момента для различных типов сцепных устройств толкаемых составов в условиях волнения

дать следующие основные выводы в отношении влияния тех факторов, которые определяют усилия в счале:

1. При эксплуатации толкаемых составов в условиях волнения наиболее неблагоприятными являются курсовые углы $\varphi = 60^\circ$ и $\varphi = 240^\circ$. При этих значениях величин курсовых углов счалные силы и моменты достигают своего максимума.

2. Наибольшие значения величин счалных моментов и сил отмечаются на регулярном волнении.

3. Любое увеличение скорости состава ведет к увеличению счалных усилий. Исключением являются продольное и поперечное усилия на попутном волнении с кормовыми курсовыми углами. Их снижение незначительно в рамках нормируемой высоты волны.

4. Повышение жесткости сцепного устройства приводит к увеличению счалных сил и счалных моментов. В связи с этим наиболее предпочтительной кинематической схемой сцепного устройства, предназначенного для эксплуатации в условиях волнения, является морской сцеп, условно введенный ранее.

5. Максимальных значений счалный момент достигает при выполнении маневра «змейка», что обусловлено в первую очередь инерционными характеристиками судов состава. Однако в условиях волнения выполнение такого маневра моделируется теоретически, что практически трудно реализовать, исходя из норм безопасности плавания и возможности «зависания» толкача при расклинивании элементов конструкции сцепного устройства.

6. Наличие люфтов в узлах сцепного устройства увеличивает значения «пиковых» нагрузок. Сложность уче-

та износов обусловлена подбором функции, что связано с вероятностным поведением зазора, который согласно принятому положению линейно ограничен в пространстве, но на самом деле имеет шесть степеней свободы, и ему свойственно функциональное поведение во времени в зависимости от сочетания внешних нагрузок и распределения внутренних сил.

Сделанные выводы позволяют ввести ограничение по курсовому углу движения состава по отношению к волнению, исключению излишнего маневрирования, что актуально для толкаемых составов в эксплуатации. Величины нагрузок в зависимости от расположения сцепного устройства, выбор жесткости и типа сцепного устройства должны упростить задачу проектирования сцепных устройств и компоновки толкаемых составов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Преснов С. В. Уравнения определения усилий в счале двухзвеньевое толкаемого состава // Наука и техника на речном транспорте. Сб. науч. тр. – М.: ЦБНТИ, 1996. – № 4.
2. Котов Г. П. К определению оптимальных параметров амортизирующих устройств сцепов толкачей. Вопросы эксплуатации и прочности судовых конструкций и механизмов: Сб. науч. тр. – Нижний Новгород: НИИВТ, 1989.
3. Исследование нагрузок, определяющих общую прочность шарнирно-сочлененного судна на регулярном волнении: Отчет ГИИВТ. – Нижний Новгород: ГИИВТ, 1974. ■

Суда для перевозки сухих массовых грузов отличает целый ряд особенностей, влияющих на процесс проектирования конструкций их корпуса [1, 2]:

- архитектурно-конструктивные особенности, обусловленные необходимостью перевозки навалочных грузов, в том числе тяжелых (чередующаяся загрузка трюмов, большая высота двойного дна), эксплуатационными свойствами груза (наличие подпалубных и скуловых цистерн, трапециевидальные опоры переборок);
- интенсивный износ конструкций, обусловленный абразивными свойствами и коррозионной активностью некоторых грузов, а также механическим воздействием при разгрузке судна рейферными захватами и бульдозерами;
- активное использование сталей повышенной прочности, что вкуче с непростыми эксплуатационными условиями нередко приводит к появлению усталостных повреждений по истечении 15–20 лет службы судна;
- особенности проведения грузовых операций: благодаря использованию конвейерных установок увеличивается риск перегрузки судна, что чревато как местными повреждениями конструкций, так и переломами корпуса в акватории порта.

Параллельно со становлением архитектурно-конструктивного типа универсальных судов для перевозки навалочных грузов и увеличением их количества в составе морского транспортного флота развивались расчетные методы, применяемые при проектировании конструкций корпуса балкеров. Это развитие отражалось и продолжает отражаться в соответствующих разделах Правил классификационных обществ, в т. ч. Регистра Судоходства (РМРС).

В 1950-х гг. только порядка 25% всех сухих массовых грузов перевозилось на специализированных однопалубных судах. Большая часть таких судов представляла специализированные навалочные суда – рудовозы. По этой причине первые специальные требования Правил классификационных обществ к балкерам касались усиления конструкций при перевозке руды. В Правилах Germanischer Lloyd (GL) 1963 г. в разделе 24 уже присутствуют два параграфа: в первом изложены требования к конструкции судов, которые не имеют класса «Erzschiff» («Рудовоз»), а во втором – требования для рудовозов. Необходимо сказать, что такие требования касались конструирования и не содержали специальных расчетных формул. Правила Nippon Kaiji Kyokai (NKK) 1969 г. содержат уже значительно более развернутые требования к конструкции корпуса рудовозов, однако в них лишь эпизодически упоминаются требования к судам других типов, перевозящих тяжелые массовые грузы и регулярно разгружаемых рейферами. В Правилах NKK, GL, LR, ABS 1973–1974 гг. уже появились отдельные разделы, посвященные конструкции корпуса навалочных судов, содержащие отдельные требования для судов этого типа.

В послевоенные годы XX в. в СССР были выполнены исследования, которые позволили вступить в силу Правилам Регистра СССР 1956 г. В них суда для навалочных грузов отдельно не рассматриваются, упоминается лишь об усилении двойного дна для судов, которые разгружаются черпаками (т. е. рейферами).

В Правилах Регистра СССР 1977 г. уже существует специальный раздел «Суда для навалочных грузов», требования которого распространяются на суда расчетной длиной от 80 до 250 м. Отдельно рассматриваются обыч-

АНАЛИЗ РАЗВИТИЯ ТРЕБОВАНИЙ НОРМАТИВНЫХ ДОКУМЕНТОВ К РАЗМЕРАМ КОНСТРУКЦИИ КОРПУСА НАВАЛОЧНЫХ СУДОВ В СРЕДНЕЙ ЧАСТИ

**К.В. Плотников, аспирант СПбГМТУ,
контакт. тел. +7 (911) 975 1423**

ные сухогрузные суда, приспособленные для перевозки тяжелых навалочных грузов, специальные суда-навалочники и рудовозы. Для балкеров в Правилах Регистра 1977 г. существуют специальные расчетные зависимости, позволяющие определить требуемые толщины листов и значения момента сопротивления балок набора. При определении значения давления со стороны навалочного груза не учитывается инерционная составляющая нагрузки. Нормируется минимальная высота двойного дна у вертикального киля в трюмах, загружаемых тяжелым грузом, в которую, кроме прочего, входит параметр p – давление на двойное дно, определяемое с учетом противодействия со стороны моря. Правила 1977 г. содержат формулы для определения требуемых значений площади поперечного сечения стенок рамного набора двойного дна (флоров, стрингеров, вертикального киля), при этом допускается определение размеров таких балок прямыми методами по одобренным Регистром методикам. Также Правила содержат большое число требований к конструктивному оформлению корпуса в районе грузовых трюмов навалочников.

В Правилах Регистра СССР 1981 г. для определения давления от перевозимого навалочного груза вводится параметр k_{np} , который зависит от угла внутреннего трения груза, параметров движения судна на волнении и угла наклона рассматриваемой поверхности к горизонту. Методика, по которой определяются размеры рамного междулонного набора, была несколько расширена.

Требования Правил Регистра СССР 1985 г. к навалочным судам остались в основном неизменными. В Правилах Регистра СССР 1990 г. требования части II «Корпус» были значительно переработаны. Впервые в отдельный пункт 1.3 раздела 1 были вынесены формулы для определения расчетных нагрузок, изменены требования к общей продольной прочности, значительно расширены требования к размерам связей и конструктивному оформлению в районе грузовых трюмов. Серьезному изменению были подвергнуты многие требования Правил – в явном виде появились добавки на износ и коррозию, требования к устойчивости связей и пр. Правила Регистра СССР 1990 г. являлись весьма прогрессивным нормативным документом своего времени, и многие методические основы, заложенные в них, применяются в Правилах РМРС до сих пор.

Правила Регистра 1995 г. сохранили основные требования к размерам связей корпуса, однако были дополнены требованиями к продольной прочности судов на основании стандарта продольной прочности Международной ассоциации классификационных обществ, МАКО (International Association of Classification Societies Ltd, IACS) (УТ S11) и измененными требованиями к устойчивости элементов конструкции корпуса. Требования Правил 1995 г. к навалочным судам отличаются лишь в части требований к антикоррозионным покрытиям. В Правилах РМРС 1999 г. были изменены расчетные зависимости для определения нагрузок, а также значения допускаемых напряжений для большинства связей. Большинство изменений коснулись и размеров связей навалочников, хотя

Главные размерения и коэффициент общей полноты расчетного судна

Параметр*		Значение
Длина наибольшая	$L_{ог}$, м	Ок. 235
Длина между перпендикулярами	$L_{дпр}$, м	219,8
Длина расчетная	L , м	219,8
Ширина расчетная	B , м	32,2
Осадка по ЛГВЛ	T_s , м	13,0
Высота борта по ВП	D , м	18,2
Коэффициент общей полноты при осадке T_s	C_B	0,845
Минимальная осадка в балласте	$T_{бор}$, м	8,09

большинство требований к конструктивному оформлению грузовых трюмов остались неизменными.

На уровне МАКО под надзором обществ-членов которой находится более 90% суммарного тоннажа мирового торгового флота, в течение многих лет проводятся исследования вопросов известных или предполагаемых изъянов конструкций, вызывающих повреждения балкеров. По результатам исследований были изменены правила присвоения класса навалочным судам, а также был выпущен ряд Унифицированных Требований (УТ, UR) [3] касающихся тех или иных аспектов конструкции балкеров. С целью обобщить опыт применения УТ, а также унифицировать требования Правил различных классификационных обществ в 2004 г. МАКО выпустила первую редакцию Общих Правил по конструкции и прочности (IACS Common Structural Rules for Bulk Carriers – CSR) [4]. В 2006 г. эти правила вступили в силу и стали обязательными для всех навалочных судов расчетной длиной свыше 90 м и строящихся на класс классификационного общества – члена МАКО. В 2015 г. в силу вступили Гармонизированные Общие Правила (Harmonized CSR) [5], в которых унифицированы основные требования МАКО к конструкции и прочности нефтеналивных и навалочных судов.

В данной статье приведено оценочное сравнение результатов проектирования конструкций корпуса навалочного судна дедвейтом ок. 70 000 т по требованиям Общих Правил (CSR), Правил РМРС в редакции 2005 г. [6] и Правил Регистра СССР 1990 г [7].

ОПИСАНИЕ РАСЧЕТНОГО СУДНА И ОСОБЕННОСТИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Сравнение результатов проектирования конструкций корпуса проводилось применительно к универсальному навалочному судну. Рассматриваемый балкер относится к дедвейтной группе Рапатах, имеет двойной борт и продольную систему набора всех перекрытий в средней части. Главные размерения судна представлены в табл. 1.

Класс судна – KM Ice 3 [I] AUT1, ECO-S, OMBO, LI**, установка обработки балласта, Bulk carrier/container ship, ESP, CSR, BC-A, GRAB (20t), maximum cargo density $1,8 t/m^3$, cargo holds No's. 2,4,6 may be empty. Так как на судне предполагается перевозка различных по плотностям массовых грузов, принято расположение с чередованием длинных и коротких трюмов (рис. 1).

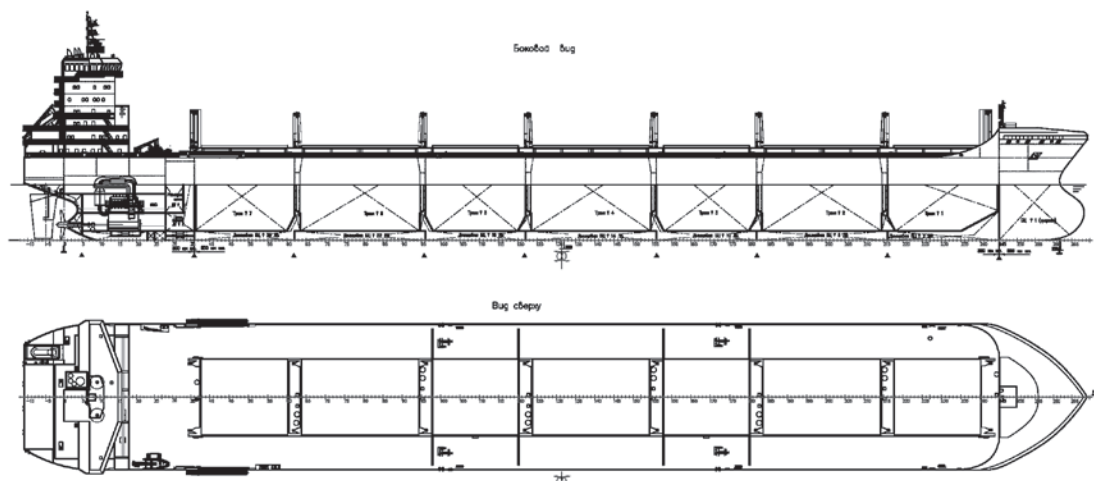


Рис. 1. Общее расположение (виды сбоку и сверху) судна

* В данном случае автор старался придерживаться обозначений из [4].

** Наличие ледовых усилений при расчетах и сопоставительном анализе не учитывалось.

*** Отметим, что требованиями Правил Регистра СССР долгое время регламентировалась установка сплошных флоров на расстоянии, не превышающем две шпации. В 80-х гг. прошлого века это требование из текста Правил исчезло, однако обычно выполнялось отечественными проектантами как позволяющее получить рациональные размеры междудонного набора для судов, перевозящих тяжелые грузы.

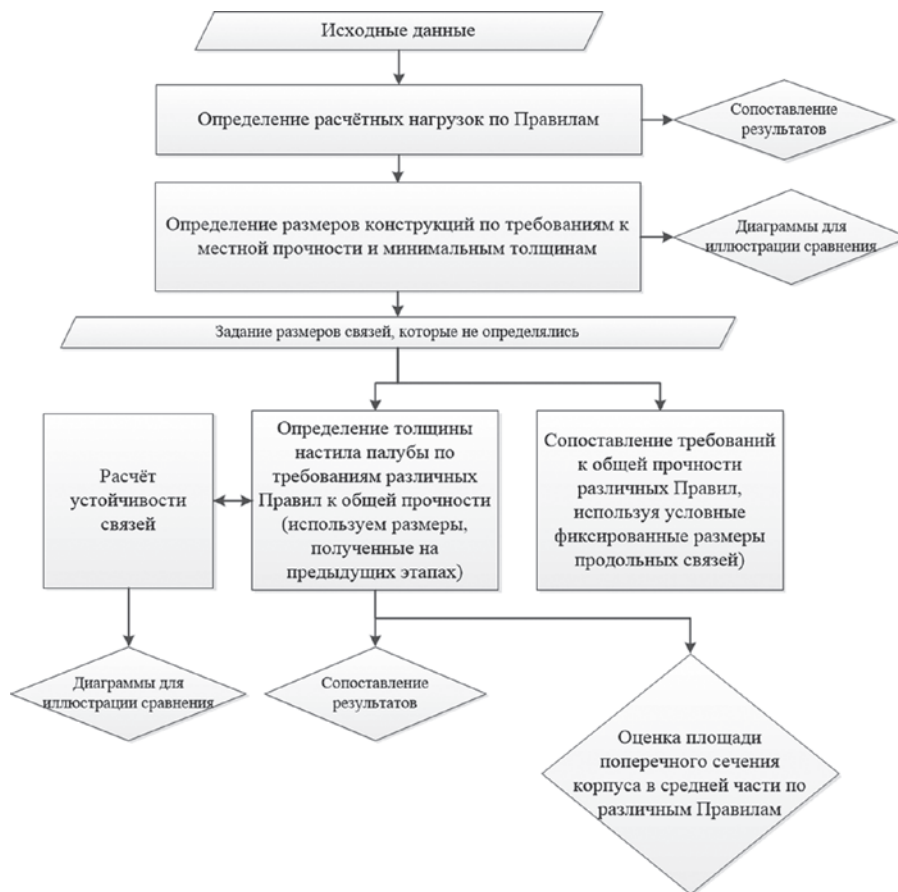


Рис. 2. Структурно-логическая схема исследования

перевозки руды) и смежные с ним бортовые и днищевые балластные цистерны.

Так как в Правилах РМРС в отличие от Правил CSR отсутствуют прямые указания по использованию в расчетах значений плотности и угла внутреннего трения груза, а также высоты его укладки, во всех расчетах использовались значения, регламентируемые Правилами CSR. В ряде случаев эти значения отличаются от приведенных проектантом в буклете (табл. 2).

Таблица 2

Параметры перевозимого груза

Груз	Расчетная плотность, т/м ³		Угол внутр. трения	
	Буклет	CSR	град	рад
Уголь	0,918	1	30	0,524
Руда	1,805	1,805	35	0,611
Зерно	0,444	1	30	0,524

Важным для целей сравнительного анализа вопросом является использование при выполнении расчетов по требованиям различных правил одинакового значения изгибающего момента корпуса на тихой воде. Следует отметить, что требования Правил CSR регламентируют минимальное расчетное значение этого параметра. Поскольку данное требование отсутствует в Правилах РМРС, интерес вызывает сопоставление нормативных значений минимальных изгибающих моментов на тихой воде, вызывающих прогиб и перегиб судна (полученных по требованиям Правил CSR) с теми значениями, которые получены методом интегрирования кривой неуровненной погонной нагрузки при различных состояниях загрузки судна.

Определенные согласно требованиям раздела Ch.4 Sec.3.2.2. Правил CSR значения составляют –1 567 223 кНм для прогиба корпуса и 1 713 919 кНм для перегиба. В табл. 3 приведены значения изгибающего момента на тихой воде в средней части корпуса судна для нескольких состояний загрузки.

Таблица 3

Наибольшие значения изгибающего момента судна в средней части при характерных состояниях загрузки

Параметр	Загрузка углем	Загрузка зерном	Загрузка рудой	Состояние в балласте
Характер деформации корпуса	Прогиб	Перегиб	Перегиб	Перегиб
Наибольшее значение перегибающего момента, М _{sw} [*] кНм	–	468 626	967 968	1 326 915
Наибольшее значение прогибающего момента, М _{sw} [*] кНм	–1 170 252	–	–	–

Можно сделать вывод, что минимальные значения изгибающего момента на тихой воде, определенные согласно требованиям Правил CSR, превосходят значения, определенные методом интегрирования кривой нагрузки (примерно на 30% как для прогибающего, так и для перегибающего момента). Именно значения, определенные по требованиям CSR, использовались в расчетах.

На рис. 3 представлен эскиз конструктивного мидельшпангоута судна. Для удобства последующего представления информации расчетные точки* обозначены буквенно-цифровыми индексами.

* Несмотря на то, что согласно требованиям Правил CSR требуется рассмотрение прочности и устойчивости каждого листового элемента (ЕРР), в рамках исследования была выбрана группа листовых элементов, являющихся определяющими для листов настилов и обшивок. Балки основного набора разделялись на группы. Требуемые характеристики определялись для балки, испытывающей наибольшее давление среди остальных балок в группе. Определенные для такой балки характеристики распространялись на все балки в пределах группы.

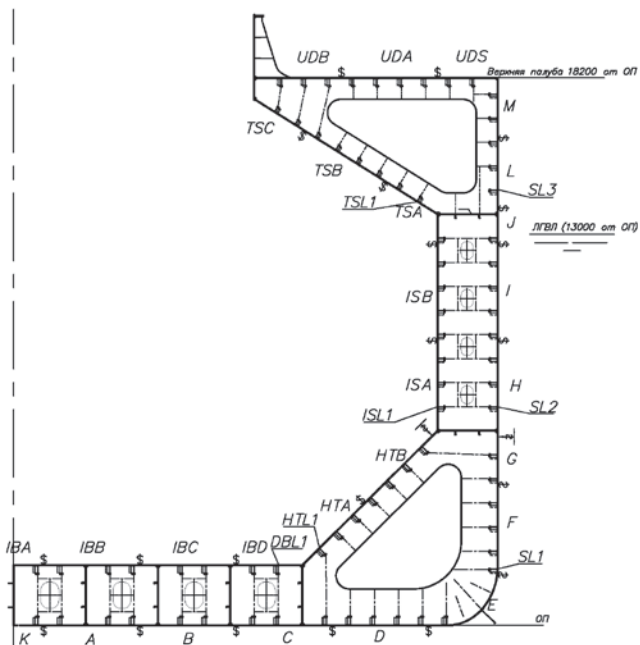


Рис. 3. Эскиз конструктивного мидель-шпангоута (сечение по рамным связям) с указанием обозначений расчетных точек

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ СРАВНИТЕЛЬНОГО АНАЛИЗА. РАСЧЕТНЫЕ НАГРУЗКИ

Требования Правил РМРС 2005 г. и Правил CSR к значению волновых изгибающих моментов в вертикальной плоскости совпадают – в обоих документах используется единый стандарт общей прочности, предлагаемый УТ МАКО S11 [3]. В то же время Общие Правила МАКО для навалочных судов содержат требования к расчетным значениям волновых моментов в поврежденном состоянии и в условиях порта.

Правила Регистра 1990 г. содержат несколько иные требования к значению волнового изгибающего момента. Расчеты показывают, что для рассматриваемого судна значения волновых изгибающих моментов, определенные по Правилам Регистра 1990 г. оказались примерно на 30% меньше, чем значения, определенные согласно УТ S11 (1 723 911 кНм против 2 505 528 кНм для перегиба корпуса и –1 802 733 кНм против –2 652 224 кНм для прогиба).

Говоря об определении местных давлений, следует понимать, что количественное сравнение их значений, вычисленных по требованиям различных нормативных документов, не совсем корректно: задача нормирования внешних нагрузок тесно связана с задачей нормирования допускаемых напряжений. Сравнение в этом случае может носить лишь демонстрационный характер. Качественное сопоставление расчетных значений* внешних давлений со стороны моря, давлений от перевозимого массового груза (руды) и балласта в цистерне двойного борта для некоторых точек представлено на гистограммах, изображенных на рис. 4.

Внешние давления со стороны моря, определенные по Правилам CSR для всех связей оказались наибольшими. Значение расчетного давления, определенное по требованиям Правил CSR на внутреннее дно несколько больше, чем по требованиям Правил РМРС. Расчетные давления на настил второго дна по требованиям Правил 1990 г. и 2005 г. практически одинаковы. Давление на наклонные листы скуловой цистерны оказалось наибольшим по требованиям Правил 1990 г. Разницу между значениями, полученными по требованиям Правил

CSR и Правил РМРС можно объяснить различным подходом к определению инерционных составляющих нагрузки.

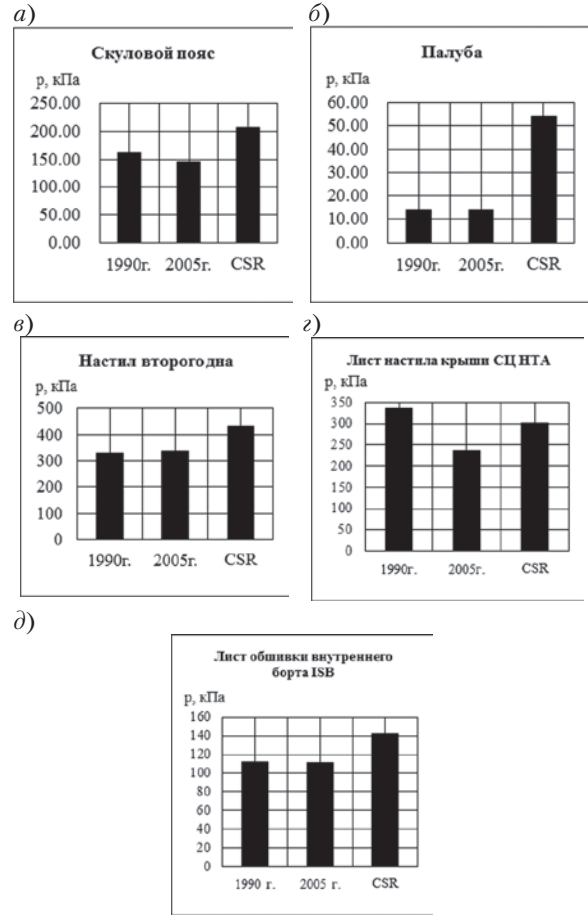


Рис. 4. Расчетные давления, определенные по требованиям различных правил: а – внешние давления на скуловой пояс; б – внешние давления на верхнюю палубу; в – давления со стороны груза руды на настил второго дна; г – давления со стороны груза руды на нижний лист крыши скуловой цистерны (НТА на рис. 3); д – давления со стороны жидкого балласта на лист обшивки внутреннего борта (ISB на рис. 3)

МИНИМАЛЬНЫЕ ТОЛЩИНЫ СВЯЗЕЙ

Нормирование минимальных толщин связей – весьма важная особенность Правил классификационных обществ, отражающая богатый эмпирический опыт постройки и эксплуатации морских судов. Так как в Правилах CSR подход к нормированию нетто-толщин связей применен и к минимальным толщинам (в отличие от Правил РМРС, по требованиям которых определяется величина, не требующая учета коррозионной добавки), то использовалось понятие условной минимальной построечной толщины. К определенной по требованиям CSR минимальной толщине нетто прибавлялась добавка на износ и коррозию, и полученное значение округлялось в большую сторону с точностью 0,5 мм. Для значений, определенных по требованиям Правил РМРС, полученная величина округлялась подобным образом. Также при расчете учитывалось соотношение между толщинами различных связей (например, учитывалось требование, что горизонтальный киль должен иметь большую толщину, чем это требуется для наружной обшивки днища и т. д.). При определении минимальных толщин

* Методология определения расчетных нагрузок в Правилах CSR подразумевает рассмотрение ряда расчетных сценариев (движение в море на волнении, судно в условиях порта, смена балласта в море, аварийное затопление помещений), вариантов загрузки судна и положения судна относительно направления условного регулярного волнения. В данном случае под расчетным давлением по CSR понимается то значение, которое привело к наибольшей требуемой толщине по критерию местной прочности

и добавок на износ и коррозию предполагалось, что для судна характерна регулярная разгрузка грейферным захватом и второе дно не защищено деревянным настилом.

Иллюстрацией сопоставления минимальных построечных толщин для ряда листов служат гистограммы, представленные на рис. 5. По вертикальной оси на них отложена толщина в мм. На них приведены, кроме прочих, минимальные построечные толщины, определенные по гармонизированной редакции Общих Правил (HCSR). Показано, что требования к минимальным толщинам связей в них почти не изменились, различия с CSR связаны только с уточнением определения «крыша цистерны» при определении добавок на износ и коррозию, а также с изменением в формуле для минимальной нетто-толщины обшивки днища.

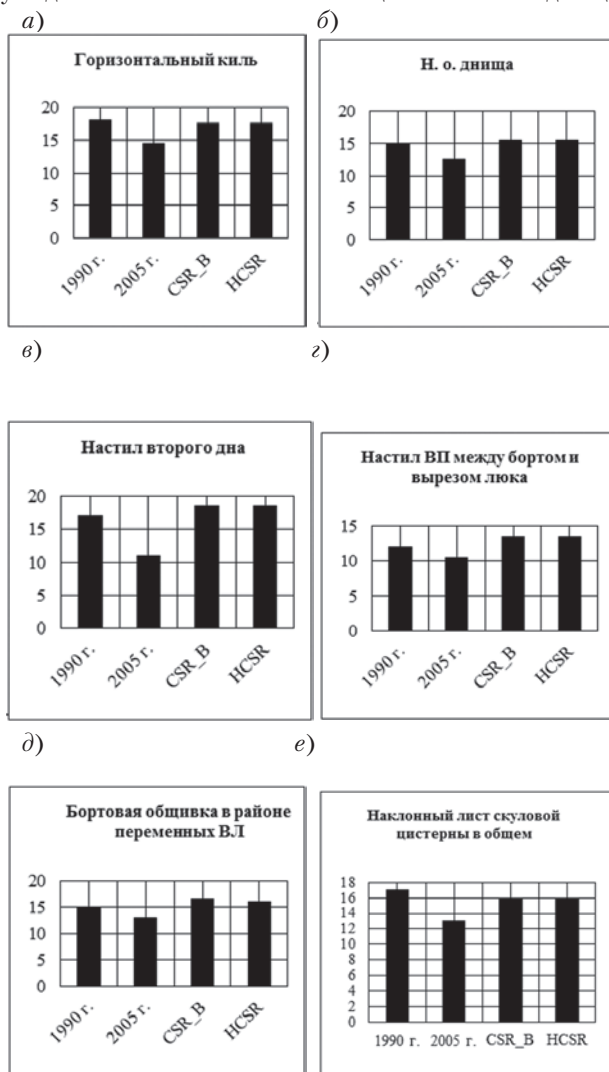


Рис. 5. Сопоставление минимальных построечных толщин некоторых связей: а – горизонтального киль; б – наружной обшивки днища; в – настила второго дна; г – настила верхней палубы; д – бортовой обшивки в районе переменных ватерлиний; е – обшивки скуловых цистерн

Основные выводы, которые можно сделать по результатам сравнения требований к минимальным толщинам:

- значения минимальных толщин по требованиям Правил CSR для практически всех связей корпуса навалочных судов в средней части превосходят таковые по требованиям Правилах РМРС разных лет;
- требования к минимальным толщинам в Правилах Регистра 1990 г. для большинства связей сравнительно близки к таковым в Общих Правилах МАКО (обычно меньше на $1 \div 1,5$ мм). Исключением являлись толщины обшивок поперечных переборок и внутреннего борта.

СОПОСТАВЛЕНИЕ ТОЛЩИН ЛИСТОВ, ПОЛУЧЕННЫХ ПО ТРЕБОВАНИЯМ ПРАВИЛ К МЕСТНОЙ ПРОЧНОСТИ И МИНИМАЛЬНЫМ ТОЛЩИНАМ

При определении требуемых толщин листов по критерию местной прочности учитывались также требования к минимальным толщинам. Значения округлялись в большую сторону с точностью 0,5 мм и представлены в табл. 4.

Анализируя результаты, приведенные в табл. 4, можно отметить, что толщины наружной обшивки днища и борта, полученные по требованиям Правил 1990 г. к местной прочности практически совпадают с толщинами указанных связей, определенными по требованиям Правил CSR. Для всех связей наименьшие значения построечных толщин были получены по требованиям Правил 2005 г. В среднем толщины, полученные согласно Правилам 2005 г. оказались на 15–20% меньше, чем по CSR. Толщины настилов второго дна и крыши скуловой цистерны, определенные по требованиям CSR оказались наибольшими. Для настила второго дна разница в толщине составила 2 мм по отношению к требуемой по Правилам 1990 г. и 3,5 мм по отношению к требуемой по Правилам 2005 г.

Таблица 4

Требуемые построечные толщины листов, определенные согласно различным Правилам

Наименование связи	Индекс	Построечная толщина, мм		
		1990 г.	2005 г.	CSR
Горизонтальный киль	K	18	15,5	17,5
Днище	A-D	15	13,5	15,5
Скуловой пояс	E	18	13,5	16
Лист н.о. борта	F	15	13,5	16
Лист н.о. борта	G	15	13	16,5
Лист н.о. борта	H	15	14	16,5
Лист н.о. борта	I	15	13	16,5
Лист н.о. борта	J	15	13	16,5
Лист н.о. борта	L	15	13	16,5
Ширстрек	M	15	13	16,5
Палуба	UD	15	10,5	13,5
Листы настила второго дна	IBA-IBD	20	18,5	22
Лист настила крыши СЦ	HTA	20,5	16	19,5
Лист настила крыши СЦ	HTB	18	14	19
Лист обшивки днища ПЦ	TSC	17	11,5	14,5
Лист обшивки днища ПЦ	TSB	17	11,5	14,5
Лист обшивки днища ПЦ	TSA	17	11,5	15
Листы обшивки вн. борта	ISA	19	12,5	14,5
Листы обшивки вн. борта	ISB	17,5	11,5	14,5

СОПОСТАВЛЕНИЕ ТРЕБУЕМЫХ МОМЕНТОВ СОПРОТИВЛЕНИЯ БАЛОК ОСНОВНОГО НАБОРА

В исследовании было принято, что профиль поперечного сечения балок основного набора – несимметричный по-

Значения площади изолированного сечения подобранных балок

Наименование балки	PMPC 1990		PMPC 2005		CSR	
	профиль	$A_{0,1}$, см ²	профиль	$A_{0,1}$, см ²	профиль	$A_{0,1}$, см ²
Продольная балка 2-го дна	HP340x14	65,5	HP300x13	52,8	HP320x12	54,2
Продольная балка вн. борта	HP260x10	36,1	HP220x11,5	32,3	HP220x10	29
Продольная балка крыши СЦ	HP340x12	58,8	HP260x13	43,9	HP280x11	42,6
Продольная балка борта SL1	HP300x11	46,7	HP240x11	34,9	HP240x10	32,4
Продольная балка борта SL2	HP220x12	33,4	HP240x11	34,9	HP220x12	33,4
Продольная балка борта SL3	HP200x10	25,6	HP140x9	15,2	HP220x11,5	28,6
Продольная балка ПЦ	HP200x9	23,6	HP180x8	18,9	HP220x11,5	32,3
Продольная балка днища	HP260x12	41,3	HP240x11	34,9	HP280x12	45,5
Продольная балка палубы	HP160x9	17,8	HP140x7	12,6	HP180x9	20,7

лособульб европейского стандарта DIN (т. н. голландский профиль, HP) [8]. При подборе балок не рассматривался вопрос о соотношении толщин стенки балки и присоединенного пояска. В противном случае при использовании балок из голландского профиля некоторые балки имели бы существенный запас по моменту сопротивления. В реальности выбор профиля балок зависит от стратегии проектирования конструкций корпуса, технологических аспектов, возможностей поставки и т. д. [9]

Следует отметить, что в качестве сопоставляемого критерия достаточно сложно использовать фактические геометрические размеры балок (например, площадь поперечного сечения), т. к. профиль в каждом конкретном случае подбирается из сортамента с некоторым запасом. В то же время сопоставление требуемого согласно Правилам CSR момента сопротивления w с требуемым согласно Правилам PMPC значением W' (табл. 5) не совсем корректно, т. к. за счет разницы в величине добавок на износ и коррозию такое сравнение не отражает соотношения построечных размеров балок.

Сопоставление площадей подобранных балок (без учета присоединенного пояска), позволяющее дать качественные оценки приведено в табл. 6.

Таблица 5

Значения требуемого момента сопротивления нетто балок основного набора

Наименование балок	Индекс	PMPC 1990	PMPC 2005	CSR
		W' , см ³	W' , см ³	ω , см ³
Продольная балка второго дна	DBL1	704	595	682
Продольная балка внутреннего борта	ISL1	312	256	259
Продольная балка крыши скуловой цистерны	HTL1	659	407	496
Продольная балка борта	SL1	465	284	309
Продольная балка борта	SL2	269	295	288
Продольная балка борта	SL3	148	64	221
Продольная балка ПЦ	TSL1	161	128	185
Продольная балка днища	BL	349	296	341
Продольная балка палубы	UDL	89	57	128

Результаты, приведенные в табл. 5 и табл. 6 позволят сделать определенные выводы:

- наибольшие размеры балок основного набора палубы и дна подпалубной цистерны, а также продольных днищевых балок были получены по требованиям Правил CSR;
- для продольных балок второго дна, скуловой цистерны, внутреннего борта и наружного борта в районе скуловой цистерны наибольшие размеры были получены по требованиям Правил 1990 г.;
- по требованиям Правил 2005 г. наибольшие размеры были получены для продольных балок борта в районе нейтральной оси корпуса.

* Для междулонного набора расчеты местной прочности были бы связаны с анализом работы днищевой перекрытия (используется модель, в который рассматриваемый трюм загружен тяжелым грузом, а смежные остаются пустыми). В настоящее время такой анализ, как правило, проводится по методу конечных элементов и весьма трудоемок. Правила содержат лишь общие требования к размерам рамного междулонного набора, минимальным толщинам, допускаемым напряжениям и т.д.

СОПОСТАВЛЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ РАСЧЕТА ОБЩЕЙ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ И УСТОЙЧИВОСТИ ПРИ РАЗМЕРАХ СВЯЗЕЙ, ОПРЕДЕЛЕННЫХ ПО ТРЕБОВАНИЯМ К МЕСТНОЙ ПРОЧНОСТИ

Основные положения такого расчета:

- сопоставляемый критерий – толщина настила верхней палубы и ширстрека (предполагается, что эти толщины должны быть одинаковыми);
- используются размеры конструкций, полученные на предыдущем этапе. Размеры продольных связей, которые не определялись ранее, задаются одинаковыми для расчетов по требованиям разных Правил;
- производится проверка устойчивости связей;
- продольные ребра жесткости по стенкам рамных связей не учитываются.

На этапе расчетов местной прочности не определялись размеры междулонного рамного набора, рамного набора двойного борта, комингсов люка. Кроме того, для обеспечения общей продольной прочности корпуса судна и устойчивости балок набора, размеры подпалубных балок и балок в районе ширстрека потребовали увеличения*.

Были приняты следующие размеры: толщина вертикального кия – 20 мм, толщины стрингеров – 14 мм, толщины горизонтальных диафрагм двойного борта – 12 мм, толщина стенки продольного комингса люка – 28 мм, пояс комингса – полоса 300x30, продольные балки палубы и ширстрека – полоса 280x30.

Расчет показывает, что требуемое увеличение толщины палубы и ширстрека одинаково во всех случаях, требуемая толщина указанных связей – 35 мм. При этом запас по моменту сопротивления на уровне нижнего пояска эквивалентного бруса для расчетов согласно требованиям Правил 1990 г. и Правил CSR примерно одинаков (ок. 35%). Наибольший запас по жесткости корпуса получен при использовании требований Правил 1990 г.

Результаты расчета требуемой толщины листов по требованию к устойчивости приведены в табл. 7. Наибольшие зна-

чения толщины для большинства связей требуются по Правилам 1990 г.

Сравнение результатов проверочного расчета устойчивости продольных балок палубы и днища проводилось в виде сопоставления значений коэффициента утилизации по требованию к устойчивости, т. е. отношения сжимающих напряжений в рассматриваемой балке к допустимым сжимающим напряжениям (критическим, умноженным на коэффициент запаса устойчивости).

Таблица 7

Результаты расчета требуемой постречной толщины листов по требованию к устойчивости

Лист	Толщина, мм		
	PMPC 1990	PMPC 2005	CSR
Ширстрек	16	12,5	15
Верхняя палуба	17	14,5	16,5
Верхний пояс ПЦ	13,5	12,5	13,5
Обшивка днища	16,5	14	15
Настил второго дна	14,5	12,5	14,5

РЕЗУЛЬТАТЫ ПРОВЕРКИ ОБЩЕЙ ПРОДОЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ КОРПУСА В УПРУГОМ СОСТОЯНИИ И УСТОЙЧИВОСТИ СВЯЗЕЙ ПРИ УСЛОВНЫХ ФИКСИРОВАННЫХ РАЗМЕРАХ СВЯЗЕЙ

Основные положения такого расчета:

- сопоставляемый критерий – запас по моменту сопротивления на уровне верхнего пояса эквивалентного бруса;
- используются одинаковые размеры конструкций для расчетов по различным Правилам;
- проверка устойчивости не производится;
- продольные ребра жесткости по стенкам рамных связей не учитываются.

За условные фиксированные размеры связей были приняты размеры конструкций, определенные по требованиям Правил CSR.

Полученные результаты позволяют сделать выводы:

1. Требования к общей прочности в Правилах 2005 г. и Правилах CSR идентичны, несмотря на отличия в принципах нормирования (разница в 8% в требуемых значениях полностью соответствует уменьшению толщин при расчете).
2. Правила 1990 г. требуют большего значения момента сопротивления примерно на 7%

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В статье сделана попытка качественно и количественно сравнить требования трех нормативных документов разных лет к размерам конструкции корпуса навалочных судов в средней части. Показано, что результаты проектирования корпусных конструкций согласно требованиям различных Правил серьезно отличаются друг от друга. В большинстве случаев требуемые размеры конструкций, размеры которых определялись по требованиям Правил 2005 г., оказались меньше спроектированных по требованиям Общих Правил МАКО и Правил 1990 г.

Для оценки влияния требований правил на массогабаритные характеристики корпуса выполним оценку площади поперечного сечения корпуса, размеры связей которого определены по требованиям различных Правил. На рис. 6 представлена гистограмма, иллюстрирующая такую оценку.

Площадь поперечного сечения для корпуса, размеры связей которого определены по Общим Правилам на 7–8%

больше, чем по Правилам РМРС 2005 г. Разница с результатами расчета по Правилам 1990 г. составила около 14%. Безусловно, допущения, имевшие место в ходе исследования, позволяют говорить о некоторой условности подобных численных оценок. В то же время, такое исследование хорошо показывает примерное соотношение массы корпуса в средней части при проектировании конструкций по различным Правилам.

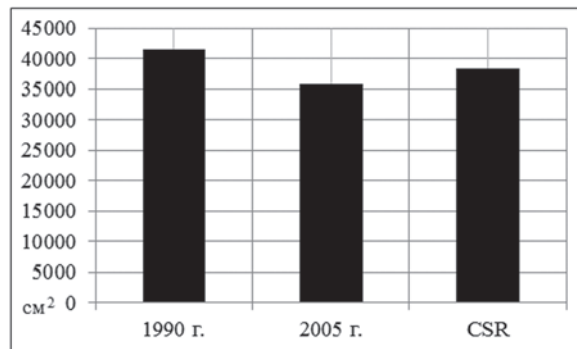


Рис. 6. Сопоставление площади поперечного сечения корпуса в средней части

Полученные данные достаточно хорошо сочетаются с оценками классификационных обществ. Так, в [10] приведена информация о том, что DNV оценивает увеличение массы корпуса навалочных судов на 3–5% по сравнению с традиционными правилами этого общества. Также можно отметить сходство полученных результатов с результатами, приведенными в докладе [11].

ЛИТЕРАТУРА

1. Барановский М. Е. Суда для перевозок навалочных грузов. – Л.: Судостроение, 1967.
2. Isbester J. Bulk Carrier Practice. – London: The Nautical Institute, 2000.
3. IACS Requirements concerning strength of ships (IACS UR S). IACS, 2016.
4. IACS Common Structural Rules for Bulk Carriers. IACS, 2012.
5. IACS Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers. IACS, 2015.
6. Российский морской регистр судоходства. Правила классификации и постройки морских судов. Т. 1. Ч. II «Корпус». – СПб.: РМРС, 2005.
7. Регистр СССР. Правила классификации и постройки морских судов. Т. 1. Ч. II «Корпус». –Л.: Регистр СССР, 1989.
8. DIN EN 10067:1996–12. Hot rolled bulb flats – Dimensions and tolerances on shape, dimensions and mass; German version EN 10067:1996.
9. Плотицкий К. В., Зуев П. С. Определение характеристик нетто поперечного сечения профильного проката в задачах автоматизированного проектирования конструкций корпуса судов // Морские интеллектуальные технологии. – 2016. – Т. 1. – № 4 (34).
10. Owner’s Guide to Common Structural Rules for bulk Carriers. DNV, 2006.
11. Тряскин В. Н., Тхань Лам Нгуен. Сопоставление требований Общих Правил МАКО и Правил РМРС (на примере конструкций навалочника с одинарным бортом). – Малы науч.-техн. конфер., посвященной памяти академика Ю. А. Шиманского, СПб., 2008. ■

К ОЦЕНКЕ ПРОЧНОСТИ НА НАЧАЛЬНЫХ СТАДИЯХ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СУДОВ

*И. Ф. Давыдов, канд. техн. наук, доцент, вед. науч. сотрудник
ООО «Морское Инженерное Бюро – СПб»,
контакт. тел. +7 (812)233 6403*

Прочность при определении основных характеристик судна на начальных стадиях проектирования учитывается с помощью ограниченного числа показателей: отношение длины судна к высоте борта, статистические весовые измерители и требования к минимальному моменту сопротивления корпуса или допускаемым напряжениям. Первые два показателя лишь косвенно учитывают прочность, последний – формально, поскольку обеспечение минимального момента сопротивления не гарантирует выполнения нормативных требований к общей и местной прочности.

Вместе с тем очевидно, что прочность и работоспособность корпуса в целом и отдельных судовых конструкций в значительной степени предопределяют эффективность эксплуатации современных транспортных судов на протяжении всего жизненного цикла.

Основная трудность состоит в адекватной оценке изгибающих моментов и перерезывающих сил, действующих на корпус, поскольку неизвестны распределения масс и сил поддержания по длине судна, волновые нагрузки и несущая способность корпусных конструкций судна.

Рассмотрим практические способы преодоления указанных трудностей на начальных этапах проектирования.

Распределение сил поддержания на тихой воде в существующей литературе рекомендуется осуществлять с помощью безразмерных строений по шпангоутам судов серии 60 и серии BSRA [1]. Безразмерные строения судов серии 60 даны для различных значений коэффициента общей полноты при проектной осадке. Строения судов BSRA приведены для различных значений коэффициента общей полноты, трех значений безразмерной осадки (в долях от проектной) при посадке на ровный киль и одного дифферента для промежуточной осадки.

Необходимо заметить, что форма корпуса современных транспортных судов существенно отличается от форм указанных серий вследствие наличия носового бульба и транцевой кормы, а также формы обводов.

Учет указанных факторов и дифферента возможен вполне адекватно с помощью данных [2] в зависимости от коэффициента общей полноты и абсциссы центра величины. При этом форма корпуса судна описывается с помощью 10 равноотстоящих и двух дополнительных теоретических шпангоутов в оконечностях. На рис. 1 и рис. 2 в качестве иллюстрации приведены зависимости безразмерных площадей теоретических шпангоутов от безразмерной осадки и коэффициента общей полноты носовой и кормовой оконечностей со-

ответственно, представляющие собой безразмерный масштаб Бонжана, хорошо аппроксимирующийся полиномиальными зависимостями. Для учета степени развитости носового бульба (от нуля до 8% площади миделя), кормового транца промежуточных значений коэффициента общей полноты носовой и кормовой оконечностей вполне допустима линейная интерполяция.

Предлагаемый подход позволяет также определить на начальных стадиях проектирования объемы цистерн запасов и балласта, а также вместимость грузовых помещений, что существенно облегчает оценку распределения по длине масс груза, запасов и балласта. При необходимости определения площадей произвольных поперечных сечений целесообразно использовать сплайн-интерполяцию.

Распределение масс судна по длине для различных вариантов загрузки может быть достаточно просто и точно определено распространенными способами, если известно распределение по длине масс судна порожнем. Наибольшие затруднения возникают при оценке распределения по длине судна масс корпуса. В отечественной практике наиболее широко распространены рекомендации А.А. Курдюмова [8]. Обширный анализ распределения масс корпуса современных сухогрузных судов, предназначенных для перевозки генеральных грузов и контейнеров, показал, что рекомендации [8] по своему характеру существенно отличаются от фактических распределений. Наименьшие отличия наблюдаются для металлического корпуса. Вероятно, по этой причине в методике расчета прочности морских транспортных судов [7] рекомендуется использовать распределения А.А. Курдюмова для металлического корпуса. В [6] указано, что распределения А.А. Курдюмова пригодны для судов со средней надстройкой. По-видимому, этим обстоятельством обусловлено то, что фактические распределения масс имеют значительно более низкие значения интенсивности нагрузки в средней части судна. Значительно большие значения интенсивности нагрузки в оконечностях обусловлены, по нашему мнению, свесами бульбовой носовой оконечности и кормового транца.

Предлагается распределять массу проектируемого судна по длине, осно-

вываясь на данных прототипов в долях от массы порожнего судна. В случае отсутствия прототипа рекомендуется использовать данные [3]. Распределение масс судов для перевозки генеральных грузов и контейнеров возможно с использованием данных, представленных на рис. 3 для судна без машинной установки, систем, грузового устройства, надстроек и рубок.

Волновые изгибающие моменты на вершине и подошве волны можно оценить по данным экспериментальных исследований [4], либо по данным, полученным на основе линейной гидродинамической теории качки для размаха волновых моментов [5]. При использовании последних распределение размаха для вершины и подошвы можно определить по рекомендациям МАКО или на основе [4].

Определив расчетный изгибающий момент, характеристики эквивалентного бруса находим, пользуясь рекомендациями [8].

Процедура определения расчетных нагрузок, описанная выше, позволяет оценить также вероятность усталостных повреждений.

Предлагаемый подход к оценке прочности на начальных стадиях проектирования позволяет предложить критерий экономической эффективности (функцию цели) в оптимизационной задаче определения характеристик проектируемого судна.

Учет прочности при проектировании на начальной стадии предлагается выполнять включением в затратную часть функции цели двух составляющих:

$$C(X) = C_1(X) + C_2(X) \cdot P(X),$$

где C_1 – стоимость проектирования, строительства и поддержания судна в надлежащем техническом состоянии; C_2 – ущерб от нарушения прочности (гибель судна и людей, ущерб окружающей среде, репутационные издержки); P – вероятность нарушения прочности; X – вектор независимых переменных.

Вторая составляющая, представляющая наибольший интерес, с точки зрения прочности, может быть представлена в виде

$$C_2(X) \cdot P(X) = C_{21}(X)[P_h(X,t) + P_s(X,t)] + C_{22}(X,t) \cdot P_p(X,t) + C_{23}(X,t) \cdot S(X,t) + C_{24}(X,t) \cdot N(X,t),$$

где C_{21} – ущерб от нарушения общей прочности; C_{22} – стоимость ремонтных работ; C_{23} – стоимость восстановления

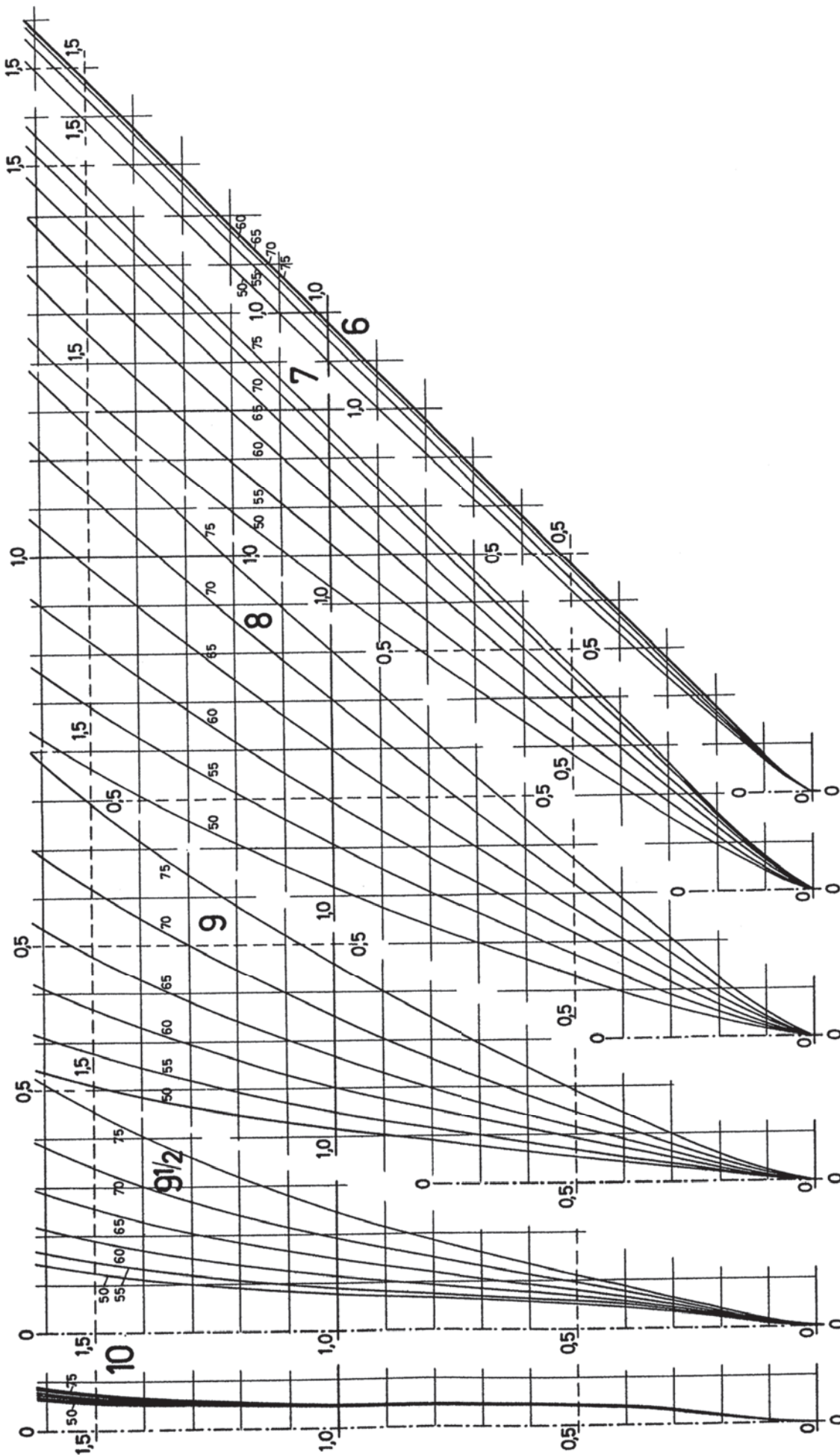


Рис. 1. Зависимость безразмерной площади носовых шпангоутов от безразмерной осадки и коэффициента общей полноты носовой оконечности, площадь бульба на НШ составляет 4% от площади мидель-шпангоута

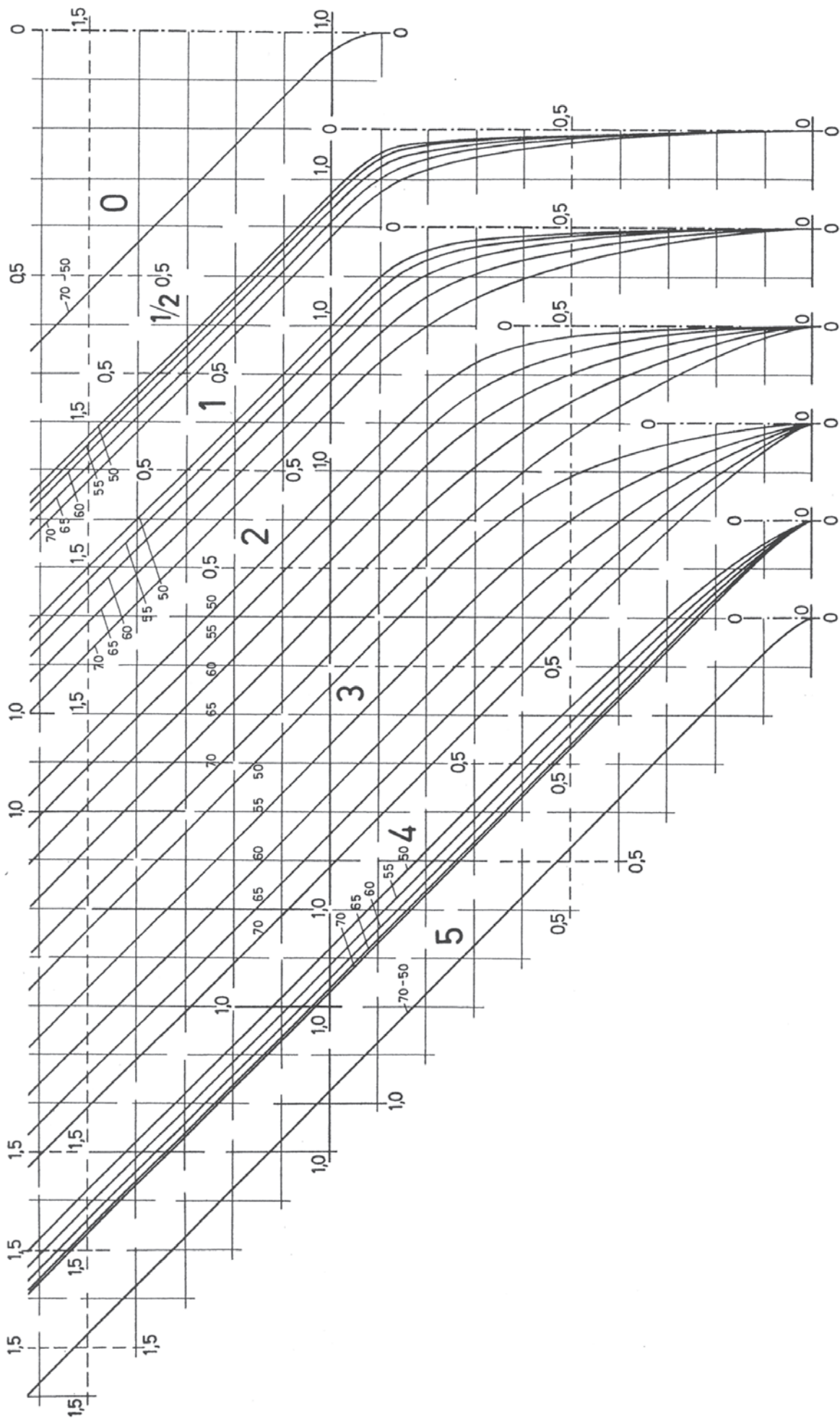


Рис.2. Зависимость безразмерной площади кормовых шпангоутов от безразмерной осадки и коэффициента общей полноты кормовой оконечности

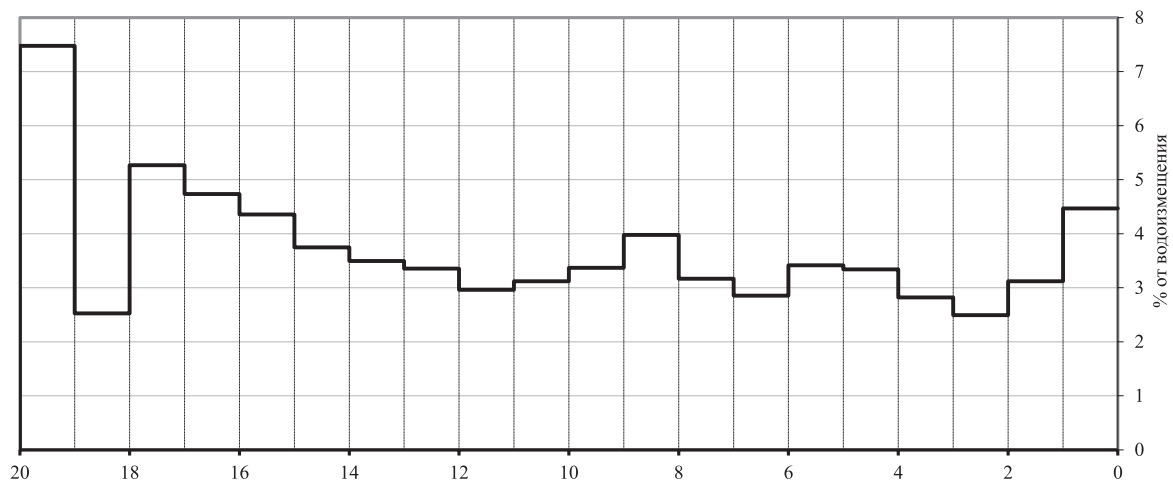


Рис. 3. Безразмерное распределение нагрузки судна без машинной установки, систем, грузового устройства, надстроек и рубок

1 м² металла при коррозии; C_{24} – стоимость ремонта трещин; P_h – вероятность нарушения прочности на вершине волны; – вероятность нарушения прочности на подошве волны; P_p – вероятность производства ремонтных работ по восстановлению корпусных конструкций; S – ожидаемая площадь коррозии; N – ожидаемое количество хрупких и усталостных трещин; t – срок эксплуатации.

Оценка площади коррозии должна быть выполнена на основе выбранной модели коррозии.

Вывод о целесообразности учета прочности в задачах общего проектирования судов можно будет сделать по результатам сопоставления характеристик судна, определенных по двум математическим моделям – одна из которых учитывает прочность, а другая нет.

ЛИТЕРАТУРА

1. Путов Н.Е. Проектирование конструкций корпуса морских судов. – Ч. 1. – Л.: Судостроение, 1976. – 375 с.

2. Guldhammer H.E., Formdata I.V. Hydrostatic Data for Transom Stern Series of Varied Stern Breadths – Copenhagen: Danish Technical Press, 1969. – 77 p.
3. Куреев В.Н., Мацкевич В.А., Рязанцев Ю.И. Справочник по нагрузке масс морских судов/ ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. – СПб., 2007. – 195 с.
4. Moor D.I. Longitudinal Bending Moments on Models in Head Seas//TRINA. – 1967. – Vol. 107. – No. 2. – P. 117–165.
5. Loukakis T.A. Seakeeping Standard Series for Cruiser-Stern Ships//TSNAME. – 1975. – Vol. 83. – P. 67– 27.
6. Короткин Я.И., Ростовцев Д.М., Сиверс Н.Л. Прочность корабля. – Л.: Судостроение, 1974. – 432 с.
7. Методика расчета прочности морских транспортных судов. – М.–Л.: Транспорт, 1964. – 141 с.
8. Курдюмов А.А. Прочность корабля – Л: Судпромгиз, 1956. – 384 с. ■

Международная ассоциация классификационных обществ (МАКО) предприняла ряд мер по формированию современных подходов к обеспечению долговечности судовых конструкций и унификации процедур оценки усталостного ресурса конструкций, завершившихся выпуском рекомендаций по оценке усталостной прочности судов [1] (1999 г.) и Правил МАКО по конструкции и прочности навалочных и нефтеналивных судов (2014 г.) [2]. Развитие методов оценки усталости отражено также в отечественных и международных стандартах [3–6].

Рекомендации, правила и стандарты обычно предусматривают обязательную расчетную проверку усталостной долговечности наиболее ответственных и нагруженных узлов корпусных конструкций больших судов и морских сооружений. Критические районы корпусных конструкций крупнотоннажных судов, подверженных опасности возникновения трещин и подлежащих расчетной проверке долговечности, перечислены в общих правилах [2] и нескольких рекомендациях, изданных МАКО.

Однако ни в отмеченных нормативных документах, ни в Правилах Российского морского регистра судоходства [7, 8], ни в других известных литературных источниках не даются рекомендации по учету особенностей расчетов усталостной прочности конструкций судов и сооружений, эксплуатирующихся в низкотемпературных условиях Арктики (при температуре -40°C и ниже). Так, например, требования ГОСТ Р ИСО 19906 [6] сводятся к следующему:

- при оценке усталостных характеристик материала должны рассматриваться циклические напряжения, вызываемые воздействием ледовых нагрузок. Необходимо учитывать реакции сооружения на воздействие циклических ледовых нагрузок, которые могут вызвать усталостные разрушения элементов сооружения и сварных соединений;
- сопротивление воздействию низкочастотных, высокоамплитудных циклических напряжений необходимо оценивать с использованием методов, которые применимы для оценок циклических напряжений с низкой частотой, высокой амплитудой с использованием принятых в данной стране методик по определению воздействия окружающей среды.

Известно, что усталостные трещины в таких конструкциях могут появиться в результате воздействия на них переменных нагрузок, вызванных взаимодействием с ледовыми образованиями, работой энергетического и бурильного оборудования, а также другими причинами. Поэтому целью настоящей статьи является разработка метода расчета усталостной долговечности стальных конструкций с

УСТАЛОСТНАЯ ПРОЧНОСТЬ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ УСЛОВИЯХ

*Г.Б. Крыжевич, д-р техн. наук, проф.,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. +7 (812) 414 4674*

учетом их работы как в обычных, так и в низкотемпературных условиях (например, характерных для условий Арктики).

МАЛОЦИКЛОВАЯ УСТАЛОСТЬ ПРИ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Способность разрушаться под действием циклических нагрузок (в том числе при низких температурах) – естественное и хорошо известное свойство сталей. Эта способность проявляется в низкотемпературных условиях весьма специфически, причем специфика предопределяется происходящими в материале процессами микро- и макропластического деформирования. При учете различий между обычной и низкотемпературной усталостью, развивающейся при малом числе циклов нагружения, необходимо принимать во внимание:

- снижение предельного (приводящего к разрушению) значения интенсивности пластической деформации в результате совместного влияния двух факторов – стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры;
- увеличение пределов текучести σ_T и прочности σ_B материала при понижении температуры;
- существенное изменение других механических свойств сталей (в частности, трещиностойкости) при пониженных температурах, соответствующих вязкохрупкому переходу.

Известно, что при однократном нагружении узла конструкции, сопровождающемся пластическим деформированием материала в низкотемпературных условиях, происходит снижение предельной пластической деформации, соответствующей появлению трещины в материале (по сравнению со стандартными температурными условиями, под которыми обычно понимается температура $+20^{\circ}\text{C}$) [9–11]. При этом снижение пластического ресурса из-за понижения температуры обычно пренебрежимо мало при одноосном напряженном состоянии. Увеличение остроты концентратора напряжений (точнее, увеличение главных напряжений σ_2 и σ_3) приводит к резкому снижению предельного значения пластической деформации [10]. Это снижение характеризуется коэффициентом снижения пластического ресурса D_c , равным отношению предельного значения интенсивности пластических деформаций $e_p^{\text{пред}}$, соответствующего

трехмерному напряженному состоянию (главным напряжениям σ_1 , σ_2 и σ_3) и пониженной температуре t , к предельной деформации, обнаруживаемой при разрыве гладкого образца при температуре $+20^{\circ}\text{C}$. Этот коэффициент можно определить по формуле [9]

$$D_c = K_c \left[\eta \left(1 + \bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3 \right) \right]^{-\alpha(t)}. \quad (1)$$

Здесь $K_c = 3D_c \sigma_0 / \sigma_1$; K_c – коэффициент, введенный в рассмотрение Н.А. Махутовым для учета влияния свойств материала на снижение предельной пластичности D_c при температуре $+20^{\circ}\text{C}$ [11]; $\sigma_0 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3$ – среднее (гидростатическое) напряжение; σ_i – интенсивность напряжений; $\eta = \sigma_1 / \sigma_i$ – коэффициент жесткости напряженного состояния; $\bar{\sigma}_2 = \sigma_2 / \sigma_1$ и $\bar{\sigma}_3 = \sigma_3 / \sigma_1$ – безразмерные главные напряжения; $\alpha(t)$ – показатель степени, отражающий влияние низкой температуры на снижение пластических свойств, определяемый экспериментально на основе испытаний образцов с острыми концентраторами при температуре t .

Кривую малоцикловой усталости можно точно определить экспериментально по результатам испытаний серии охлажденных до температуры t образцов при жестком нагружении по ГОСТ 25.502. Результаты обычно представляют в виде зависимости, связывающей число циклов нагружения (долговечность) от циклической упругопластической или пластической деформации.

Поскольку испытания серии охлажденных до низкой температуры образцов выполнить очень сложно, для приближенных расчетов кривую малоцикловой усталости, которая представляет собой деформационный критерий малоциклового усталостного разрушения, можно выразить аналитически в виде зависимости Коффина–Менсона:

$$\varepsilon_p = \bar{C} N^{-\mu} \quad (2)$$

либо в виде уравнения Басквина–Коффина–Менсона

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \bar{B} N^b + \bar{E} N^c. \quad (3)$$

Здесь ε_e , ε_p – амплитуды полной, упругой и пластической деформаций соответственно; N – число циклов до разрушения; \bar{C} , μ , \bar{B} , b , \bar{E} и c – постоянные, зависящие от механических свойств стали.

При приближенных вычислениях постоянные, входящие в деформационные критерии (2) и (3), выражающие на основе экспериментально установленных зависимостей, определяющих их связь

с механическими характеристиками материала, получаемыми при статическом разрыве стандартного образца.

В соответствии со стандартом [3] постоянные \bar{C} и μ уравнения (2), используемого при числах циклов, меньших 5×10^4 , выражаются следующим образом:

$$\begin{aligned} \bar{C} &= \frac{\varepsilon_f}{2}; \quad \mu = 0,5 - 0,6; \\ \bar{\varepsilon}_f &= \varepsilon_f = D_e \ln \frac{1}{1 - \psi}, \end{aligned} \quad (4)$$

где ψ — относительное уменьшение площади поперечного сечения стандартного образца при его разрыве, определяемое по ГОСТ 1497.

Отличие приведенного здесь выражения для оценки характеристики пластичности ε_f от рекомендаций стандарта [3] состоит в наличии понижающего множителя D_e , учитывающего влияние пониженной температуры и трехмерности напряженно-деформированному состоянию на предельную пластичность.

Постоянные величины, входящие в уравнение (3), рекомендуется вычислять так: $\bar{B} = 3,5\sigma_a / E$; $b = -0,12$; $\alpha = 0,6$; $c = -0,6$, где E — модуль упругости стали; σ_a — предель прочности.

При оценке усталости необходимо учитывать повышение пределов прочности σ_a и текучести σ_T , наблюдаемое при снижении температуры. Детальные экспериментальные исследования показали, что упругие характеристики материала при этом практически не изменяются.

На основе методов статистической физики установлено, что с повышением температуры происходит экспоненциальное убывание пределов σ_a и σ_T . Это обстоятельство позволяет записывать зависимости пределов текучести и прочности стали от температуры t (по Кельвину) в виде [11]

$$\sigma_a(t) = \sigma_a^* \exp[\beta_a(t^{-1} - t_*^{-1})]; \quad (5)$$

$$\sigma_T(t) = \sigma_T^* \exp[\beta_T(t^{-1} - t_*^{-1})], \quad (6)$$

где σ_a^* и σ_T^* — пределы прочности и текучести стали соответственно при $t = 233^\circ\text{K}$ (при комнатной температуре $+20^\circ\text{C}$); β_a и β_T — характеристики материала; $t_* = 293^\circ\text{K}$.

Значение β_T зависит от σ_T^* (уменьшается при увеличении σ_T^*). Для стали Ст3 с пределом текучести 270 МПа $\beta_T = 120^\circ\text{K}$ [11].

Для определения параметров \bar{B} , b , α и c , уравнения Баскина–Коффина–Менсона можно использовать ряд других рекомендаций [12]. В частности, хорошие результаты получаются при использовании следующих формул [12, 13]:

$$\begin{aligned} \bar{B} &= 0,623(\sigma_a/E)^{0,832}; \\ \bar{\varepsilon}_f &= 0,0196\varepsilon_f^{0,155}(\sigma_a/E)^{-0,53}; \end{aligned} \quad (7)$$

$$\alpha = 1; \quad b = -0,09; \quad c = -0,56.$$

На рис. 1, а представлены зависимости Коффина–Менсона (сплошные линии), параметры которого вычислены по формулам (4), и Баскина–Коффина–Менсона (штриховые линии) с параметрами, найденными по формулам (7). Материалу

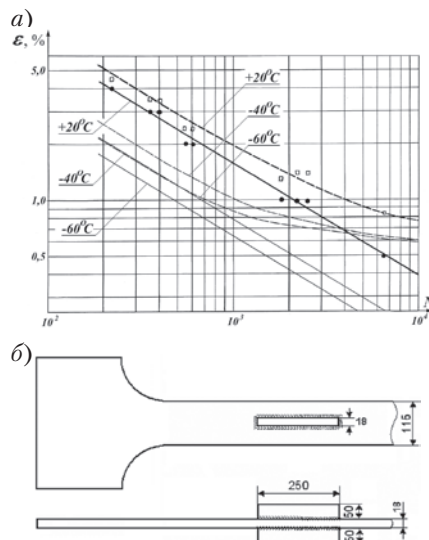


Рис. 1. Зависимости Коффина–Менсона и Баскина–Коффина–Менсона (а) для стали 09Г2, соответствующие одноосному напряженно-деформированному состоянию и трехосному состоянию в наиболее напряженной зоне образца (б) □ — полная деформация; ● — пластическая деформация

(стали 09Г2), находящемся при комнатной температуре в одноосном напряженном состоянии, соответствуют графические зависимости, помеченные значением $+20^\circ\text{C}$. Эти зависимости сопоставлены с экспериментальными данными, полученными при испытаниях гладких образцов в «Крыловском государственном научном центре». Низким температурам (-40°C и -60°C) соответствуют кривые, построенные для этого же материала, находящегося в зоне концентратора (в районе окончания продольного ребра, расположенного на образце, изображенном на рис. 1, б). Снижение пластического резерва материала в этой зоне оценено с помощью конечно-элементного расчета (коэффициент жесткости напряженного состояния в этой зоне $\eta = 1,09$) и использования формулы (1). Оно характеризуется коэффициентами снижения предельной пластичности $D_e = 0,635$, соответствующим температуре -40°C , и $D_e = 0,563$, соответствующим -60°C .

Ход кривых, изображенных на рис. 1, показывает, что с увеличением числа циклов нагружения N (с приближением к границе малоциклового областа) увеличивается различие в углах наклона к оси абсцисс зависимостей Коффина–Менсона и Баскина–Коффина–Менсона. Это различие говорит о том, что с ростом N увеличивается влияние упругой составляющей размаха деформации на процесс развития усталости, а влияние размаха пластической деформации уменьшается. Это обстоятельство дает основание утверждать, что при числах циклов нагружения $N > 10^3$ использование критерия Баскина–Коффина–Менсона позволяет значительно точнее прогнозировать усталостные разрушения в малоциклового областа.

Зависимость амплитуды напряжения σ_a от амплитуды упругоэластической деформации ε (обобщенная диаграмма циклического деформирования) находят путем проведения экспериментального исследования в соответствии со стандартом [3] либо приближенно, с помощью соотношения Рамберга–Остуда [12]:

$$\varepsilon = \sigma_a / E + (\sigma_a / K_n)^{1/n}, \quad (8)$$

где K_n — коэффициент циклической прочности, n — коэффициент циклического деформационного упрочнения.

Между параметрами уравнений (3) и (4) существуют следующие зависимости [9]:

$$\bar{B} = K_n \varepsilon_f^n / E; \quad n = b / c.$$

Для традиционных судостроительных сталей более предпочтительно использовать (взамен соотношения (8)) аппроксимацию обобщенной диаграммы циклического деформирования, предложенную О.Г. Рыбакиной [14]:

$$\varepsilon = \varepsilon_T (\sigma_a / \sigma_T')^\beta, \quad (9)$$

где σ_T' — значение амплитуды σ_a , соответствующее величине амплитуды деформации $\varepsilon = \varepsilon_T$ (рис. 2); β — показатель степени, принимаемый обычно равным 3,5.

Для судостроительных сталей справедливо соотношение $\sigma_T' \approx (0,83 - 0,9)\sigma_T$.

Для приближенного вычисления амплитуды пластических деформаций можно воспользоваться формулой Нейбера, из которой следует, что

$$\varepsilon = \varepsilon_n K_\varepsilon = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2E} \frac{K_T^2}{K_\sigma},$$

где ε_n — амплитуда номинальных (вычисленных без учета наличия концентратора) деформаций; σ_{\max} , σ_{\min} — номинальные максимальные и минимальные напряжения цикла в опасной точке; K_T — теоретический коэффициент концентрации напряжений, полученный в результате упругого решения задачи; K_ε и K_σ — упругоэластические коэффициенты концентрации деформаций и напряжений соответственно, определяемые с учетом повышения предела текучести материала при низких температурах в соответствии с зависимостью (5). Обычно коэффициент K_σ для конструктивных сталей с хорошо выраженными пластическими свойствами (в виде диаграммы деформирования с площадкой текучести) мало отличается от единицы.

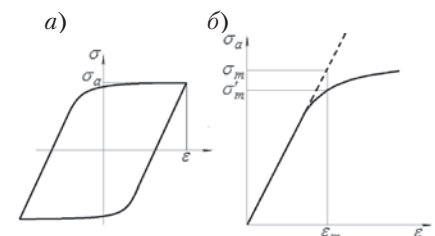


Рис. 2. Зависимость напряжений и упругоэластических деформаций при симметричном цикле нагружения (а) и обобщенная диаграмма циклического деформирования (б)

УСТАЛОСТЬ ПРИ БОЛЬШИХ ЧИСЛАХ ЦИКЛОВ НАГРУЖЕНИЯ И НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Если для появления усталостной трещины требуется воздействие порядка $10^4 \div 10^5$ циклов перемены нагрузки и более, то такие усталостные разрушения относят к многоцикловым. Их появление (инициация трещин) определяется накоплением дефектов в структуре материала в результате сугубо локальной знакопеременной деформации. Поскольку макронапряжения при такой усталости обычно ниже предела текучести повреждения проявляются в виде признаков сдвигового деформирования микроструктуры материала. Затем в ней в итоге суммирования результатов циклически повторяющейся микротекучести формируются микротрещины, из которых в дальнейшем развиваются макроскопические трещины.

Расчет многоциклового усталости может быть выполнен на основе деформационного критерия Басквина–Коффина–Менсона (3) либо с использованием силового критерия (усталостной кривой).

Левая часть этой кривой (простирающаяся от границы с малоцикловой областью до точки перелома, характеризующей обычно числами циклов нагружения $N_C \approx 2 \cdot 10^6 \div 10^7$) представляется в виде

$$N(\sigma) = C\sigma^{-m} \text{ или } \lg N = \lg C - m \lg \sigma, \quad (10)$$

где $N(\sigma)$ — число циклов нагружения до разрушения; C — эмпирический параметр, зависящий от материала и типа сварного соединения; m — показатель кривой усталости.

Правая часть кривой обычно учитывает некоторое снижение усталостной кривой при числах циклов, превышающих N_C , т.е. отсутствие физического предела выносливости для сварных судовых конструкций.

При построении кривых низкотемпературной усталости необходимо учитывать следующие экспериментально установленные факты:

- на границе областей малоциклового и многоциклового усталости (при числах циклов порядка $5 \cdot 10^4 \div 2 \cdot 10^5$) наблюдается очень малое различие между кривыми усталости, соответствующими комнатной и низким температурам, характерным для арктических регионов;
- при увеличении числа циклов нагружения (при уменьшении амплитуды и размаха напряжений) наблюдается заметное расхождение между кривыми усталости, соответствующими комнатной и низкой температуре (рис. 3). При этом в многоциклового области с понижением температуры наблюдается увеличение усталостной прочности.

Описанное различие в поведении кривых усталости может быть учтено путем корректировки (понижения) показателя наклона кривой усталости в двойных логарифмических координатах по следующей формуле:

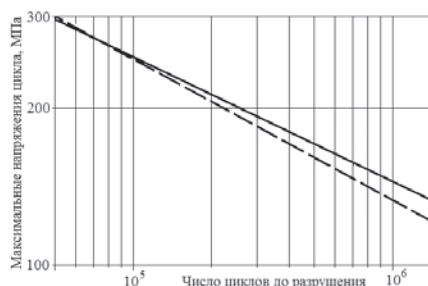


Рис. 3. Усталостные кривые, полученные при температурах $+20^\circ\text{C}$ (----) и -45°C (—) с помощью стальных сварных образцов с концентраторами (1, б), испытанных на циклическое растяжение

$$m = m_0 / \left\{ 1 + \frac{\exp[\beta_v(1/t - 1/t_*)] - 1}{1 + 400/\sigma_v^*} \right\},$$

где m_0 — показатель кривой усталости, построенной по результатам испытаний образцов при комнатной температуре.

Другие отличия в расчетных процедурах оценки обычной и низкотемпературной усталостной прочности незначительны. Учет влияния концентрации напряжений в узлах конструкций можно выполнять на основе применения эффективных коэффициентов концентрации напряжений [1, 3, 14, 15]. Например, для оценки значения эффективного коэффициента концентрации можно использовать формулу Петерсона

$$K_F = 1 + (K_T - 1) / (1 + d_c/\rho),$$

где d_c — структурный параметр, зависящий от свойств материала (например, от его предела прочности, определяемого с учетом температурных условий) и оцениваемый в соответствии с [15]; ρ — радиус сварного шва в зоне перехода от металла шва к основному металлу (в зоне сплавления).

При использовании правила линейного суммирования повреждений необходимо учитывать повторяемость температурных режимов эксплуатации конструкции.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ

Современные правила расчета усталости сварных конструкций, включенные в нормативные документы правила классификационных обществ, МАКО и другие материалы, не являются удовлетворительной основой для оценки усталостной прочности конструкций, эксплуатирующихся в условиях низких температур, характерных для арктических регионов.

Выполненные исследования позволили установить, что в условиях низких температур усталостная прочность конструкции в малоциклового области ниже, а в многоциклового области выше по сравнению с прочностью при комнатной температуре. Показано, что использование критерия Басквина–Коффина–Менсона для прогнозирования усталостных разрушений в малоциклового области позволяет повысить точность расчетов по сравнению с применением зависимости Коффина–Менсона. В статье предложены существенные изменения процедур расчета низ-

котемпературной усталостной прочности конструкций по сравнению с применяемыми при обычных температурах. При разработке методов расчета малоциклового и многоциклового усталостной прочности предпринят учет следующих явлений:

- снижение резервов пластического деформирования материала в узлах конструкции в результате совместного влияния двух факторов — стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры;
- увеличение пределов текучести σ_T и прочности σ_v материала при понижении температуры;
- изменение угла наклона низкотемпературных усталостных кривых, построенных в двойных логарифмических координатах, по сравнению с аналогичными кривыми, установленными в результате испытаний образцов при комнатной температуре.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рекомендации МАКО №56 «Fatigue assessment of ship structures», 1999.
2. Общие правила МАКО по конструкции и прочности навалочных судов и нефтеналивных судов, 2014.
3. ГОСТ 25.504–82. Расчеты и испытания на прочность. Методы расчета характеристик сопротивления усталости. — М.: Изд-во стандартов, 1982.
4. ПНАЭ Г-7-002–86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. — М.: Атомэнергиздат, 1989.
5. Стандарт ИСО (ISO 19902:2007). Нефтяная и газовая промышленность. Стационарные стальные морские сооружения, 2016.
6. ГОСТ Р ИСО 19906. Нефтяная и газовая промышленность. Сооружения арктического шельфа. — М.: Стандартинформ, 2011.
7. Правила классификации и постройки морских судов. — СПб.: Российский морской регистр судоходства, 2016.
8. Правила классификации, постройки и оборудования ПБУ и МСП. — СПб.: Российский морской регистр судоходства, 2014.
9. Крыжжев Г.Б. Прочность толстолистовых сварных конструкций судов и океанотехники в арктических условиях // Тр. «КГНЦ». — 2017. — Вып. 2(380).
10. Мешков Ю.Я. О проблеме прогнозирования хладноломкости сталей при действии концентраторов напряжений // Металловедение и термическая обработка металлов. — 1997. — №6. — С. 30–37.
11. Махутов Н.А. Деформационные критерии и расчет элементов конструкций на прочность. — М.: Машиностроение. — 1981. — 272 с.
12. Троценко В.Т., Хамаза Л.А. Деформационные кривые усталости сталей и методы определения их параметров. Сообщ. 1: Традиционные методы // Проблемы прочности. — 2010. — № 6. — С. 26–43.
13. Muralidharan U. and Manson S. A. A modified universal slopes equation for estimation of fatigue characteristics of metals // J. Eng. Mater Tech. — 1988. — №110. — P. 55–58.
14. Бойцов Г.В., Крыжжев Г.Б. Вероятностные методы в расчетах прочности и надежности судовых конструкций. — СПб.: Изд-во ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова, 2007. — 263 с.
15. Peterson R.E. Stress Concentration Factors. — A Handbook // J. Wiley & Sons, Hoboken. — 1989. — №J. ■

Задача снижения веса конструкций всегда стояла перед судостроителем. Одним из способов ее решения является использование там, где это возможно, трехслойных ортотропных пластин (панелей) с наполнителем, широко применяющихся в различных областях техники. Известны различные конструкции подобных панелей. Одна из них – Fixcel-панель [1].

Fixcel-панель – это запатентованная сэндвич-панель FIXCEL® [1]. Разработчиком и патентообладателем технологии производства Fixcel-панелей до недавнего времени являлась финская компания «Oy Shippax Ltd». В настоящий момент патентообладателем технологии производства Fixcel-панелей является компания «Fixcel Group Oy». Fixcel-панели могут изготавливаться из стальных листов, оцинкованных методом горячего цинкования, а также из алюминиевых или медных листов. Толщина листов – 0,7–1,2 мм. Толщина Fixcel-панелей может меняться в диапазоне 50–150 мм. Для соединения листов применяются соединения на фальцах с последующей холодной прокаткой. Сварка не применяется. На рис. 1 показан внешний вид поперечного сечения Fixcel-панели, изготовленной из стальных листов толщиной 1,2 мм, оцинкованных методом горячего цинкования.

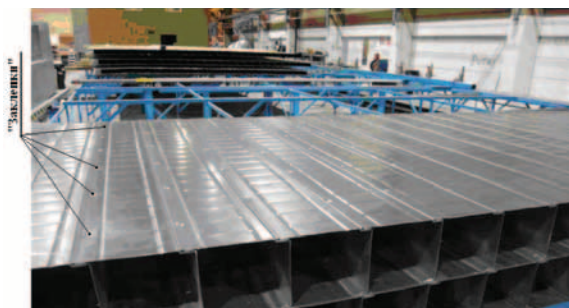


Рис. 1. Внешний вид стандартной Fixcel-панели

Принцип соединения составляющих листов в Fixcel-панели показан на рис. 1 и на схеме рис. 2.

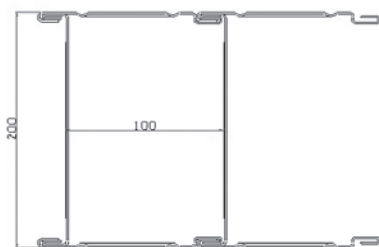


Рис. 2. Типовая схема соединения листов на фальцах

Принятый способ изготовления Fixcel-панелей позволяет резко повысить точность изготовления элементов перекрытий, что сводит процесс изготовления судовых конструкций к сборке из готовых макромодулей.



Рис. 3. Сборка макромодулей из Fixcel-панелей

ПРИМЕНЕНИЕ FIXCEL-ПАНЕЛЕЙ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ СУДОВЫХ НАДСТРОЕК

*Е.А. Шишенин, канд. техн. наук, доцент,
С.В. Сочинский, канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. (812) 415 4573*

В настоящее время Fixcel-панели изготавливаются, как правило, из стальных листов, оцинкованных методом горячего цинкования. Вес 1 м² панели в зависимости от толщины листов и принятых геометрических размеров может составлять от 17 до 40 кг.

Fixcel-панели могут применяться (и уже применяются) в гражданском судостроении и при строительстве береговых объектов (рис. 4–6).



Рис. 4. Плавающая дача, Эспоо, Финляндия

Рассматривается возможность их применения при постройке речных вокзалов, жилых блоков буровых платформ и других подобных сооружений, в конструкциях жилых блок-модулей плавучих гостиниц и офисов, стоечных судов (рис. 4).



Рис. 5. Плавучий офис-надстройка стоечного судна

В 2012 г. для судна «Мэри Аура» [2] с применением данной технологии была впервые изготовлена судовая надстройка (рис. 6 и рис. 7). Судно предназначалось для использования в качестве кабелеукладчика на нефтепромыслах Северного моря при температурах от –30 °С до +30 °С.



Рис. 6. Кабелеукладчик «Мэри Аура» с установленной надстройкой



Рис. 7. Установка с помощью портального крана надстройки кабелеукладчика «Мэри Аура»

Французским бюро «Veritas» было выдано свидетельство на пятилетнюю эксплуатацию данной надстройки. При ее изготовлении использовались Fixcel-панели.

В результате установки надстройки на судно получилось жилое помещение, включающее каюты, столовую, кладовую, раздевалку и т. п. Надстройка обеспечивает автономный режим проживания на судне 36 человек в течение 30 дней.

Низкий вес надстройки (230 т), выполненной в виде автономного модуля, позволяет в случае необходимости снять ее с судна с помощью одного портального крана и оставить на берегу или перевезти с помощью трейлера в другой порт и установить на другое судно.

Имеется опыт изготовления жилых модулей, спроектированных для использования на Шпицбергене. Площадь такого модуля (рис. 8) – 25 м², вес (с полной отделкой) – 3–4 т. Модуль легко транспортируется вертолетом. Подобные модули могут быть оперативно использованы в момент развертывания баз на арктических островах или при ликвидации чрезвычайных ситуаций. После выполнения запланированных мероприятий модули несложно перенести на другое место.

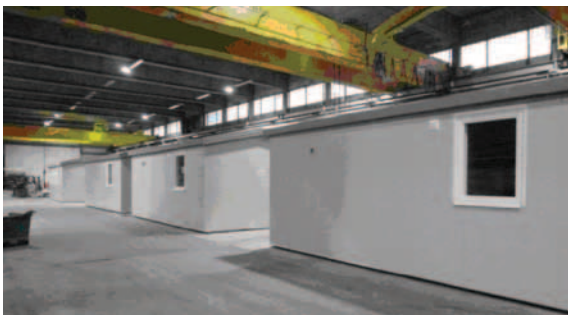


Рис. 8. Жилые модули для Шпицбергена

По рекомендации представительства Российского морского регистра судоходства в Финляндии в 2012 г. специалисты «Крыловского государственного научного центра» (КГНЦ) и завода «Северная верфь» посетили верфь в Турку и ознакомились с опытом по производству многоярусных жилых блоков и модулей надстроек из Fixcel-панелей «под ключ» компании «Oy Shippax Ltd». После этого было инициировано

проведение КГНЦ исследований работоспособности Fixcel-панелей на примере надстройки судна-снабженца, планировавшегося к постройке на класс РМРС. Работа велась при участии НИИ КиВ ВМФ.

КГНЦ проведены статические испытания серии образцов панелей для спроектированной специалистами «Oy Shippax Ltd» надстройки судна-снабженца пр. 23120, а именно элементов кормовой переборки судна-снабженца и образцов узла соединения внутренней палубы надстройки и бортовой переборки (рис. 9).



Рис. 9. Опорное сечение образца. Показан узел крепления панели к палубе

Панель элементов кормовой переборки испытывалась на равномерно распределенную нагрузку и изгиб под действием сил, приложенных по линии в четырех поперечных сечениях (рис. 10). Одновременно проводились прочностные испытания теплоизоляции и облицовки панелей (рис. 11 и рис. 12). Размеры панели в плане – 2700×640 мм.

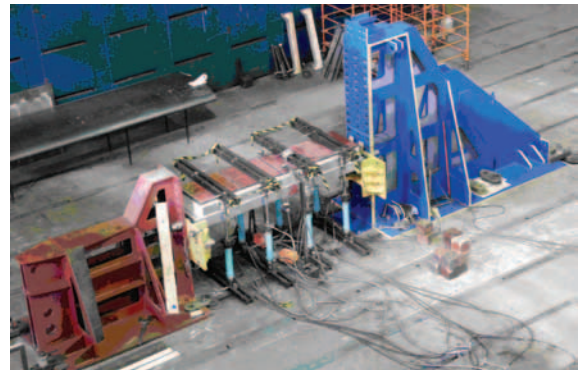


Рис. 10. Образец № 2 на испытательном стенде

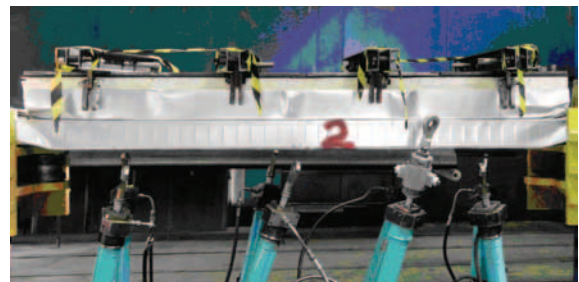


Рис. 11. Образец № 2 после испытаний теплоизоляции на нагрузку в 52 кПа

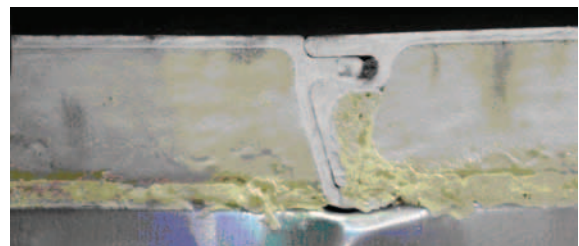


Рис. 12. Фрагмент (см. рис. 11) теплоизоляции после испытаний

Схема установки датчиков перемещений под панелью показана на рис. 13.

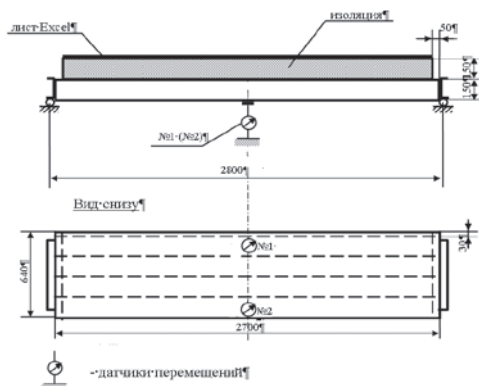


Рис. 13. Схема установки датчиков перемещений

Параллельно с экспериментальными исследованиями статической прочности конструкций из Fixcel-панелей в КГНЦ на базе результатов компьютерных расчетов с помощью конечно-элементных вычислительных комплексов были разработаны для проектирования новых подобных конструкций упрощенные способы расчета, пригодность которых проверена сопоставлением расчета с данными испытаний. Пример такого сравнения расчета и эксперимента приведен на рис. 14.

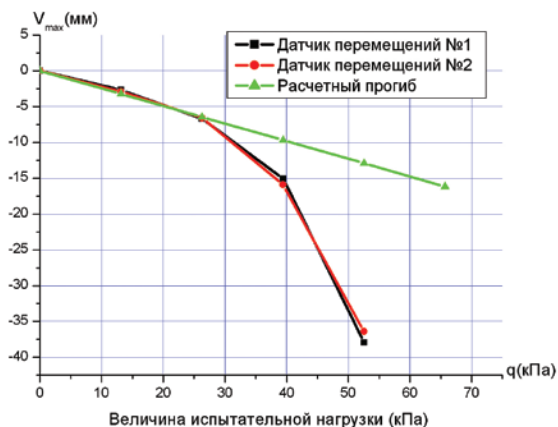


Рис. 14. Сравнение расчетного прогиба с показаниями датчиков перемещений

Значения прогибов, полученные в результате проведения испытаний, практически совпадают со значениями, получаемыми при использовании простых инженерных формул, что подтверждает возможность использования теории изгиба балок для балок кормовой переборки до нагрузок, равных расчетным – 25 кПа [3]. На рис. 14 видно резкое увеличение прогиба при двукратном превышении расчетной нагрузки.

Расчетно-экспериментальными методами определены коэффициенты сдвиговой жесткости швов панелей (рис. 15 и рис. 16).



Рис. 15. Вид «шва» в промежутке между «заклепками»

Расчеты показали, что при растягивающих напряжениях в панели, равных 80 МПа, напряжения в «шве» не превышают предела текучести материала. Результаты испытаний позволили сделать вывод о возможности применения Fixcel-панелей для изготовления несущих переборок и внутренних палуб, интегрированных в стальную конструкцию надстройки для судна пр. 23120. При этом масса стальной надстройки снизилась с 450 до 280 т.

Получен прирост полезной площади надстройки в 18 м² по сравнению с надстройкой, спроектированной ЗАО «Спецус-

допроект». В результате работ, проведенных КГНЦ, была разработана конструкция надстройки с широким применением Fixcel-панелей, удовлетворяющая Правилам РМРС.

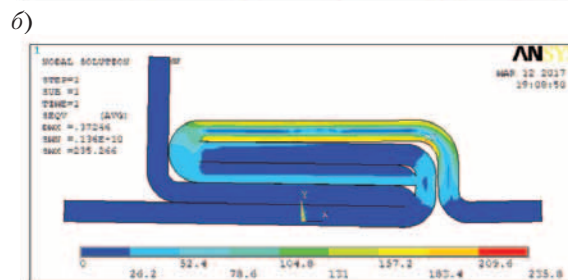
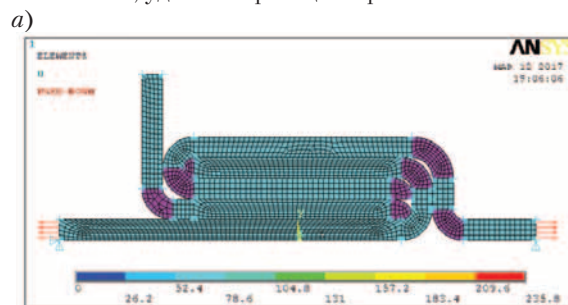


Рис. 16. Конечно-элементная модель и расчетное распределение напряжений в «шве»

Конструкции внешнего контура надстройки (лобовая, кормовая и бортовые переборки – рис. 17) изготавливаются из судостроительной стали в соответствии с требованиями, Правил РС [3], ч. XIII.

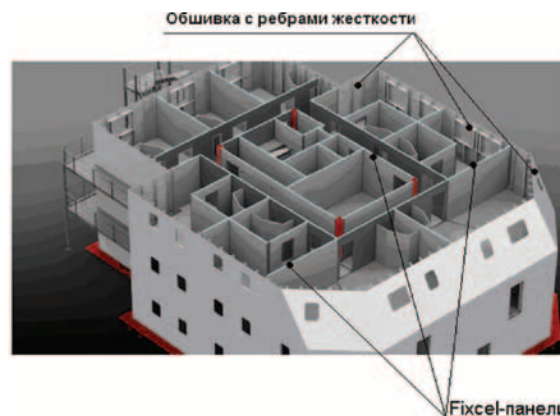


Рис. 17. Конструкция третьего яруса надстройки (на-луба не показана)

Эксплуатационные преимущества Fixcel-панелей перед классическими стальными панелями (при их установке сразу получается абсолютно гладкая поверхность) открывают широкие возможности для применения в надводном кораблестроении в качестве внутрикорпусных выгородок (вместо выгородок из гофрированного листа или подкрепленных набором). При этом проектант получает снижение общей массы корпуса и увеличение запаса водоизмещения.

По нашему мнению, Fixcel-панели обладают всеми признаками инновационного продукта, и имеются достаточные основания для реализации мер по локализации их производства на территории Российской Федерации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Kordelin Tapio, Juha Lahtivuori. Приоритет 6 июля 2005 г. Опул. 20 ноября 2008 г. – FIXCEL®Metal Core Panel – www.neapo.com
2. Meriaura_brochure_web.pdf – www.meriaura.fi
3. Правила классификации и постройки морских судов Рос-сийского морского регистра судоходства изд., 2012, ч. II, гл. 2.12.2.13 и 3.8. ■

РАЗРАБОТКА КОНСТРУКТИВНЫХ МЕРОПРИЯТИЙ ПО СНИЖЕНИЮ ПОСЛЕДСТВИЙ СТОЛКНОВЕНИЙ СУДОВ

П.Е. Бураковский, канд. техн. наук, доцент
ФГБОУ ВО «Калининградский государственный технический университет»,
контакт. тел. +7 (906) 235 0074

Данные статистики свидетельствуют о том, что, несмотря на постоянное совершенствование навигационного оборудования и систем управления судами, внедрение электронной картографии, столкновения являются одним из наиболее распространенных видов аварий на судах мирового флота [1], причем они происходят как при движении судов параллельными, так и пересекающимися курсами. Для оценки вероятности столкновения в первом случае была разработана математическая модель [2, 3], где предполагалось, что некоторое судно (условно называемое «нашим») движется навстречу потоку судов, которые находятся в пределах ограниченного коридора и распределены по его ширине равномерно. Система координат была связана с нашим судном (ось X направлена перпендикулярно направлению движения судов, ось Y – в направлении движения нашего судна), а моменты пересечения встречными судами оси X образовывали случайный пуассоновский поток. В рамках настоящей работы эта модель [2, 3] усовершенствована за счет учета неравномерности распределения встречных судов по ширине морского пути, предложена схема оценки риска столкновения судов при пересечении морского пути с интенсивным судоходством, а также представлены конструктивные решения, позволяющие снизить ущерб от данного вида аварий.

ОЦЕНКА РИСКА СТОЛКНОВЕНИЯ СУДОВ

Модель [2, 3] может быть обобщена, если принять нормальный закон распределения встречных судов по ширине морского пути. Вероятность столкновения некоторого судна с одним из встречных судов, образующих пуассоновский поток, определится по формуле

$$P_1(x_0) = \frac{b^a}{\Gamma(a)} \int_0^\infty w^{a-1} e^{-bw} \left(\int_{-(w_0+w)}^{w_0+w} (2\pi\sigma^2)^{-1/2} \exp\left\{-\frac{(x-x_0)^2}{2\sigma^2}\right\} dx \right) dw = \frac{b^a}{\Gamma(a)} \int_0^\infty w^{a-1} e^{-bw} \left(\Phi\left(\frac{x_0+(w_0+w)}{\sigma}\right) - \Phi\left(\frac{x_0-(w_0+w)}{\sigma}\right) \right) dw, \quad (1)$$

где σ – дисперсия отклонения встречного судна от середины морского пути; w_0 – полуширина нашего судна; $\Gamma(a)$ – гамма-функция, характеризующая распределение ширин встречных судов; a, b – параметры гамма-распределения; x_0 – координата нашего судна (середине морского пути соответствует нулевое значение координаты); $\Phi(x)$ – функция распределения стандартного нормального закона.

Вероятность отсутствия столкновения на протяжении отрезка времени $[0, T]$

$$\bar{P}(x_0, V, N, \Lambda, T) = \exp\{-\Lambda T(V+N) \cdot P_1(x_0)\}, \quad (2)$$

где V – скорость нашего судна; N – математическое ожидание скорости встречных судов; Λ – среднее число встречных судов на протяжении одной мили.

Результаты расчета вероятности безаварийного плавания в зависимости от положения нашего судна для случая нормального распределения встречных судов по ширине морского пути представлены на рис. 1, причем среднеквадратичное отклонение координаты встречных судов от середины морского пути $\sigma = 3000$ м, а ее математическое ожидание равно нулю. Кривые 1, 2 и 3 соответствуют скоростям нашего судна 6, 12 и 18 уз. Расчет выполнялся для следующих данных: наше судно шириной 20 м идет на расстоянии x_0 от середины морского пути; навстречу движется поток судов со средней скоростью 14 уз, параметры распределения ширин судов $a=16$, $b = 4/3 \text{ м}^{-1}$, т.е. их средняя ширина $2\Omega = 2a/b = 24$ м, случайные ширины находятся в основном в диапазоне от 10 до 40 м. При оценке вероятности избежать столкновения в течение одного

часа принималось $\Lambda = 3 \text{ миль}^{-1}$, т.е. в среднем на протяжении 1 мили на морском пути находились 3 судна.

Наиболее важной является оценка вероятности столкновения при пересекающихся курсах движения судов. Такая оценка может быть выполнена для случая, когда наше судно пересекает морской путь с интенсивным судоходством [4], причем часть судов движется справа налево (правый поток, R), а часть слева направо (левый поток, L). Оценить вероятность отсутствия аварии можно по формуле

$$\bar{P} = \exp\left\{-\int_0^W I_L(y) (L \cdot M_{L_0}(y) / V + M_{L_L}(y)) dy\right\} \times \exp\left\{-\int_0^W I_R(y) (L \cdot M_{R_0}(y) / V + M_{R_R}(y)) dy\right\}, \quad (3)$$

где $I_L(y), I_R(y)$ – интенсивности левого и правого потока, соответственно; $M_{L_0}(y), M_{R_0}(y)$ – математические ожидания скоростей судов левого и правого потока; $M_{L_L}(y), M_{R_R}(y)$ – математические ожидания длин судов левого и правого потока; W – ширина морского пути; L – длина нашего судна; V – скорость нашего судна.

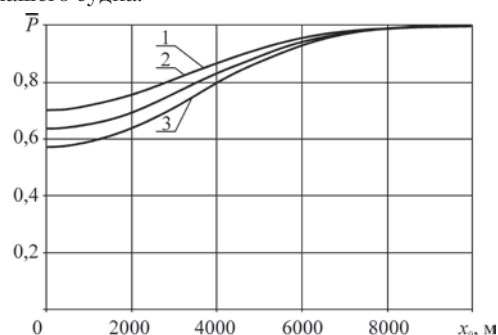


Рис. 1. Изменение вероятности безаварийного плавания в зависимости от положения нашего судна относительно морского пути

Оценим вероятность столкновения судов на следующем примере. Положим $V = 12$ уз, $L = 150$ м, $W = 8$ миль, $M_{L_L} = 90$ м, $M_{R_R} = 130$ м, т.е. ширина морского пути равна 8 милям, наше судно длиной 150 м идет со скоростью 12 уз. Средняя длина судов в потоке судов, движущихся слева направо, составляет 90 м, справа налево – 130 м, средние скорости судов в обоих потоках варьируются. Пусть интенсивность потоков судов распределена по ширине морского пути следующим образом:

$$I_L(y) = I_{L_{\max}} \cdot \exp\left[-\frac{(y - W/3)^2}{(W/6)^2}\right], \quad (4)$$

$$I_R(y) = I_{R_{\max}} \cdot \exp\left[-\frac{(y - 2 \cdot W/3)^2}{(W/6)^2}\right], \quad (5)$$

т.е. наибольшая интенсивность левого потока наблюдается при $y = W/3$, а правого – при $y = 2 \cdot W/3$, примем $I_{L_{\max}} = I_{R_{\max}} = 2 \cdot I_{\max}$. Результаты расчета представлены на рис. 2, где кривая 1 соответствует значениям $M_{L_0} = 10$ уз, $M_{R_0} = 6$ уз (средняя скорость судов в потоке судов, движущихся слева направо

составляет 10 уз, справа налево – 6 уз), кривая 2 – $M_{L_0} = 14$ уз, $M_{R_0} = 10$ уз, кривая 3 – $M_{L_0} = 18$ уз, $M_{R_0} = 14$ уз.

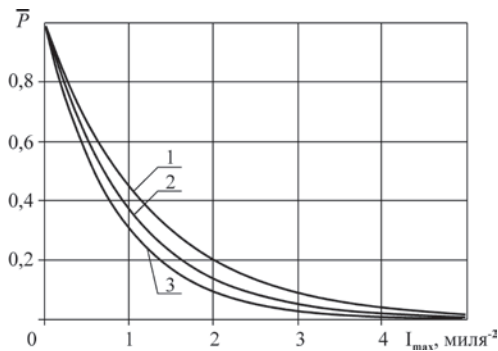


Рис. 2. Изменение вероятности отсутствия аварии при пересечении морского пути в зависимости от интенсивности потоков судов

Анализ показывает, что риск столкновения судов в зависимости от интенсивности судоходства может быть весьма существенным, поэтому перспективным способом повышения безопасности мореплавания является разработка конструктивных решений, снижающих последствия столкновений судов [1, 5]. Преимущество такого подхода заключается в возможности устранения влияния человеческого фактора, являющегося причиной большинства навигационных аварий.

СНИЖЕНИЕ ПОСЛЕДСТВИЙ СТОЛКНОВЕНИЙ

Наибольшую опасность при столкновении представляют подводные пробойны в бортовых перекрытиях тараненных судов, причиной которых являются бульбовые надделки таранящих судов. Повышение энергоемкости бортовых перекрытий не позволяет в полной мере решить данную проблему, так как кинетические энергии движущихся судов пропорциональны их водоизмещению, измеряемому зачастую десятками тысяч тонн. Наиболее перспективным для исключения подводных пробойн представляется не подкрепление бортовых перекрытий, а увеличение продольной податливости бульбовых надделок, так как их жесткость на несколько порядков выше, чем бортовых перекрытий.

Рядом исследователей в нашей стране и за рубежом были предложены конструкции носовых оконечностей, позволяющие снизить ущерб от столкновений [6–10]. Наиболее эффективными являются бульбовые надделки с гофрированными вставками с эластичным наполнителем, податливость которых может изменяться за счет высоты гофр и их толщины [11, 12]. Экспериментальные исследования, проведенные на конструктивно подобных жестяных моделях [12], показали, что продольная несущая способность таких бульбовых надделок значительно ниже несущей способности бортовых перекрытий

судов, соответствующих требованиям РМРС, что позволяет избежать подводных пробойн при столкновениях. Вместе с тем для обеспечения требуемой податливости бульбовых надделок [11, 12] высота гофров должна расти с увеличением их периметра, однако это ведет к потере полезного объема внутри бульба, а также повышает трудоемкость изготовления бульбовой надделки, так как связано с необходимостью изготовления гофров неодинаковой высоты. Увеличение податливости бульба за счет уменьшения толщины гофров ограничивается тем обстоятельством, что в процессе эксплуатации носовая оконечность судов подвергается интенсивным гидродинамическим нагрузкам.

Одним из путей повышения эффективности гофрированных бульбовых надделок является обеспечение их податливости не за счет высоты гофров и их толщины, а за счет использования стенок гофров с выточками [13] в верхней и нижней частях (рис. 3). При этом глубина выточки может быть выбрана с использованием следующей зависимости:

$$\Delta_i = t - \sqrt{\frac{h \cdot P_{0i}}{\sigma_T \cdot \int_0^\pi \sqrt{[R'_i(\varphi)]^2 + [R_i(\varphi)]^2} d\varphi}}, \quad (6)$$

где Δ_i – глубина выточки i -го гофра, h – высота гофра, t – толщина гофра, P_{0i} – предельная нагрузка i -го гофра, обеспечивающая требуемую податливость бульба, σ_T – предел текучести материала гофра, $R_i(\varphi)$ – функция, описывающая форму поперечного сечения i -го гофра.

Предлагаемая конструкция бульбовой надделки корпуса судна (рис. 3) состоит из обтекателя 1, гофрированной вставки 2, подкрепленной бракетами 3, при этом пустоты между бракетами, установленными с внешней стороны, заформованы эластичным наполнителем 4. В верхней и нижней частях стенок гофров имеются выточки 5, глубина которых выбирается в зависимости от требуемой податливости бульба в продольном направлении. В случае столкновения судов деформирование бульба начинается с гофров, обладающих минимальной предельной нагрузкой, регулируемой изменением глубины выточки.

Необходимо отметить, что наличие эластичного наполнителя в пустотах между бракетами несколько уменьшает эффективность гофрированных бульбовых надделок, способствуя повышению их продольной жесткости, так как при столкновении судов в процессе деформирования гофров их наружные кромки начинают сближаться и зажимают между собой эластичный наполнитель, препятствуя его выталкиванию из пространства гофра. Это ведет к повышению усилия, необходимого для деформирования бульбовой надделки, а также препятствует уменьшению длины бульбовой надделки при деформировании гофров, что снижает эффективность использования указанных конструкций.

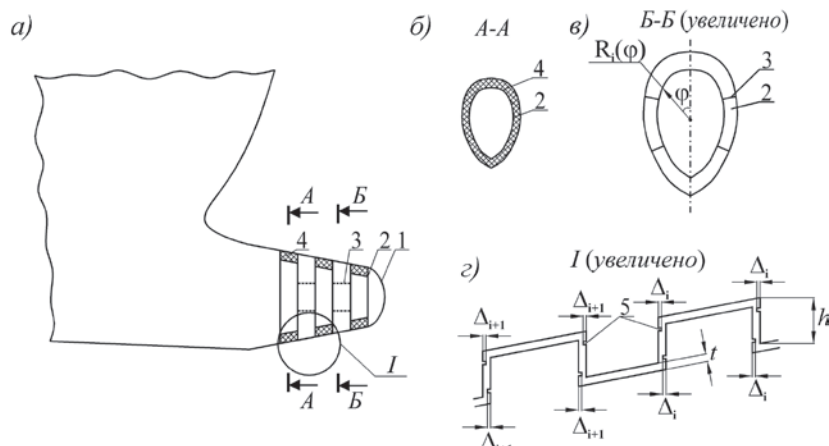


Рис. 3. Схема гофрированного бульба с выточками в стенках гофров: а – общий вид; б – разрез А-А; в – разрез Б-Б; г – узел 1

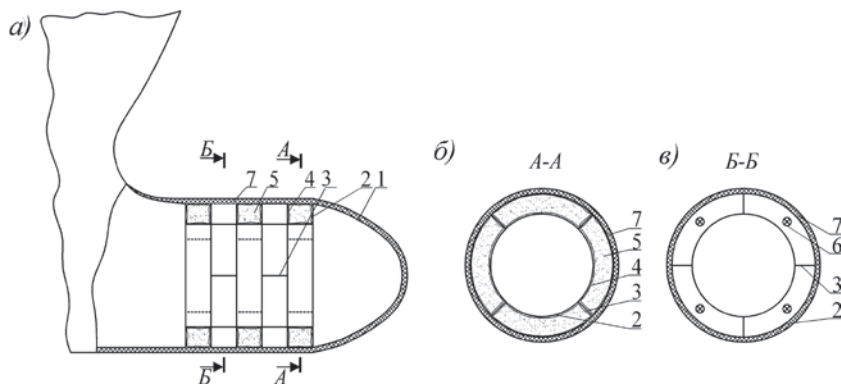


Рис. 4. Схема гофрированного бульба с эластичными емкостями: а – общий вид; б – разрез А-А; в – разрез Б-Б
1 – обтекатель; 2 – гофрированная вставка; 3 – brackets; 4 – эластичные емкости; 5 – рабочая среда; 6 – устройства сброса давления; 7 – оболочка

Для решения данной проблемы вместо эластичного заполнителя в пустотах между поверхностями гофров и бракет можно установить эластичные емкости с рабочей средой [14], а стенки гофров снабдить устройствами сброса давления, покрыв конструкцию с внешней стороны эластичной оболочкой (рис. 4).

Так как податливость в продольном направлении предлагаемой бульбовой наделки велика, то при столкновении судов она деформируется с образованием пластических шарниров в углах гофрированной вставки. При этом происходит рост давления в эластичных емкостях и удаление рабочей среды с помощью устройств сброса давления, в качестве которых могут применяться как предохранительные клапаны, так и специальные элементы конструкции, разрушающиеся при превышении давлением в эластичных емкостях определенного значения. Следует заметить, что применяемые устройства сброса давления должны обеспечивать удаление рабочей среды со скоростью, достаточной для беспрепятственного деформирования гофрированной вставки. Исходя из этого условия нужно выбирать количество устройств сброса давления, приходящихся на каждую эластичную емкость, с учетом ее объема и скорости деформирования бульбовой наделки при столкновении, которая зависит от скорости движения судов. При этом в качестве рабочей среды может использоваться как жидкость, так и газ под определенным давлением. Использование оболочки с внешней стороны конструкции позволяет улучшить ее гидродинамические характеристики, при этом ее наличие не будет создавать препятствий деформированию бульбовой наделки в случае столкновения, так как оболочка может изготавливаться из эластичных материалов, например, из резины.

ВЫВОДЫ

В настоящей работе предложены математические модели, которые позволяют выполнять оценку риска столкновения судов при их движении как встречными, так и пересекающимися курсами. С их помощью может быть выбран наиболее безопасный маршрут движения судна. Повышению безопасности мореплавания может способствовать также использование предложенных конструктивных решений, которые позволяют существенно снизить ущерб от столкновений судов за счет предотвращения возникновения подводных пробоев, которые зачастую являются причиной гибели таранного судна.

ЛИТЕРАТУРА

1. Литонов О.Е. Применение методики формализованной оценки безопасности к вопросу движения судов по узким коридорам // Тр. ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. – 2008. – Вып. 41(325). – С. 85–100.

2. Бураковский Е.П., Дмитровский В.А., Якута И.В. Конструктивное обеспечение повышения безопасности мореплавания при столкновении судов // Морской вестник. – 2007. – №3(23). – С.100–106.
3. Burakovskiy E.P., Dmitrovskiy V.A., Yakuta I.V. To the question of navigation safety at ship collision // Archives of Civil and Mechanical Engineering. – Wroclaw. – 2007. – Quarterly Vol. VII. – №3. – P. 79–89.
4. Бураковский Е.П., Бураковский П.Е., Дмитровский В.А. К вопросу оценки риска столкновения судов // Морские интеллектуальные технологии. – 2015. – Т. 2. – №4(30). – С.25–30.
5. Ленн Ю.Ф. Оценка энергоемкости бортовых конструкций танкеров при столкновениях // Судостроение. – 1978. – № 8. – С.6–9.
6. Авт.с. 1710434 СССР, МКИ³ В 63 В 1/06. Носовая оконечность судна / Н.И. Зингерман. – № 4622009/11; заявл. 24.11.1988; опубл. 07.02.1992 // ИБ. – № 5. – 5 с.
7. Cho Sang-Rai, Kang Ki-Won, Kim Jae-Hyun, Park Jin-Soo, Lee Jae-Wook. Optimal soft bow design of an LNG Carrier. – 4th International conference on collision and grounding of ship. – Hamburg: Schiffbautechnische Gesellschaft e.V., 2007, p. 227–234.
8. Patent 4323026 USA, Int. Cl. B63B59/02. Drag reducing structure to minimize vessel collision damage / John J. Gallagher. – Appl. № 87738; filed 24.10.1979; publ. 06.04.1982, 5 p.
9. Patent JP3899406B2 Int. Cl. B63B 3/46, B63B 31/06, B63B 43/18. Marine vessel having lateral bending buffering bow / Endo Hisayoshi, Yamada Yasuhei: National maritime research institute.
10. Woisin G. Möglichkeiten des baulichen Schutzes gegen das Austreten von für die Umwelt gefährlichen Stoffen, insbesondere Öl, bei Schiffskollisionen // Seewirtschaft. – 1990. – № 10. – S. 66–72.
11. Авт.с. 1197918 СССР, МКИ³ В 63 В 1/06. Бульбовая наделка корпуса судна / Е.П. Бураковский. – № 3570549/27–11; заявл. 04.04.1983; опубл. 15.12.1985 // ИБ. – № 46. – 3 с.
12. Патент 2108940 Российская Федерация, МПК⁶ В63В1/06. Бульбовая наделка корпуса судна / Е.П. Бураковский, И.В. Жукова: заявитель и патентообладатель КГТУ. – № 96103081/28; заявл. 15.02.1996; опубл. 20.04.1998 // ИБ. – №. – 11,3 с.
13. Патент 2518695 Российская Федерация, МПК⁷ В63В 1/06, В63В 43/18. Бульбовая наделка корпуса судна/ Бураковский Е.П., Бураковский П.Е.: заявитель и патентообладатель ФГБОУ ВПО «КГТУ». – № 2013110907/11; заявл. 12.03.2013; опубл. 10.06.2014 // ИБ. – № 16. – 7 с.
14. Патент 2527619 Российская Федерация, МПК⁷ В63В 1/06, В63В 43/18. Бульбовая наделка корпуса судна/ Бураковский П.Е.: заявитель и патентообладатель ФГБОУ ВПО «КГТУ». – № 2013121519/11; заявл. 07.05.2013; опубл. 10.09.2014 // ИБ. – № 25. – 7 с. ■

Сферой интересов авторов настоящей статьи является исследование прочности корпусных конструкций глубоководных технических средств (ГТС) с помощью наземных гидробарических стендов, способных имитировать погружение ГТС на предельные глубины Мирового океана.

Основным методом оценки уровня напряженно-деформированного состояния (НДС) корпусных конструкций под нагрузкой является метод тензометрии. Технология применения метода в условиях высокого гидростатического давления и токопроводящей рабочей среды отработана на базе определенных технологических приемов и широко используется при проведении кратковременных гидростатических испытаний. При экспериментальных исследованиях длительной прочности конструкции, особенно из материалов, склонных к ползучести, изменение деформации с течением времени регистрируется также с помощью тензорезисторов. Возникает естественный вопрос о включении погрешности, связанной с ползучестью клеевого слоя (адгезива), в состав измеряемых величин (деформаций). Клеи горячего отверждения имеют наименьшую ползучесть, но большие размеры испытываемых объектов не позволяют использовать адгезивы данного типа. По этой причине в методе тензометрии в нашем случае используют клеи холодного отверждения. К ним относятся двухкомпонентные эпоксидные адгезивы, образующие после отверждения сетчатую структуру, и α -цианакрилаты, отверждающиеся с образованием линейной переплетенной структуры. Отверждение клеевого слоя происходит при естественной температуре в зоне подготовки конструкции, в различное время года т.е. в пределах от 12 до 22 °С. Должна быть достигнута полнота отверждения адгезива, которая зависит от температуры окружающей среды и оказывает влияние на степень ползучести клеевого слоя. Производители тензорезисторов в сопроводжающих поставку инструкциях настоятельно рекомендуют выполнять термообработку мест наклейки с большей на 2 – 4 °С температурой, чем ожидаемая рабочая температура. В реальных условиях при работе с крупногабаритными объектами ГТС, реальными толщинами оболочек это невозможно обеспечить, даже используя локальные, местные нагревы.

С целью оценки ползучести клеевого слоя или, иными словами, определения поправок, которые необходимо вводить при экспериментальном исследовании НДС в условиях ползучести материала конструкции использовался следующий метод.

На балку прямоугольного сечения, применяемую при калибровке тензорезисторов (сертификат балки № 1945/32-15 от 02.04.2015), наклеивались тензорезисторы различными клеями (α -цианакрилат и эпоксидный клей холодного отверждения). Балка выполнена из титанового сплава, аналога сплавов, применяемых при строительстве потенциальных конструкций глубоководной техники. Это позволяет исключить влияние на процесс характеристик склеиваемых материалов и добиться равенства коэффициентов линейного расширения. Балка предварительно была подвергнута четырехточечному изгибу на тарировочном устройстве до получения деформации – 1893 мкм/м (прогиб – 3 мм, градуировочная характеристика балки – ± 631 мкм/м), что примерно соответствует напряжению в балке $0,3 s_T$. Ползучести титана при таких уровнях напряжений не наблюдается. На балку в изогнутом состоянии наклеивались тензорезисторы [1]. Температура окружающей среды при наклейке была 16 °С. После отверждения клеевого слоя балку сняли с устройства, создающего изгиб. В момент полного распрямления балки был запущен процесс измерения

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛЗУЧЕСТИ КЛЕЕВОГО СЛОЯ ТЕНЗОРЕЗИСТОРОВ ПРИ ДЛИТЕЛЬНОЙ ВЫДЕРЖКЕ ПОД НАГРУЗКОЙ

*М.В. Бойкова, инженер,
М.А. Дмитриев, инженер,
А.А. Дудин, ст. лаборант,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. (812) 415 3789, +7 (904) 512 2282, +7 (911) 088 7551*

показаний тензорезисторов с помощью аттестованной автоматизированной системы MGC+. На установленном уровне деформаций измерения длились на протяжении примерно 500 часов. В первоначальный момент интервалы между измерениями были короткие, затем они увеличивались. В процессе измерений температура окружающей среды изменялась в диапазоне от 15 до 20 °С. Экспресс-анализ результатов измерения установил характерное изменение (уменьшение) деформаций в первые пять-шесть часов, после чего показания тензодатчиков стабилизировались, не изменялись и находились в пределах погрешности измерения (не более ± 2 %).

По истечении 500 часов балка вновь была установлена на тарировочное устройство и подвергнута изгибу в обратную сторону, до возникновения деформаций (по показаниям тензорезисторов) порядка 4100 мкм/м. Для самой балки уровень напряжения остался прежний, соответствующий напряжению $0,3 s_T$. В данном состоянии измерения показаний тензорезисторов проводились в течение примерно 12 000 часов. В этот же период температура окружающей среды изменялась в диапазоне от 10 до 26 °С.

Данные тензоизмерений подтвердили наличие зоны неустановившейся ползучести клеевого слоя, продолжительность которой при установленном уровне деформаций, составила около 15 часов, после чего показания датчиков стабилизировались и оставались неизменными с погрешностью не более $\pm 1,5$ %.

Данные по неустановившейся ползучести клеевого слоя хорошо аппроксимируются полиномом 3-й степени (с погрешностью не более $\pm 2,5$ %). На рис. 1 ось абсцисс представляет собой время неустановившейся ползучести (часы), ось ординат – оценку поправки к измеренным деформациям (мкм/м). Кривая 1 соответствует изменению деформаций в диапазоне ± 2000 мкм/м. Кривая 2 соответствует изменениям при уровне деформаций в диапазоне ± 4000 мкм/м.

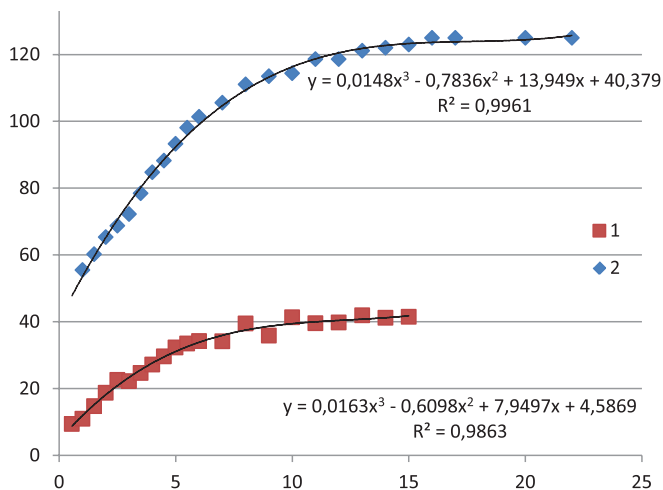


Рис. 1. Зоны неустановившейся ползучести клеевого слоя тензорезисторов

Полученные результаты подтверждают наличие фаз неустановившейся и установившейся ползучести клеевого слоя, возникающей при отсутствии термообработки объектов исследования. Ползучесть клеевого слоя происходила при температурах, превышающих 16 °С, и полностью прекратилась после 20–25 часов пребывания при температурах 22–26 °С.

При уровнях деформаций в диапазоне ± 2000 мкм/м влиянием ползучести клеевого слоя на результаты измерения деформаций можно пренебречь, поскольку это влияние соизмеримо с достигнутым суммарным уровнем погрешности измерения (погрешностями, вносимыми коэффициентом чувствительности тензодатчика, автоматизированным средством измерения, колебаниями температуры окружающей среды, погрешностями, вносимыми электропитанием аппаратуры и т.п.).

При уровнях деформаций в диапазоне ± 4000 мкм/м поправка к измерительным данным составляет ± 125 мкм/м (знак «минус» – поправка относится к деформациям сжатия, знак «плюс» – к деформациям растяжения). Поправка вводится после 20-часовой выдержки. В дальнейшем показания тензорезисторов остаются без изменения с суммарной приведенной погрешностью в пределах $\pm 1,5\%$.

Накопленные данные позволяют методом экстраполяции оценить поправки к измерительным данным в диапазоне деформаций более ± 4000 мкм/м.

По трем точкам (в различное время протекания неустановившейся ползучести) – нулевой, точек в диапазоне ± 2000 мкм/м и в диапазоне ± 4000 мкм/м – строится параболическая зависимость поправок $\Delta\varepsilon$, мкм/м, от величины достигнутой деформации и времени неустановившейся ползучести по формуле

$$\Delta\varepsilon = \pm(3 \cdot 10^{-6} \cdot \varepsilon_{\text{изм}}^2 + A \cdot \varepsilon_{\text{изм}}),$$

где $\varepsilon_{\text{изм}}$ – деформация, измеренная в начале длительной выдержки, мкм/м; $A = 0,0065 \cdot \ln(t) + 0,0013$ – коэффициент, учитывающий время неустановившейся ползучести от начала выдержки; t – время выдержки в зоне неустановившейся ползучести, ч.

Величина поправки, рассчитанная по приведенным формулам, определяется с погрешностью не более 3 %.

Результаты проведенного наблюдения за поведением композиции «тензорезистор, клеевой слой, конструкция» подтвердили, что значимое значение поправок, обусловленных ползучестью клеевого слоя и требующих корректировки основного массива измерений, возникает при подготовке конструкций в условиях температур окружающей среды ниже температурных условий проводимых испытаний. Под значимыми поправками понимаются поправки, превосходящие суммарную погрешность, вносимую конструктивными особенностями самого тензорезистора, средств измерения, технологическими и температурными условиями в момент подготовки конструкции к испытаниям.

Влияние различных клеев (адгезивы на основе эпоксидного олигомера и α -цианакрилата холодного отверждения) на ползучесть клеевого слоя, в рамках данного эксперимента разделить не удалось. Очевидно, это влияние не превосходит суммарной погрешности измерений и нивелируется толщиной клеевого слоя.

ЛИТЕРАТУРА

1. 4.0 РИ 5.4-03 Б ДК. Порядок установки ТР на поверхность конструкций. ■

Исследования взаимодействия морских сооружений с ледовым полем традиционно ориентированы на определение глобальных ледовых нагрузок, возникающих при контакте с различными типами ледовых образований. Значения нагрузок оцениваются с помощью экспериментальных и аналитических методов. Развитие вычислительной техники открывает возможность численного моделирования сложного процесса взаимодействия ледовых образований с конструкцией (ВЛК). Для адекватного описания ледовых нагрузок численные модели должны учитывать возможные формы разрушения льда, его поведение после достижения максимального сопротивления, что, в свою очередь, зависит от многих факторов — скорости нагружения, меняющихся физико-механических свойств льда.

Качественное численное моделирование разрушения материала льда с помощью метода конечных элементов (МКЭ) требует адекватного воспроизведения напряженно-деформированного состояния в процессе меняющихся форм и механизмов разрушения. Используемые в расчетах модели разрушения льда не в состоянии удовлетворить указанным требованиям. Континуальная модель материала льда основывается на теории пластичности и механике разрушения, в то время как одним из важнейших аспектов модели ВЛК является учет процесса перехода сплошного ледового образования при его разрушении к дискретному (образование фрагментов льда).

С точки зрения подходов создания численной модели большое распространение получило построение совместной сетки конечных элементов с использованием упругопластической модели материала [1]. В качестве одного из критериев разрушения задается предельная деформация в конечном элементе, при достижении которой он удаляется из расчета. Скорость роста трещины оказывается напрямую связана с размером элементов: чем меньше элемент, тем быстрее будет происходить процесс трещинообразования. Такой подход не в полной мере моделирует процесс ВЛК, поскольку из модели удаляются разрушаемые конечные элементы и не учитывается взаимодействие отделенных фрагментов льда друг с другом. В данном случае более перспективной представляется модель Баренблатта — Дагдейла (Barenblatt — Dugdale) [2–3], предложенная для описания разрушения идеально хрупких и идеально пластичных материалов с помощью введения понятия модели сцепляющей среды.

ПРИМЕНЕНИЕ МОДЕЛИ СЦЕПЛЯЮЩЕЙ СРЕДЫ В МЕТОДЕ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Применение модели сцепляющей среды (МСС) в численном анализе метода конечных элементов существенно расши-

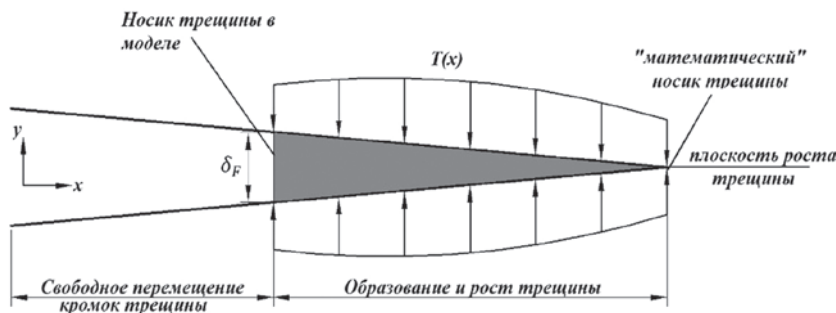


Рис. 2. Схема распространения трещины по плоскости сцепляющих элементов

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ МОРСКИХ СООРУЖЕНИЙ С ЛЕДОВЫМ ПОЛЕМ

*В.А. Коршунов, канд. техн. наук, доцент,
Д.А. Пономарев, аспирант,
А.А. Родионов, д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой,
СПбГМТУ,
контакт. тел. (812) 494 0941*

ряет его возможности. В расчетную модель МКЭ вводятся специальные сцепляющие элементы (cohesive elements) малой толщины, которые располагаются между смежными конечными элементами среды (рис. 1). Как для конечных элементов среды, так и для сцепляющих конечных элементов задаются свои модели поведения материала.

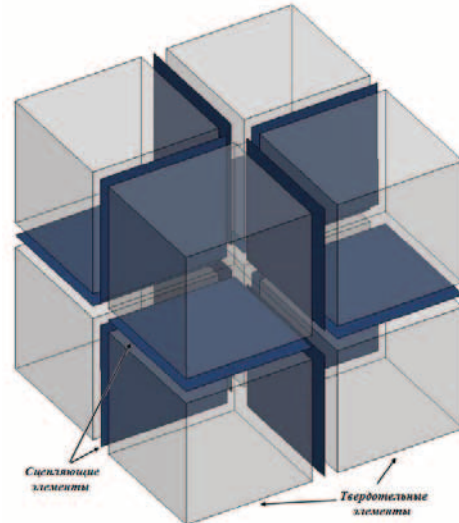


Рис. 1. Фрагмент конечно-элементной модели среды с использованием сцепляющих элементов

Распространение трещин может происходить исключительно по сцепляющим элементам, т.е. вдоль границ конечных элементов среды (рис. 2).

Для материала сцепляющих элементов задается закон деформирования и критерий зарождения и распространения трещины. Характерный вид зависимости усилий от деформации для сцепляющих элементов представлен на рис. 3.

Текущее усилие t соответствует $T(x)$ на рис. 2, действие которого прекращается при достижении $\delta = \delta_F$, т.е. инициируется рост трещины [4].

Одновременно с трещинообразованием может учитываться нелинейный процесс упругопластического деформирования конечных элементов среды. Для этого в параметрах модели материала среды задается зависимость напряжений от деформации.

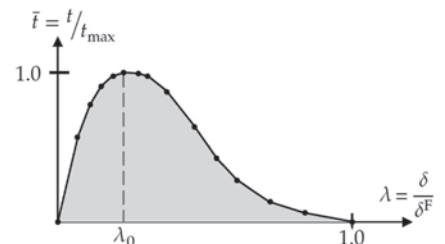


Рис. 3. График зависимости усилия от деформации для сцепляющих элементов t — текущее усилие; t_{max} — предельное усилие; δ — текущее перемещение раскрытия трещины; δ_F — предельное перемещение раскрытия трещины

Таким образом, процесс деформирования конечно элементной модели со сцепляющей средой включает в себя последовательно: упругое, упруго-пластическое деформирование, идентификацию трещины, рост трещины, разрушение сплошной среды, деформирование фрагментов среды.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ ОБРАЗЦОВ ЛЬДА

Морской лед – это кристаллический материал, свойства которого зависят от размера кристаллов, их ориентации, температуры, солёности, плотности и пр. Поэтому он моделируется анизотропной средой со сложной реологией. Для расчета ледовых нагрузок, интерпретации данных испытаний могут использоваться следующие параметры: прочность на одноосное сжатие и сдвигу; прочность на растяжение; сопротивление на изгиб; коэффициент трещиностойкости; трение; прочность смороженного слоя; коэффициент сцепления и угол внутреннего трения битого льда; модуль упругости; плотность.

Перед проведением полномасштабного моделирования ВЛК необходимо определить какие интегральные физико-механические характеристики материала льда закладываются в расчетные модели метода конечных элементов. Для этого проводились виртуальные испытания образцов льда для определения параметров прочности на сжатие, на растяжения и на изгиб. С этой целью использовался конечно-элементный программный комплекс ANSYS/LS-DYNA [9].

Построение конечно-элементной сетки образцов льда выполнялось с помощью специально разработанного алгоритма, позволяющего комбинировать твердотельные элементы среды и промежуточные сцепляющие элементы, как было описано выше.

Входные параметры материала твердотельных конечных элементов представлены ниже:

Параметр материала	Значение
Плотность ρ , кг/м ³	910
Модуль упругости E , ГПа	5
Коэффициент Пуассона, ν	0,3
Предел текучести σ_p , МПа	2
Предельные пластические деформации ϵ_p	0,25

Параметры материала для сцепляющих конечных элементов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры материала для сцепляющих конечных элементов

Параметр материала	Сцепляющие элементы	
	вертикальные	горизонтальные
Плотность ρ , кг/м ³	910	910
Параметр λ_1	0,08	0,10
Параметр λ_2	0,45	0,55
Интенсивность энергии трещинообразования:		
	- в нормальном направлении G_I , Н/М	5200
- в касательном направлении G_{II} , Н/М	5200	5200
Предельное усилие T_{max} , МПа	1	1,1

Поведение в пластической зоне описывалось кривой зависимости напряжений от пластических деформаций (рис. 4). При достижении предела текучести льда происходило пластическое разупрочнение. После достижения предельного уровня пластических деформаций материал начинал вести себя как вязкая жидкость. Для устойчивости численных процедур, чтобы не допускать больших искажений формы конечных элементов, в диаграмму добавлен участок уп-

рочнения с высоким касательным модулем [5]. Для вертикальных и горизонтальных сцепляющих элементов принята трехлинейная кривая связи усилие-деформация (рис. 5).

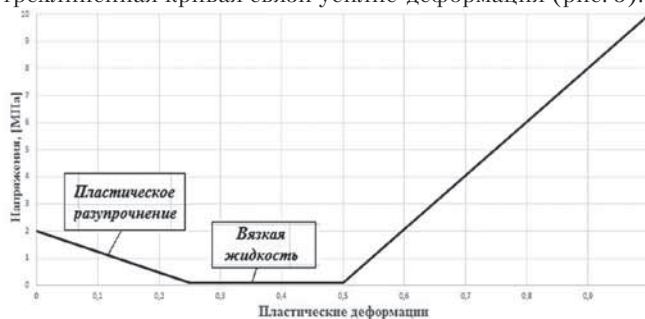


Рис. 4. Кривая зависимости напряжений от пластических деформаций

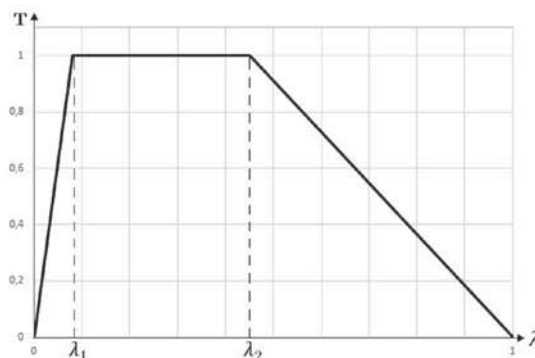


Рис. 5. Трехлинейная кривая зависимости усилий от деформаций $T(\lambda)$

Интенсивность энергии трещинообразования G_I определялась как

$$G_I = \int_0^{\delta_F} T d\delta = \frac{1}{2} T_{max} \delta_F (1 - \lambda_1 + \lambda_2),$$

откуда предельное раскрытие

$$\delta_F = \frac{2G_I}{T_{max} (1 - \lambda_1 + \lambda_2)} \approx 7,6 \text{ мм}.$$

В работе [6] рассмотрены параметры конечно-элементной сетки, с помощью которых определяется допустимый размер элемента. Одним из возможных критериев выбора минимального размера элемента l_{min}^e является условие $l_{min}^e > (10 \div 20) \delta_F$. Тогда $l_{min}^e \approx 0,15 \text{ м}$.

Определение прочности льда на сжатие

Тестовые образцы представляют собой призмы длиной 2,07 м с квадратным поперечным сечением 1,035×1,035 м. Расчетная схема определения прочности льда на сжатие и конечно-элементная модель представлена на рис. 6 и рис. 7 соответственно. Принято, что по высоте образца располагается шесть элементов, тогда $l^e = 0,1725 \text{ м}$, что больше минимального размера элемента. Нагружение проводилось путем задания перемещения абсолютно жесткой пластине.

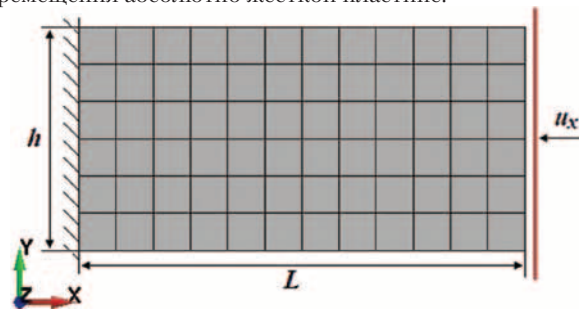


Рис. 6. Расчетная схема определения прочности льда на сжатие

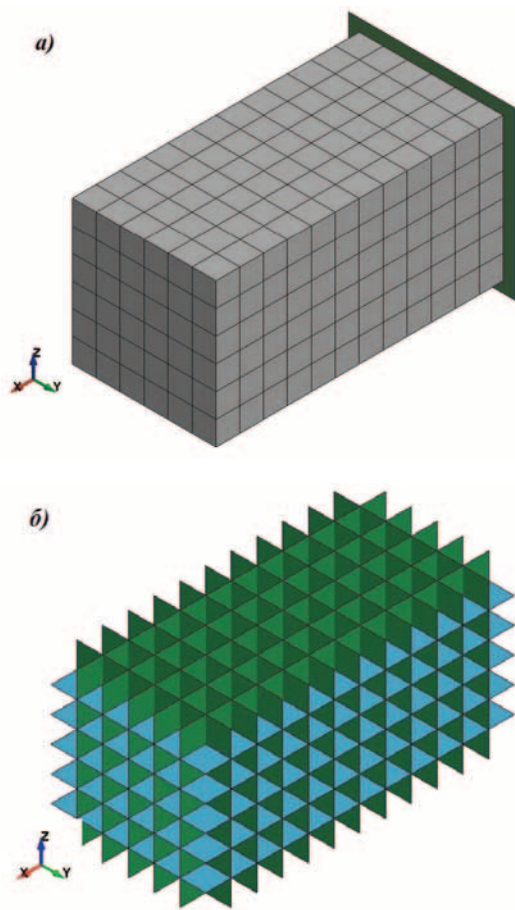


Рис. 7. Конечно-элементная модель для определения прочности льда на изгиб: а – общий вид модели с пластиной; б – сетка сцепляющих элементов

В результате численного моделирования получена кривая зависимости контактного усилия от перемещения пластины, рис. 8. Значение силы, после которого происходит падение нагрузки, принималось как предельное. Напряжения, соответствующие этому усилию равны

$$\sigma_c = P_{\max} / A,$$

где $A = 1,07 \text{ м}^2$ – площадь поперечного сечения образца.

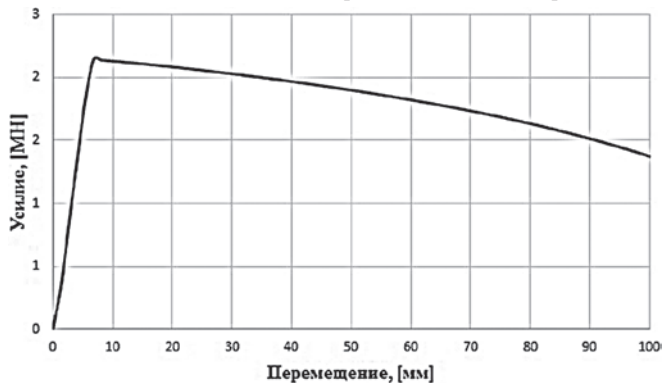


Рис. 8. Кривая зависимости контактного усилия от перемещения пластины

Как видно из рис. 9, $P_{\max} = 2,14 \text{ МН}$, тогда предел прочности льда на сжатия

$$\sigma_c = P_{\max} / A, = 2,14 \text{ МН} / 1,07 \text{ м}^2 = 2,0 \text{ МПа}.$$

Определение прочности льда на растяжение

Тестовые образцы представляют собой призмы длиной 3,1 м с квадратным поперечным сечением $1,035 \times 1,035 \text{ м}$. Расчетная схема определения прочности льда на растяжение и ко-

нечно-элементная модель представлена на рис. 9 и рис. 10 соответственно. Размер конечных элементов принят таким же как и при определении прочности на сжатие. Нагружение проводилось путем задания перемещений узлов на свободном торце образца.

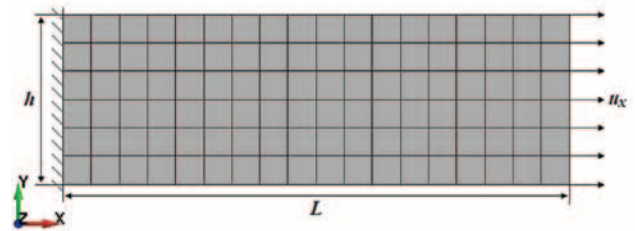


Рис. 9. Расчетная схема определения прочности льда на растяжение

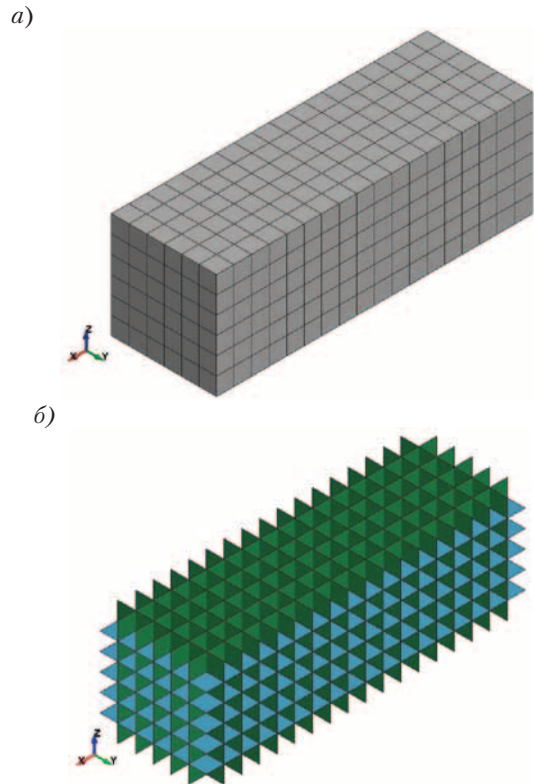


Рис. 10. Конечно-элементная модель для определения прочности льда при растяжении: а – общий вид модели; б – сетка сцепляющих элементов

В результате численного моделирования получена кривая зависимости реактивного усилия от перемещения, рис. 11. Значение силы, после которого происходит падение нагрузки, принималось предельным. Напряжения, соответствующие этому усилию равны

$$\sigma_T = \frac{P_{\max}}{A},$$

где $A = 1,07 \text{ м}^2$ – площадь поперечного сечения образца.

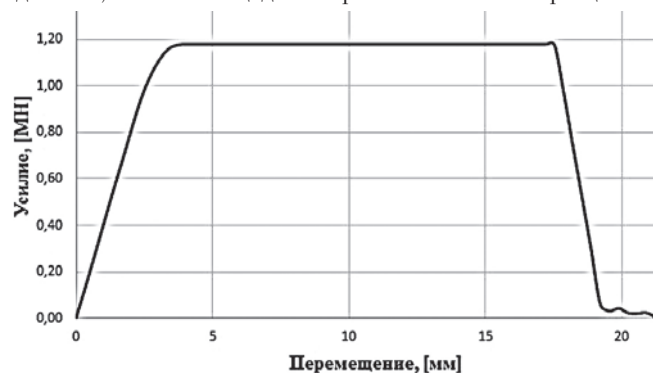


Рис. 11. Кривая зависимости контактного усилия от перемещения пластины

Как видно из рис. 11, $P_{\max} = 1,18 \text{ МН}$, тогда предел прочности льда на растяжение

$$\sigma_T = \frac{P_{\max}}{A} = \frac{1,18 \text{ МН}}{1,07 \text{ м}^2} = 1,1 \text{ МПа.}$$

Определение прочности льда на изгиб

Тестовые образцы представляют собой призмы длиной 4,14 м с квадратным поперечным сечением 1,035×1,035 м. Испытания на предел прочности на изгиб выполнены по трехточечной схеме. Расчетная схема и конечно-элементная модель представлена на рис. 12 и рис. 13 соответственно. Размер конечных элементов принят таким же, как и при определении прочности на сжатие. Нагружение проводилось путем задания вертикального перемещения индентора, расположенного посередине длины образца.

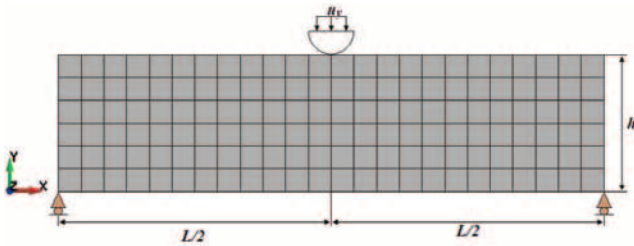


Рис. 12. Расчетная схема определения прочности льда на изгиб

а)

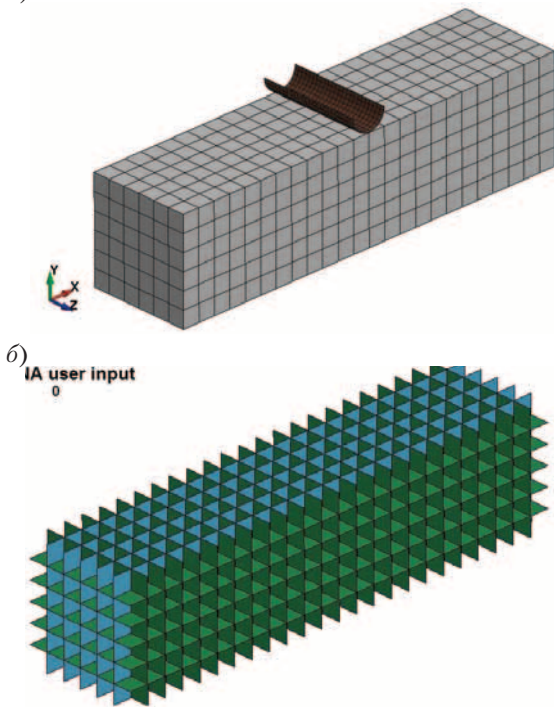


Рис. 13. Конечно-элементная модель для определения прочности льда на изгиб: а – общий вид модели с индентором; б – сетка сцепляющих элементов

В результате численного моделирования получена кривая зависимости реактивного усилия от перемещения (рис. 14). Максимальное значение силы, после которого происходит падение нагрузки, принималось предельным. Напряжения, соответствующие этому усилию, равны

$$\sigma_f = \frac{M}{W},$$

где $M = \frac{P_{\max} \cdot L}{4} = 305 \text{ кН} \cdot \text{м}$ — изгибающий момент,

$W = \frac{b \cdot h^3}{12} = 0,096 \text{ м}^3$ — момент сопротивления поперечного сечения.

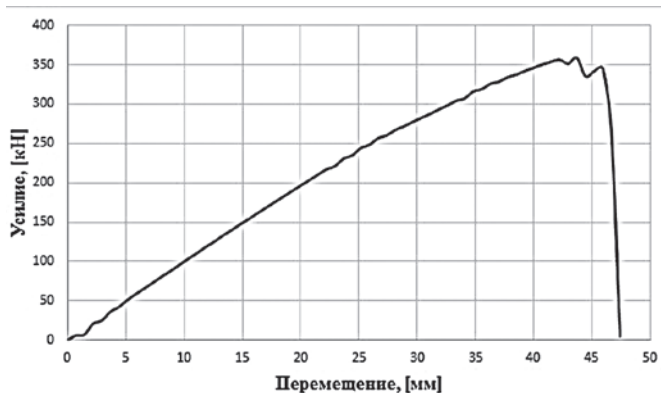


Рис. 14. Кривая зависимости контактного усилия от перемещения индентора

Как видно из рис. 14, $P_{\max} = 355 \text{ кН}$, следовательно, предел прочности льда на растяжение

$$\sigma_f = \frac{M}{W} = \frac{352 \text{ кН} \cdot \text{м}}{0,096 \text{ м}^3} = 3,6 \text{ МПа.}$$

Полученные прочностные характеристики модели материала льда сведены ниже:

Параметр	Значение
Предел прочности на сжатие σ_c , МПа.....	2,0
Предел прочности на растяжение σ_T , МПа.....	1,1
Предел прочности на изгиб σ_f , МПа.....	3,6

Результаты численного определения прочностных свойств моделируемого льда хорошо коррелируются с данными полевых испытаний, за исключением предела прочности на изгиб, его значение превышает значения, определяемых для морского льда [7]. Следует отметить, что получаемая прочность при изгибе по трехточечной схеме или изгибе консольной балки является скорее осредненным значением, нежели критическим значением напряжения в точке, где начинается разрушение, которое в свою очередь определяется прочностью при отрыве (растяжении). В связи с этим в дальнейшем с ошибкой (в безопасную сторону принимается, что изгибная прочность сопоставима с пределом прочности на растяжение и равна примерно 1,1 МПа.

Из полученных результатов также можно сделать вывод, что в большей степени предел прочности на сжатие регламентируется пределом текучести твердотельных элементов среды, а предел прочности на растяжение — параметрами материала сцепляющих элементов: предельными усилиями T_{\max} , интенсивностью энергии трещинообразования G_f , предельным раскрытием δ_f .

Таким образом, имея данные испытаний образцов, можно провести калибровку параметров материала твердотельных и сцепляющих элементов для получения требуемых прочностных характеристик ледовых образований.

АНАЛИЗ ЛЕДОВЫХ НАГРУЗОК НА ОДНООПОРНЫЕ СООРУЖЕНИЯ ПО ПРАВИЛАМ РОССИЙСКОГО МОРСКОГО РЕГИСТРА СУДОХОДСТВА

Взаимодействие ровного льда с одноопорным сооружением с вертикальными бортами должно рассматриваться с учетом различных сценариев этого взаимодействия. При внедрении сооружения в лед на расстояние, при котором достигается максимально возможная площадь контакта, реализуется режим прорезания. При недостаточной кинетической энергии льдины реализуется режим ее остановки. После остановки льдины может возникать режим торошения, при котором остановившийся лед будет собирать нагрузку по большой площади контакта и передавать ее на сооружение.

Будем полагать, что размеры ледового поля неограниченны. В этом случае будет реализовываться режим прорезания. Глобальная ледовая нагрузка, соответствующая этому сценарию, определяется как [8]

$$F = mK_v K_L \sigma_c D^{0,89} h^{0,9},$$

где m — коэффициент формы опоры в плане в направлении движения льда (для сооружения кругового поперечного сечения и многоугольного поперечного сечения $m = 0,9$); σ_c — одноосная прочность льда на сжатие, МПа; K_v — коэффициент, учитывающий скорость движения льда V и толщину льда h ; K_L — коэффициент, учитывающий влияние на нагрузку соотношения между площадью поля A_i (эквивалентный диаметр поля $D_i = 2\sqrt{A_i / \pi}$) и диаметром сооружения D .

При взаимодействии ровного льда с одноопорным сооружением с расширяющимися вниз коническими бортами ледовая нагрузка раскладывается на горизонтальную и вертикальную составляющие, которые в квазистатическом приближении определяются по формулам [8]

$$F_{гор} = K_v \left(A_1 \sigma_f h^2 + A_2 \rho_{wat} g h D^2 + A_3 \rho_{wat} g p_1 h_r (D^2 - D_b^2) \right) A_4;$$

$$F_{верт} = K_v \left(B_1 F_{гор} + B_2 \rho_{wat} g p_1 h_r (D^2 - D_b^2) \right),$$

где σ_f — прочность льда на изгиб; D — диаметр конуса на уровне ватерлинии; D_b — диаметр конуса на высоте $h_3 = \min(h_m, h_b)$; h_b — верхняя отметка конической части; $h_r \approx 2h$; p_1 — пористость ледяных обломков на поверхности сооружения (при отсутствии данных может приниматься $p_1 = 0,6$; K_v — коэффициент, зависящий от скорости дрейфа льдов; $A_1 - A_4$, $B_1 - B_2$ — коэффициенты, значения которых определяются в [8]; h_m — максимально возможная высота наползания льда на платформу, приближенно определяемая по формуле.

Для рассмотренных ниже одноопорных сооружений полученные значения ледовых нагрузок согласно Правилам РМРС представлены ниже:

Величина	Значение
Глобальная ледовая нагрузка на одноопорное сооружение кругового поперечного сечения с вертикальными стенками, МН	5,574
Горизонтальная составляющая ледовой нагрузки на одноопорное сооружение с наклонными гранями, МН	1,722
Вертикальная составляющая ледовой нагрузки на одноопорное сооружение с наклонными гранями, МН	1,387

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ОДНООПОРНЫХ СООРУЖЕНИЙ С ЛЕДОВЫМ ПОЛЕМ

В работе рассматривалось одноопорное сооружение кругового поперечного сечения с вертикальными стенками диаметром 5,6 м. Толщина ледового поля составляло 0,69 м. Для моделирования используется принцип обращенного движения — скорость дрейфа (0,15 м/с) задавалась не для ледового поля, а для самой конструкции. При этом на свободных краях ледового поля были приняты граничные условия, обеспечивающие несмещаемость поля, а также выполнение условий неотражения напряжений. В качестве первого расчетного варианта было принято, что нижняя поверхность ледового поля ограничена жесткой средой, моделирующей жидкость. Это необходимо для исключения неограниченного перемещения льда в вертикальном направлении под действием силы тяжести. Конечно-элементная модель представлена на рис. 15.

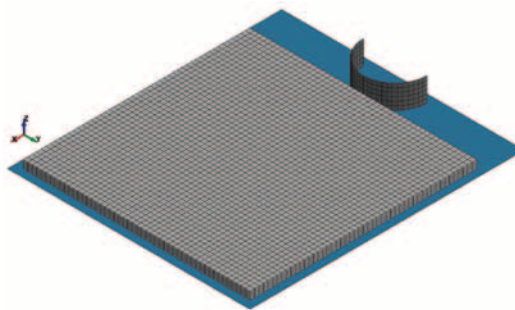


Рис. 15. Конечно-элементная модель взаимодействия сооружения с вертикальными гранями с ледовым полем

Моделирование конструкции опоры осуществлялось оболочечными конечными элементами [9]. Упругое деформирование опоры не учитывается. Параметры конечно-элементной сетки и материала ледового поля использовались как было описано в разделе определения физико-механических свойств.

Результаты расчетного анализа

В результате моделирования в реальном времени получена картина разрушения ледового поля в процессе взаимодействия с конструкцией, а также зависимость глобальной ледовой нагрузки от времени. Картина разрушения ледового поля после 10 с взаимодействия с опорным сооружением представлена на рис. 16. На рис. 17 показана кривая зависимости глобальной ледовой нагрузки от времени.

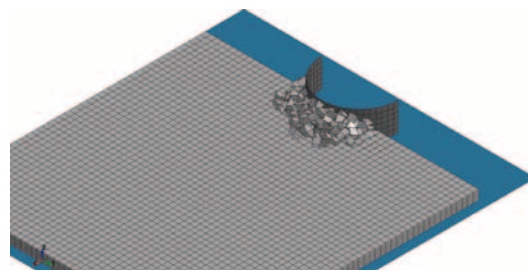


Рис. 16. Картина разрушения ледового поля при взаимодействии с опорной конструкцией, $t = 10$ с

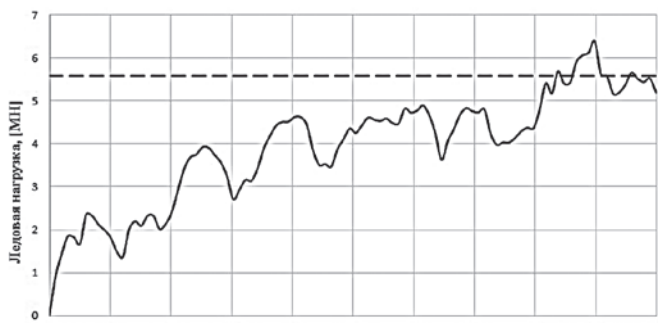


Рис. 17. Кривая зависимости глобальной ледовой нагрузки от времени

Как видно из рис. 16, разрушение ледового поля в процессе взаимодействия с конструкцией реализуется по форме дробления. Это приводит к неполному, неодновременному контакту льда и конструкции. Раздробленный материал вылетает со скоростью, пропорциональной скорости движения поля. Как правило такое разрушения часто приводит к возникновению максимальных нагрузок. Возрастание и спад ледовой нагрузки (рис. 17) также свидетельствуют о периодическом процессе дробления льда.

Полученное значение глобальной ледовой нагрузки практически во всем диапазоне времени взаимодействия оказывается ниже полученной по Правилам Российского морского

регистра судоходства. В интервале 8–9 с результаты численного расчета превосходят нагрузку, регламентируемую классификационным обществом. Это может быть обусловлено несколькими причинами. Использование жесткой среды ограничивает нагромождение обломков льда ниже уровня свободной поверхности воды, что создает дополнительную нагрузку. Входные параметры материала для сцепляющих элементов нуждаются в дополнительном исследовании и уточнении.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ СООРУЖЕНИЙ С НАКЛОННЫМИ ГРАНЯМИ С ЛЕДОВЫМ ПОЛЕМ

Морские сооружения с наклонными гранями условно разделяют на два типа: с плоскими и коническими гранями. В работе рассматривается опорное сооружение с конической вставкой на уровне ватерлинии. Нижний радиус равен 4,1 м, верхний радиус равен 1,5 м, высота конической части составляет 2,6 м. Таким образом угол наклона грани к горизонту равен 45° . Сечение опоры выше конической вставки имеет постоянный диаметр, равный 1,5 м.

Толщина ледового поля составляет 0,69 м. Здесь также использовался принцип обращенного движения — скорость дрейфа (0,15 м/с) задавалась для конструкции. Аналогично предыдущему варианту было принято, что нижняя поверхность ледового поля ограничена жесткой средой, моделирующей жидкость. Параметры конечно-элементной сетки и материала ледового поля остаются без изменения.

Конечно-элементная модель представлена на рис. 18.

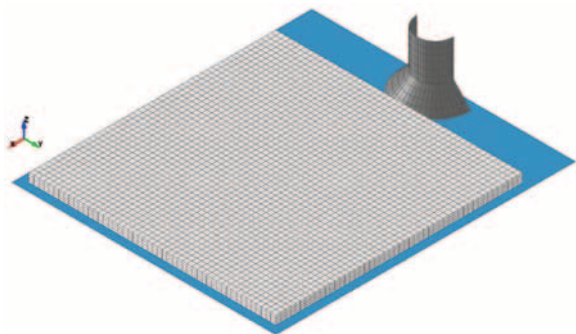


Рис. 18. Конечно-элементная модель взаимодействия сооружения с наклонными гранями с ледовым полем

Результаты расчетного анализа

В ходе моделирования в реальном времени получена картина разрушения ледового поля в процессе взаимодействия с конструкцией, а также зависимость глобальной ледовой нагрузки от времени. Процесс разрушения ледового поля при взаимодействии с опорным сооружением с конической вставкой представлена на рис. 19. На рис. 20 и рис. 21 показаны кривые зависимости горизонтальной и вертикальной составляющей глобальной ледовой нагрузки от времени.

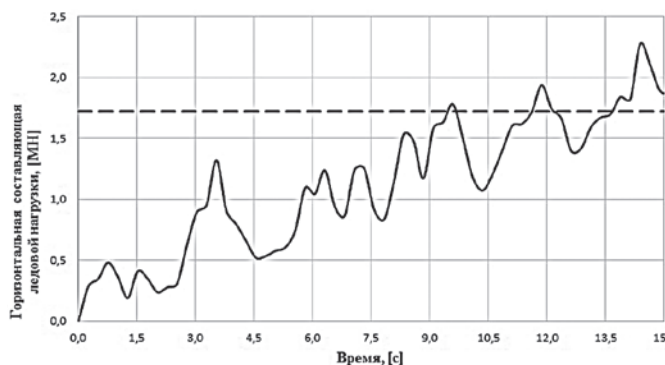


Рис. 20. Кривая зависимости горизонтальной составляющей глобальной ледовой нагрузки от времени — — численный расчет; - - - - Правила РМРС

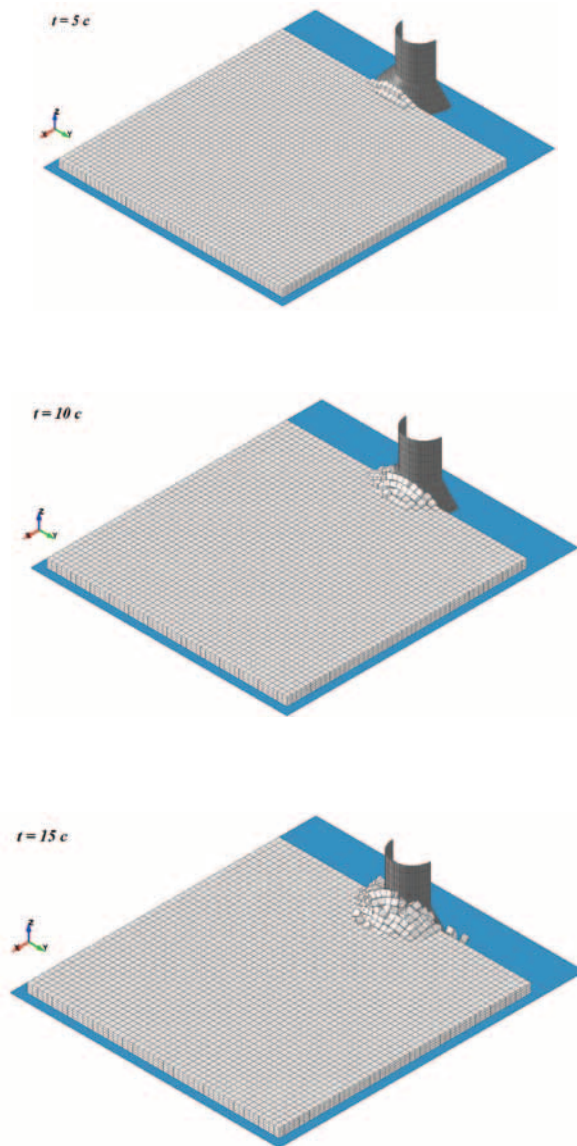


Рис. 19. Процесс разрушения ледового поля при взаимодействии с опорной конструкцией с конической вставкой

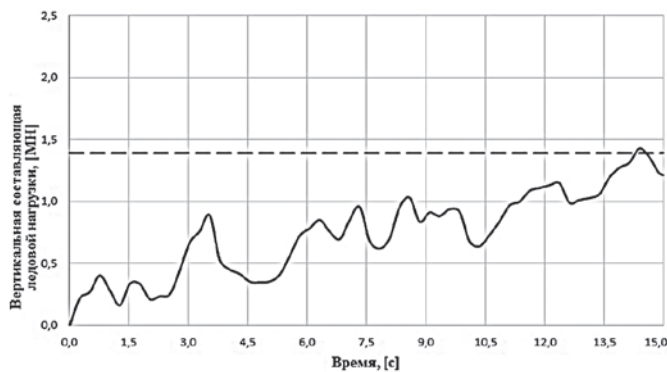


Рис. 21. Кривая зависимости вертикальной составляющей глобальной ледовой нагрузки от времени — — численный расчет; - - - - Правила РМРС

Как видно из рис. 19, при взаимодействии ледового поля с сооружением с наклонными гранями разрушение льда происходит в результате изгиба. Такой тип разрушения характеризуется образованием кольцевых и радиальных трещин, которые проявляются одни за другими.

Как и в предыдущем варианте расчета, использование жесткой среды ограничивает нагромождение обломков льда ниже уровня свободной поверхности воды, что приводит к большому скоплению ледяных обломков на конструкции. При $t = 15$ с скопление битого льда оказывается на уровне выше конической вставки и начинает взаимодействовать с цилиндрическим участком опорной конструкции, что приводит к увеличению ледовой нагрузки как в горизонтальном, так и в вертикальном направлении. В целом значение, полученное в численном расчете, не превосходит нагрузку, регламентируемую Правилами РМРС.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ МОРСКИХ СООРУЖЕНИЙ С ЛЕДОВЫМ ПОЛЕМ ПРИ ЯВНОМ МОДЕЛИРОВАНИИ ВОДНОЙ СРЕДЫ

Для того чтобы учесть погружение и всплытие ледяных обломков в процессе разрушения, выполнено явное моделирование водной среды. Область жидкости моделировалась твердотельными элементами типа SOLID185 с Произвольной Лагранжево-Эйлеровой формулировкой. Для жидкости — невязкой сжимаемой среды, в которой могут распространяться упругие волны — в расчете принята упругая изотропная модель материала с опцией FLUID (жидкость) [10–11] с плотностью $\rho = 1000$ кг/м³ и модулем объемной упругости $K = 2,25$ ГПа. Для возможности брызгообразования также добавлена область воздушной среды, для которой принята модель материала пустоты VACUUM. Для уменьшения количества элементов жидкости и, соответственно, времени счета, размер элементов водной среды принят равным размеру элемента ледового поля.

Параметры конечно-элементной модели конструкции и ледового поля приняты аналогичными расчетному варианту с жесткой средой. В качестве конструкции рассматривается одноопорное сооружение кругового поперечного сечения с вертикальными стенками диаметром 5,6 м. Общий вид конечно-элементной модели показан на рис. 22.

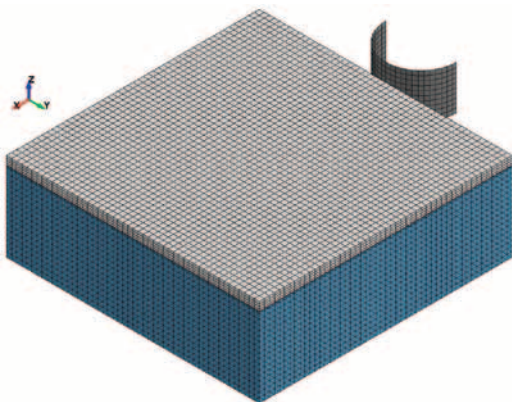
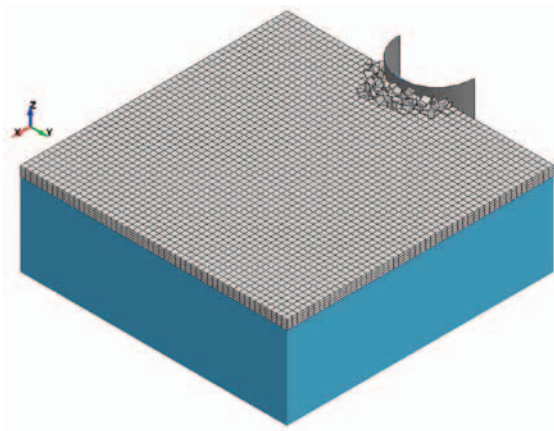


Рис. 22. Конечно-элементная модель взаимодействия сооружения с вертикальными гранями с ледовым полем с учетом водной среды

Результаты расчетного анализа

В ходе моделирования в реальном времени получена картина разрушения ледового поля в процессе его взаимодействия с конструкцией, а также зависимость глобальной ледовой нагрузки от времени. Процесс разрушения ледового поля представлен на рис. 23. На рис. 24 показана кривая зависимости глобальной ледовой нагрузки от времени.

а)



б)

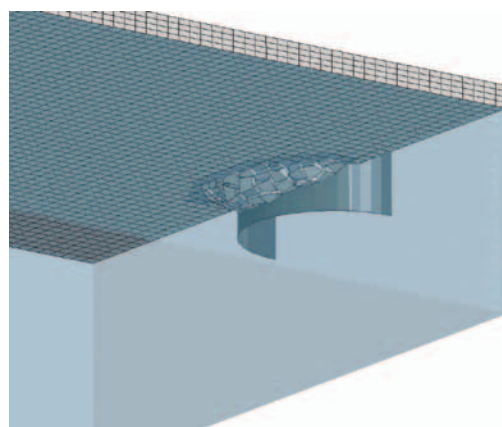


Рис. 23. Картина разрушения ледового поля при взаимодействии с опорной конструкцией, $t = 10$ с: а – вид на поверхность ледового поля; б – вид погруженных обломков льда

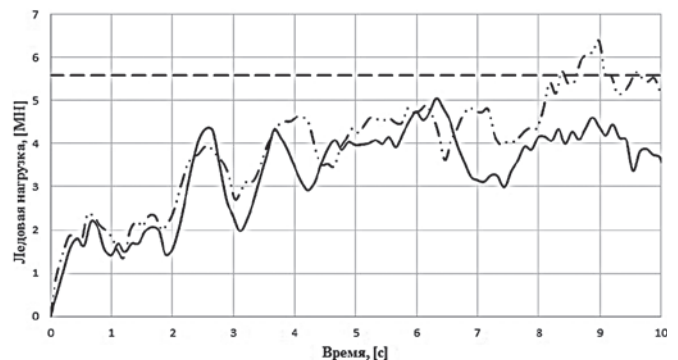


Рис. 24. Кривая зависимости глобальной ледовой нагрузки от времени

— — жесткая среда; ---- — Правила РМРС;
— — явный учет водной среды

Из рис. 22 видно, что разрушение ледового поля в процессе взаимодействия с конструкцией реализуется, как и в случае жесткой среды, по форме дробления. Однако благодаря наличию водной среды — упругого основания — нагромождения обломков льда происходит как на поверхности ледового поля, так и ниже ватерлинии, что свидетельствует о реальной физике процесса деформирования и разрушения льда. В связи с этим чрезмерного скопления битого льда в зоне контакта не наблюдается, что приводит к снижению получаемой ледовой нагрузки, рис. 23, в интервале 8–9 с на 40%. Во всем диапа-

зоне численного моделирования полученная ледовая нагрузка оказывается ниже значения, регламентируемого Правилами РМРС для заданных прочностных свойств материала льда.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Построенные расчетные модели метода конечных элементов позволили реализовать процесс взаимодействия конструкций морских сооружений с ледовым полем. Для сопоставления получаемых ледовых нагрузок с регламентируемыми значениями Правилами Российского морского регистра судоходства определены прочностные свойства моделируемого льда.

В работе рассмотрены различные типы одноопорных морских сооружений. В качестве первого расчетного варианта принято, что нижняя поверхность ледового поля ограничена жесткой средой, моделирующей жидкость. Также было выполнено явное моделирование водной среды.

Результаты расчетов по определению прочностных свойств моделируемого льда показывают положительную корреляцию с экспериментальными данными, публикуемыми в литературе. Тем не менее по результатам численного моделирования изгибная прочность оказывается завышенной. Это связано с тем, что определяемый предел прочности является скорее осредненным значением, нежели критическим значением напряжения в точке, где начинается разрушение, которое, в свою очередь, определяется прочностью при отрыве (растяжении). Можно сделать вывод, что в большей степени предел прочности на сжатие регламентируется пределом текучести твердотельных массовых элементов, а предел прочности на растяжение — параметрами материала сцепляющих элементов: предельными усилиями, интенсивностью энергии трещинообразования, предельным раскрытием трещины. К тому же огромную роль играет масштабный эффект. Важным подчеркнуть, что работа направлена на анализ глобальных ледовых нагрузок, а не на подробное моделирование процессов деформирования и разрушения льда.

В случае одноопорных сооружений с вертикальными гранями разрушение ледового поля происходит по форме дробления. Для сооружений с наклонными гранями реализуется изгибный механизм разрушения с образованием кольцевых и радиальных трещин.

Использование жесткой среды в расчете снижает временные затраты, но приводит к нефизичному поведению льда при разрушении, а также завышению ледовой нагрузки. Это связано в первую очередь с невозможностью погружения обломков льда ниже ватерлинии.

Явное моделирование водной среды приводит к форме разрушения льда, которое наблюдается на реальных объектах, что приводит к снижению глобальной ледовой нагрузки.

Полученные результаты для ледовых нагрузок укладываются в нормативные значения Правил РМРС, что свиде-

тельствует о правомерности проведения подобных численных расчетов.

Однако требуется проведение дополнительных расширенных исследований, более тонкой калибровки параметров материала, исходя из экспериментальных данных, увеличение расчетного времени процесса для более глубокого изучения и анализа процесса взаимодействия сооружения с ледовым полем.

Развитие подхода по численной оценке ледовых нагрузок позволит уточнить требуемые параметры программ весьма дорогих испытаний в опытовом ледовом бассейне для вновь проектируемых конструкций шельфовых сооружений, а также оценить уровни нагрузок на уже эксплуатируемых объектах морской техники.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Hanna Aarnes Nisja*. Numerical Modelling of Brittle Failure in Ice Structures, master's thesis. – Norwegian Univeristy of Science and Technology, 2014.
2. *Barenblatt G.I.* Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advanced in Applied Mechanics // Academic Press.* – 1962.– Vol. 7.
3. *Dugdale D. S.* Yielding of steel sheets containing slits // *J. Mech.Phys. Solids.* – 1960.– Vol. 8.
4. *Gürtner A.* Experimental and Numerical Investigations of Ice-Structure Interaction. – Doctoral theses, 2009.
5. *Hilding D., Forsberg J., Gürtner A.* Simulation of ice action loads on offshore structures. – 8th European LS-DYNA Users Conference, Strasbourg, May 2011.
6. *Konuk I., Gürtner A., Shenkai Yu.* A cohesive element framework for dynamic ice-structure interaction problems — part ii: implementation. – Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, May 31 — June 5, 2009, Honolulu, Hawaii, USA.
7. *Лосет С., Шхинек К.Н., Гудместад О., Хойланд К.* Взаимодействие льда на морские и береговые сооружения. – СПб.: Лань, 2010.
8. Правила классификации, постройки и оборудования плавающих буровых установок и морских стационарных платформ / Российский морской регистр судоходства. – СПб., 2014.
9. LS-DYNA Keyword User's Manual V.971, Livermore Software Technology Corporation.
10. *Коршунов В.А., Пономарев Д.А., Родионов А.А.* Численное моделирование ударных взаимодействий конструкций корпуса с водовоздушной средой. – Тр. Международ. конфер. по судостроению и океанотехнике, НАОЕ2016, СПб., 6–8 июня 2016, с. 348–355.
11. *Коршунов В.А., Пономарев Д.А., Родионов А.А., Мьинт А.К.* Исследование динамических характеристик при посадке судна на мель // Тр. «Крыловского государственного научного центра». – 2015. – Вып. 89.2 (373.2). – С. 109–122. ■

А динамические воздействия на корпусные конструкции наиболее характерны для высокоскоростных судов, которые воспринимают ударные нагрузки при ходе на волнении. Длительное воздействие таких нагрузок представляет серьезную угрозу для целостности конструкции [1] и потому требует серьезного изучения. Проблеме взаимодействия конструкции с жидкостью посвящено огромное количество работ [1–5], что отражает ее сложность, поскольку включает в себя начальный контакт конструкции с поверхностью жидкости, последующее проникновение конструкции в жидкость, деформированием материала конструкции, большими перемещениями свободной поверхности жидкости и изменением поверхности контакта конструкции с жидкостью. Строгое решение подобных задач в настоящее время невозможно, в связи с этим для получения расчетных оценок вводятся дополнительные гипотезы и допущения, что, естественно, снижает достоверность получаемых решений. Чаще всего рассматриваются двумерные модели недеформируемой конструкции, погружаемые в несжимаемую невязкую жидкость [1,2,4,5].

Для построения более точных решений необходимо рассматривать связанные задачи гидродинамики жидкости и сопротивления конструкций корпуса, в которых неизвестны гидродинамические силы и внутренние упругие силы в конструкциях являются взаимозависимыми [2–3]. С развитием вычислительной техники открывается перспективное направление решения подобного класса задач с помощью численных методов, что позволяет отказаться от весьма существенных допущений.

В настоящей работе моделирование процессов деформирования судового корпуса при динамическом взаимодействии с жидкостью выполняется с помощью метода конечных элементов (МКЭ) с использованием формулировки Лагранжа–Эйлера и привлечением контактного алгоритма, основанного на методе штрафа. Настройка и верификация численного алгоритма проводилась с применением аналитического решения для абсолютно жесткого двумерного клина, погружающегося в покоящуюся жидкость с постоянной скоростью, полученного Г. Вагнером [5].

АНАЛИТИЧЕСКОЕ РЕШЕНИЕ

Первое аналитическое решение для решения задачи воздействия динамики твердых тел, падающих в воду была представлена Т. Карманом [4], который получил выражение, способное спрогнозировать максимальную на-

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ СУДОВОГО КОРПУСА ПРИ ДИНАМИЧЕСКОМ ВОЗДЕЙСТВИИ ВОДОВОЗДУШНОЙ СРЕДЫ

*В.А. Коршунов, канд. техн. наук, доцент,
Д.А. Пономарев, аспирант,
А.А. Родионов, д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой,
СПбГМТУ,
контакт. тел. (812) 494 0941*

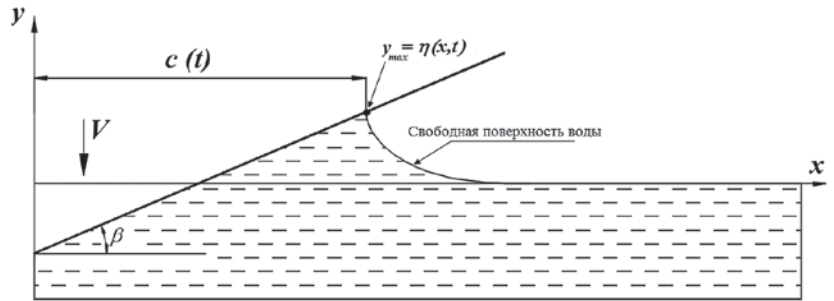


Рис. 1. Погружение плоского клина в идеальную несжимаемую жидкость

грузку, действующую на твердое тело, входящее в воду. В качестве примера для изучения входящего в воду жесткого клина Т. Карман рассматривал клин единичной толщины, массы и углом килеватости, входящего в воду с начальной скоростью. Им были введены следующие допущения: поток жидкости невязкий и безвихревой; пренебрегается гравитацией и упругостью конструкции; не учитывается образование брызговых струй; не учитывается наличие воздушной среды;

В 1936 г. Г. Вагнер [5] модифицировал решение Т. Кармана, приняв во внимание эффект брызгообразования на теле. Г. Вагнер рассматривал задачу о проникании с постоянной скоростью двумерного твердого клина, с заданным углом килеватости, в невозмущенную водную поверхность. Клин считался абсолютно жестким и симметричным относительно его вертикальной оси.

При определении декартовой системы координат (x; y) ось x находилась на невозмущенной водной поверхности, а ось y совпадала с осью симметрии тела (рис. 1). Поверхность тела представлялась уравнением $\lambda = \lambda(x)$, где λ – вертикальное расстояние между точки на поверхности клина и его килем.

Г. Вагнер предполагал, что для тел с относительно малым углом килеватости относительное движение жидкости при очень быстром погружении тела совпадает с движением жидкости при обтекании непрерывно расширяющейся плоской пластины. Скорость расширения пластины $\dot{c}(t)$ равна скорости увеличения смоченной поверхно-

сти дна, а скорость обтекания равна скорости погружения. Также в отличие от теории Т. Кармана, учитывалось увеличение смоченной поверхности тела за счет встречного движения жидкости – образование брызговой струи. Это увеличение описывалось функцией Вагнера

$$\chi = \frac{V}{\dot{c}(t)}. \tag{1}$$

Функция χ является геометрической характеристикой тела и для клина с прямолинейными гранями выражается простой зависимостью [2]

$$\chi = \frac{2}{\pi} \text{tg} \beta. \tag{2}$$

Из выражения (2) определялась координата смоченной поверхности половины пластины

$$c(t) = \int_0^t \frac{V}{\chi} dt = \frac{\pi}{2 \text{tg} \beta} Vt. \tag{3}$$

Потенциал скоростей для потока идеальной жидкости, обтекающей бесконечно длинную пластину шириной $2c$ [3,4]:

$$\varphi(x, t) = -V\sqrt{c^2 - x^2} \text{ при } |x| < c(t). \tag{4}$$

При вычислении распределения давления по клину предполагалось, что потенциал $\varphi(x, t)$ снесен на неподвижную ось Ox и вертикальная скорость отсутствует.

Давление, действующее на тело, отыскивалось из уравнения Бернулли для идеальной невязкой жидкости

$$p(x, y, t) = \rho \left[-\frac{\partial \varphi}{\partial t} - gy - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x}^2 + \frac{\partial \varphi}{\partial y}^2 \right) + C \right]. \tag{5}$$

Погружение клина $V \cdot t$ мало по сравнению с расширяющейся смоченной поверхностью $c(t)$. Пренебрегая гравитацией и отбрасывая квадратичные члены в уравнении (5) Г. Вагнер получил

$$p(x,t) = -\rho \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \rho V \frac{c}{\sqrt{c^2 - x^2}} \frac{dc}{dt}. \quad (6)$$

Положение клина и свободной поверхности жидкости при проникании описываются уравнениями (7) и (8) соответственно:

$$\eta(x,t) = \lambda(x) - Vt, \quad (7)$$

где $\lambda(x) = x \cdot \operatorname{tg} \beta$;

$$Y(x,t) = \int_0^t \frac{\partial \varphi}{\partial y} dt = V \left[\frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{\dot{c}}{x}\right)^2}} - 1 \right]. \quad (8)$$

Выражение для давления (6) будет использовано для сравнения с результатами численного моделирования процесса проникания абсолютно жесткого клина в жидкость.

ОПИСАНИЕ АЛГОРИТМА СОПРЯЖЕНИЯ

Решение междисциплинарной задачи деформирования конструкции в жидкости выполняется в рамках метода конечных элементов с помощью комбинированной Лагранжево–Эйлеровой формулировки (Arbitrary Lagrange Euler (ALE)). Здесь конструкция описывается Лагранжевой сеткой, а область жидкости – Эйлеровой сеткой [6].

Взаимодействие между сетками осуществляется через алгоритм сопряжения, основанный на методе штрафов [7]. В процессе сопряжения генерируются силы, противодействующие прониканию материала ALE в Лагранжевые части. Силы противодействия прикладываются к узлам контакта жидкости и конструкции с целью предотвращения прохождения узла через поверхность контакта.

Метод штрафа в Лагранжево–Эйлеровом сопряжении ведет себя как система пружин. Силы штрафа рассчитываются пропорционально глубине проникания и жесткости пружины. Один конец пружины связан с узлом конструкции или подчиненным узлом, а другой – с главным узлом внутри элемента жидкости, что служит препятствием для конструкции, как показано на рис. 2. Параллельно пружине может быть введен демпфер.

Сила сопряжения запишется в следующем виде:

$$F = k \cdot d, \quad (9)$$

где k – жесткость пружины; d – глубина проникания.

Определение значения жесткости является дополнительной темой исследования для явных алгоритмов ударного контакта в строительной механике.

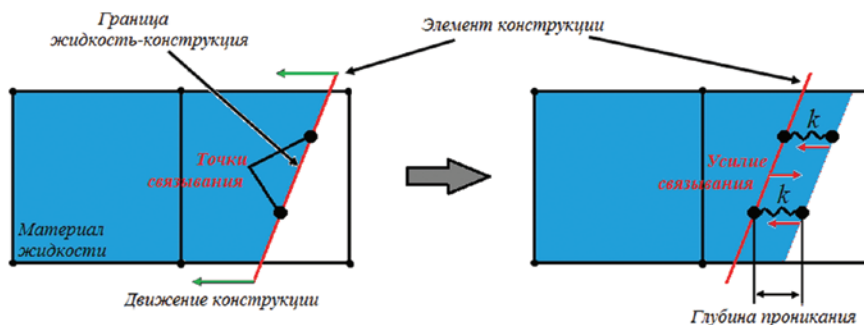


Рис. 2. Схема алгоритма сопряжения сеток Лагранжа и Эйлера

Необходимо задаться такой величиной жесткости, которая уменьшит энергию на границе для того, чтобы удовлетворить общему сохранению энергии и предотвратит при этом просачивания жидкости через конструкцию.

Для последующего численного моделирования использован конечно-элементный программный комплекс ANSYS/LS-DYNA [7], в котором жесткость k вычисляется как

$$k = \frac{p_f \cdot K \cdot A^2}{\Omega}, \quad (10)$$

где K – модуль объемной упругости, Ω – объем элемента, A – площадь элемента, p_f – коэффициент штрафа для контактной жесткости, которая задается пользователем. Большие значения этого коэффициента могут привести к численной неустойчивости, если не будет выполняться масштабирование шага по времени на основе критерия Куранта.

ВЕРИФИКАЦИЯ ЧИСЛЕННОГО АЛГОРИТМА

Для верификации численного алгоритма рассматривается задача проникания плоского абсолютно жесткого клина в покоящуюся невязкую жидкость. Клину дискредитируется Лагранжевой сеткой с помощью оболочечных элементов типа Shell163 [7]. Для клина используется модель абсолютно жесткого материала. Область жидкости моделируется твердыми элементами типа Solid185 с

формулировкой ALE [7]. Для сокращения числа конечных элементов и, соответственно, времени счета рассматривается половина расчетной области, симметричная относительно вертикальной оси. Для жидкости – в среде, в которой могут распространяться упругие волны – в расчете принята упругая изотропная модель материала с опцией FLUID [7–9] с полностью $\rho = 1000 \text{ кг/м}^3$ и модулем объемной упругости $K = 2,25 \text{ ГПа}$. Для возможности брызгообразования также добавлена область воздуха, для которой принята модель материала пустоты VACUUM.

Клин имеет угол килеватости $\beta = 5^\circ$ и проникает в жидкость с постоянной заданной скоростью $V = 6,15 \text{ м/с}$. Расчетная модель представлена на рис. 3.

Приняты следующие размеры расчетной модели: $L_1 = 2,5 \text{ м}$, $L_2 = 0,5 \text{ м}$, $h_1 = 0,25 \text{ м}$, $h_2 = 1,25 \text{ м}$.

Значение локального пика давления на конструкцию очень чувствительно к скалярному коэффициенту штрафа p_f , используемому для вычисления силы сопряжения в модели по формуле (10) [10–11]. Для того, чтобы получить корреляцию для местного пика давления с аналитическими результатами, принято $p_f = 0,01$.

Минимальный размер конечных элементов для Эйлеровой сетки составляет 2,5 мм, для Лагранжевой сетки клина – 5 мм. В направлении зоны контакта клина с жидкостью сетка элементов сгущается, рис. 4.

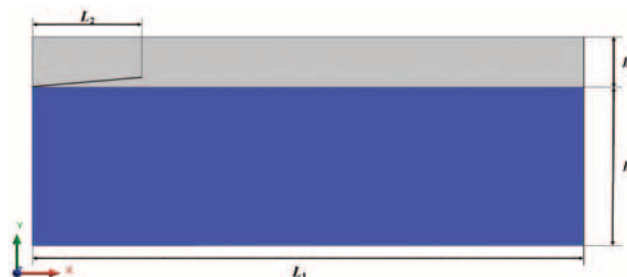


Рис. 3. Расчетная схема моделирования проникания клина в жидкость

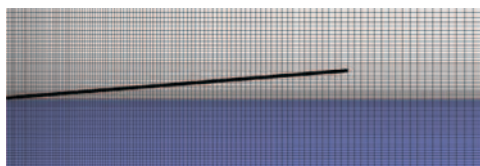


Рис. 4. Расчетная конечно-элементная модель в зоне контактного взаимодействия

При выбранном значении коэффициента штрафа p_f просачивания жидкости через конструкцию не возникает и не проявляются численные осцилляции давлений. Рассматривались варианты с учетом и без учета численного демпфирования.

На рис. 5 представлена история изменения избыточного давления в точке на наружной поверхности клина, удаленной от клина на 0,1 м, для коэффициента штрафа $p_f = 0,01$. Зарождение пика давления соответствует моменту времени прохождения точки поворота брызговой струи через точку наблюдения на щеке клина. При численном моделировании амплитуда давления очень чувствительна к значению контактной жесткости. В данном случае принятое значение коэффициента штрафа позволяет получить хорошую корреляцию с аналитическим решением.

В процессе последующего погружения конструкции в жидкость гидродинамического давления колеблется относительно своего среднего значения, которое хорошо согласуется с аналитическим решением (рис. 5).

На рис. 6 представлено сравнение возмущения свободной поверхности

жидкости в процессе погружения клина, полученного в результате аналитического и численного решения.

В представленной модели имеется возможность введения численного демпфирования в контактный алгоритм при сопряжении сеток Лагранжа и Эйлера [12], что приводит к сглаживанию пиков давления и затуханию возникающих численных осцилляций, что наблюдается на рис. 7.

Таким образом, варьирование контактной жесткости и введение численного демпфирования позволяет получить результаты, близкие к физике протекающего процесса погружения абсолютно жесткой конструкции в жидкость.

На рис. 8, а–в представлены поля давлений в жидкости и формы свободной поверхности с учетом демпфирования в различные моменты времени.

Из представленных полей давлений видно, что максимальное значение давлений в жидкости следует за точкой поворота брызговой струи (красная зона). После полного погружения клина поле давлений по всей поверхности конструкции выравнивается и остается практически неизменными. Под полным по-

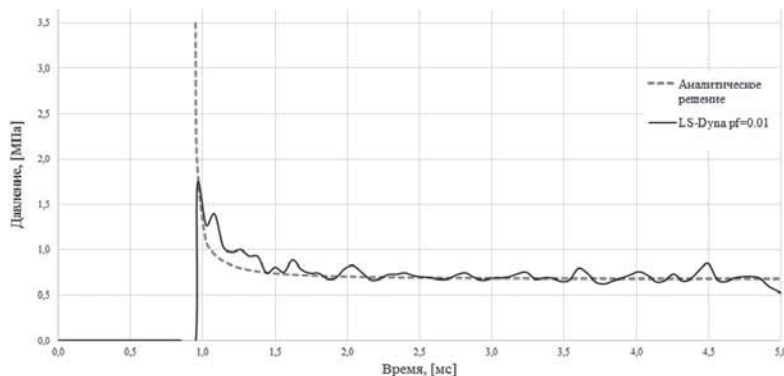


Рис. 5. Зависимости давления от времени в точке $x = 0,1$ м, полученные аналитически и численно

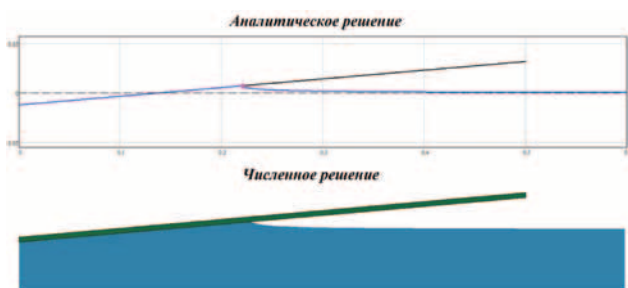


Рис. 6. Возмущение свободной поверхности жидкости, полученное аналитически и численно

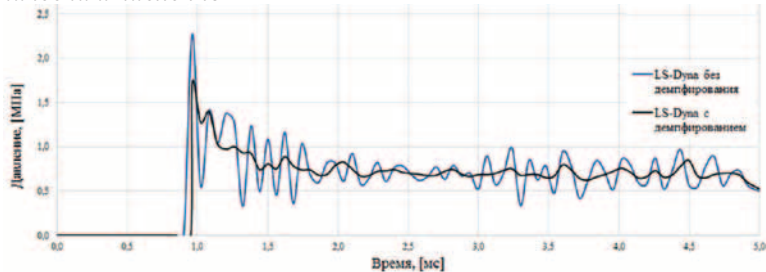


Рис. 7. Зависимости давления от времени в точке $x = 0,1$ м, полученные численно с учетом и без учета демпфирования при $p_f = 0,01$

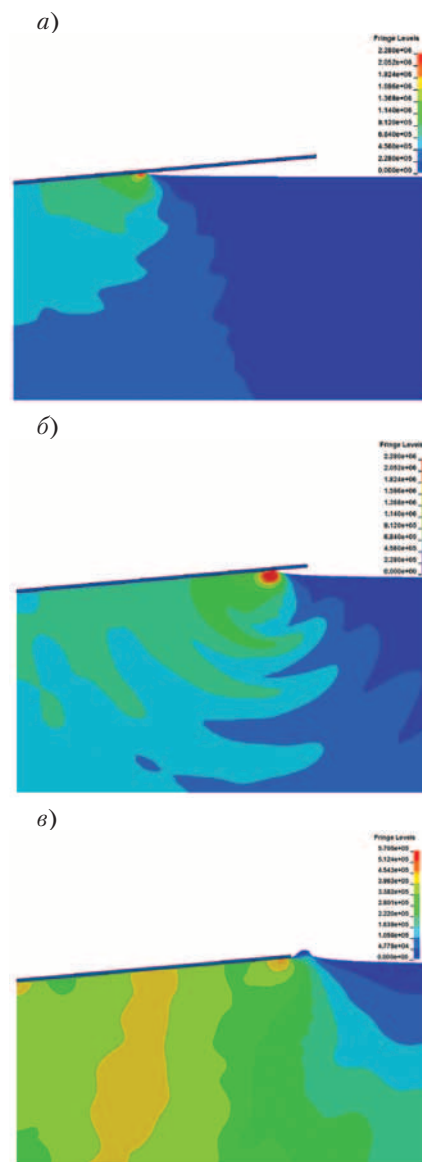


Рис. 8. Поле давлений в жидкости и форма свободной поверхности для абсолютно жесткого клина: а – в момент времени погружения $t = 2$ мс, б – $t = 4$ мс, в – $t = 5$ мс

ружением понимается момент времени, когда правая кромка клина пересекает уровень свободной поверхности и происходит отрыв брызговой струи.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ДЕФОРМИРУЕМОЙ КОНСТРУКЦИИ НОСОВОЙ ОКОНЕЧНОСТИ С ВОДОВОЗДУШНОЙ СРЕДОЙ

После верификации численного алгоритма на простых численных моделях можно переходить к более сложным. Объектом исследования является конструкция носовой оконечности высокоскоростного судна, образованная обшивкой, рамными шпангоутами, флорами, стрингерами и продольными ребрами жесткости днища. Для сокращения времени счета рассматривается половина конструкции, симметричная относительно ДП, рис. 9.

Длина конструкции носовой оконечности равна 3,7 м, ширина – 1,31 м, высота – 1,08 м.

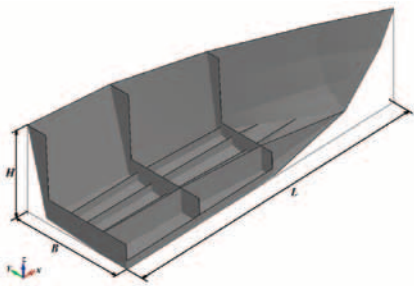


Рис. 9. Физическая модель исследуемой носовой оконечности

Пластины наружной обшивки, стенки шпангоутов, флоров, стрингера и ребер жесткости моделировались явно оболочечными элементами и имели толщину 4 мм. Свободные пояски шпангоутов, флоров и стрингера моделировались с помощью стержневых элементов площадью поперечного сечения 8 см².

В качестве граничных условий использовались условия симметрии относительно ДП (плоскость Oxz).

Для жидкости принималась упругая изотропная модель материала с опцией FLUID с полностью $\rho = 1000$ кг/м³ и модулем объемной упругости $K = 2,25$ ГПа. Для области воздуха – модель материала пустоты VACUUM. Для материала конструкции была принята модель абсолютно жесткого материала RIGID.

Расчетная область делилась на три составляющие:

- 1) область жидкости, которая описывается при помощи формулировки Эйлера;
- 2) область воздуха, которая описывается при помощи формулировки Эйлера;
- 3) область конструкции, которая

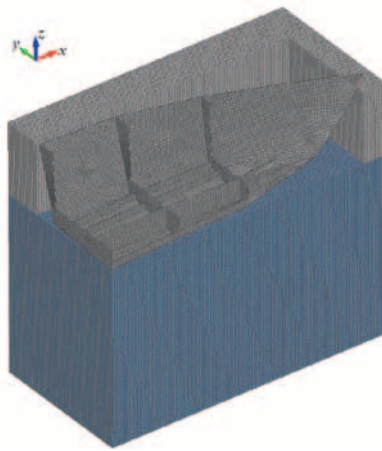


Рис. 10. Конечно-элементная модель

описывается при помощи формулировки Лагранжа.

Для моделирования конструкции использовались оболочечные конечные элементы типа SHELL163 с тремя точками интегрирования. Для моделирования области жидкости и воздуха используются твердотельные элементы типа SOLID185. На рис. 10 показана конечно-элементная модель рассматриваемой расчетной области, для наглядности часть конечных элементов области воздуха не показаны.

На стенки бассейна накладывались граничные условия предотвращения отражения волн.

В данной работе рассматриваются три режима движения конструкции носовой оконечности:

- 1 – вертикальное погружение – движение носовой оконечности только с вертикальной скоростью, перемещений вдоль по оси Ox отсутствует.

2 – вертикальное погружение с учетом скорости хода судна – движение носовой оконечности задается вертикальной и горизонтальной составляющей скорости.

3 – килевая качка – движение носовой оконечности осуществляется путем вращения конструкции относительно оси Oy .

Параметры движения для разных режимов представлены ниже:

- Режим 1: $V_z = -4,15$ м/с;
 $V_z = -6,15$ м/с;
 $V_z = -8,15$ м/с.
- Режим 2: $V_z = -6,15$ м/с; $V_x = 10$ м/с;
 $V_z = -6,15$ м/с; $V_x = 20$ м/с;
 $V_z = -6,15$ м/с; $V_x = 30$ м/с.
- Режим 3: $\Phi_y = 5$ рад/с.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Режим 1.

В результате расчетов получены зависимости суммарной вертикальной нагрузки от времени погружения. Формы свободной поверхности и графики зависимости суммарной вертикальной силы от времени погружения для различных скоростей V_z показаны на рис. 11–13.

На рис. 14 представлена зависимость максимального вертикального усилия от вертикальной скорости погружения.

Как видно из полученных результатов, независимо от вертикальной скорости погружения характер изменения вертикальных усилий меняется слабо. Ввиду того что конструкция носовой оконечности имеет переменное поперечное сечение по длине, после инициализации максимальных пиковых усилий на фоне численной осцилляции проявляются еще два пиковых значения. Их появления связано

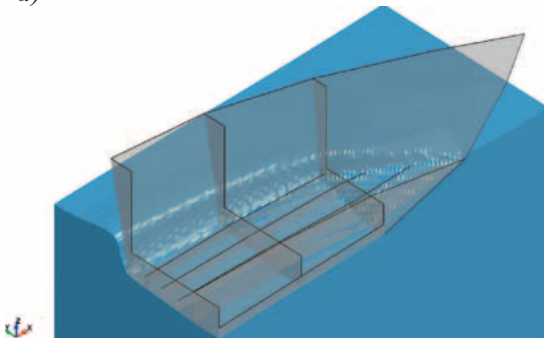


Рис. 11. Режим движения 1: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,05$ с; б – зависимость суммарной вертикальной силы от времени погружения при скорости погружения $V_z = 4,15$ м/с

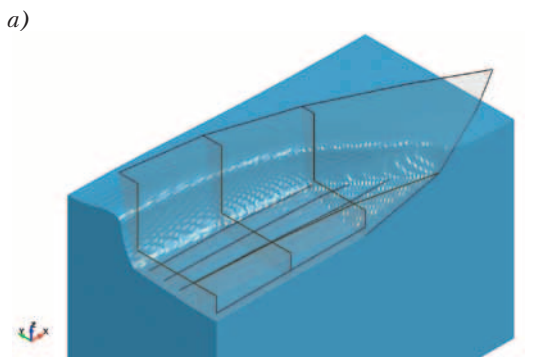
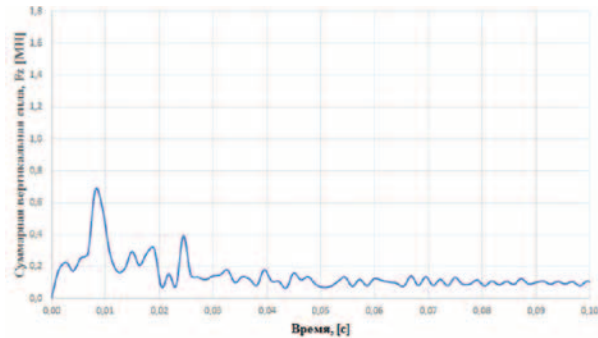
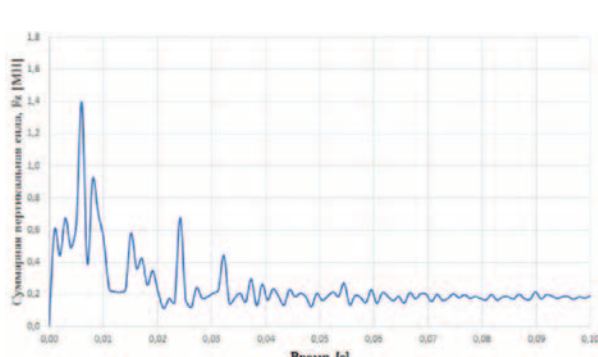
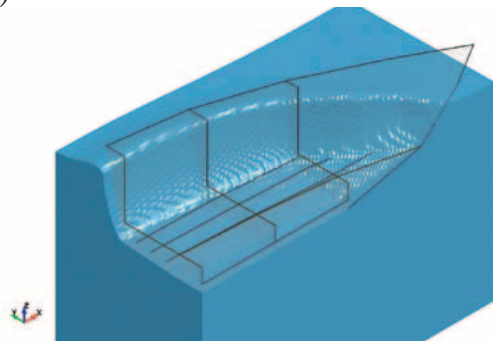


Рис. 12. Режим движения 1: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,05$ с; б – зависимость суммарной вертикальной силы от времени погружения при скорости погружения $V_z = 6,15$ м/с



а)



б)

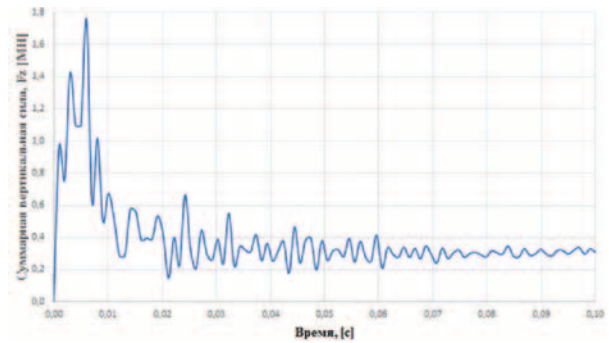


Рис. 13. Режим движения 1: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,05$ с; б – зависимость суммарной вертикальной силы от времени погружения при скорости погружения $V_z = 8,15$ м/с

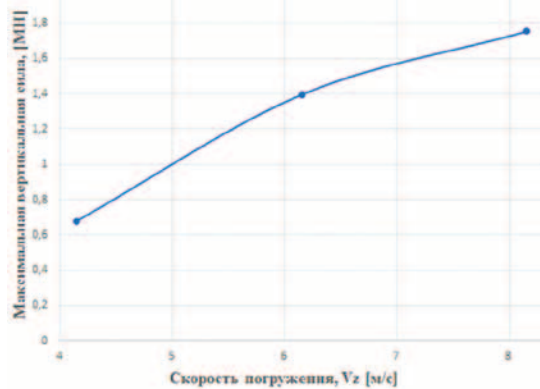


Рис. 14. Зависимость максимального вертикального усилия от вертикальной скорости погружения для режима 1

с изменением угла килеватости конкретного сечения корпуса в фиксированный момент времени. В процессе дальнейшего погружения происходит стабилизация вертикальных усилий относительно среднего уровня 0,1 МН, 0,2 МН,

0,3 МН при $V_z = 4,15$ м/с, $V_z = 6,15$ м/с, $V_z = 8,15$ м/с соответственно. В зависимости от скорости погружения разброс среднего значения составляет порядка 30–40%. Зависимость максимальной гидродинамической нагрузки от вертикальной скорости погружения нелинейная (см. рис. 14).

Режим 2.

Формы свободной поверхности и графики зависимости суммарной силы от времени погружения для различных скоростей хода судна V_x показаны на рис. 15–17.

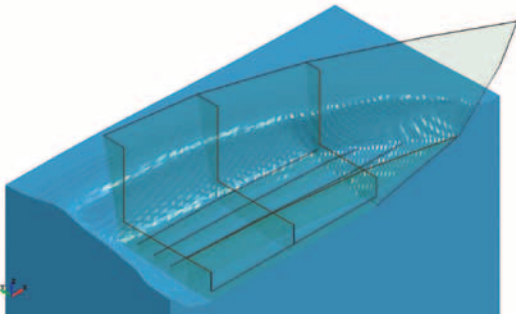
Зависимость максимального вертикального усилия от вертикальной скорости погружения представлена на рис. 18.

Как в первом, так и во втором режи-

ме движения, при взаимодействии корпуса с водной средой образуется стоячая волна. Повышение вертикальной скорости и скорости хода судна при одном и том же времени погружения приводит к увеличению смоченной поверхности, а также образованию ярко выраженной брызговой струи (рис. 16, б–17, б).

При учете скорости хода судна максимальная гидродинамическая нагрузка обнаруживается в момент времени 0,002 с в отличие от режима 1, где она появляется в момент времени 0,005 с. Максимальные значения амплитуд возрастают на 20% – 30%. Существенно меняется смоченная поверхность при контакте конструкции носовой оконечности с водной средой. Увеличение скорости хода в два и три раза приводит к незначительному увеличению максимальных суммарных усилий, (примерно на 2% и 4% соответственно, рис. 18). Однако среднее значение нагрузки увели-

а)



б)

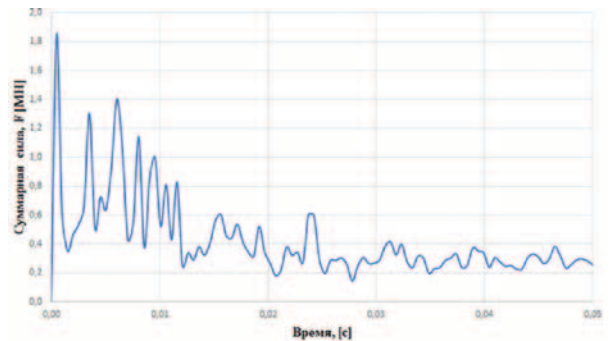
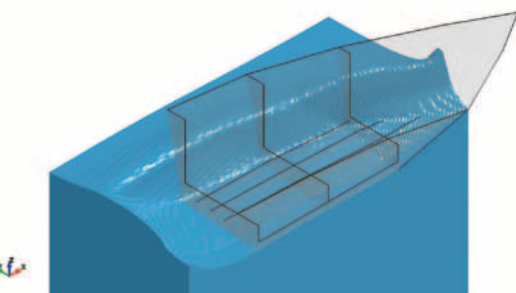


Рис. 15. Режим движения 2: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,05$ с; б – зависимость суммарной силы от времени погружения при скорости хода $V_x = 10$ м/с

а)



б)

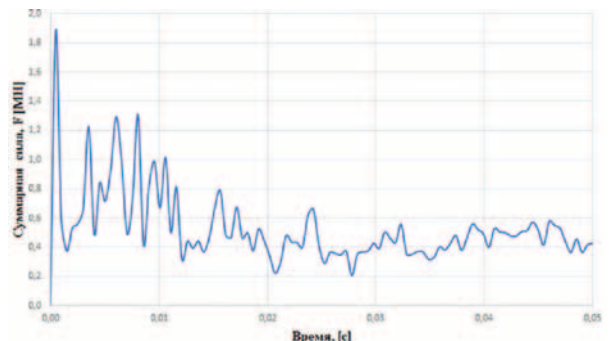
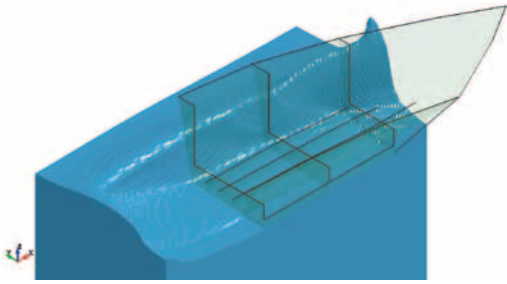


Рис. 16. Режим движения 2: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,05$ с; б – зависимость суммарной силы от времени погружения при скорости хода $V_x = 20$ м/с

а)



б)

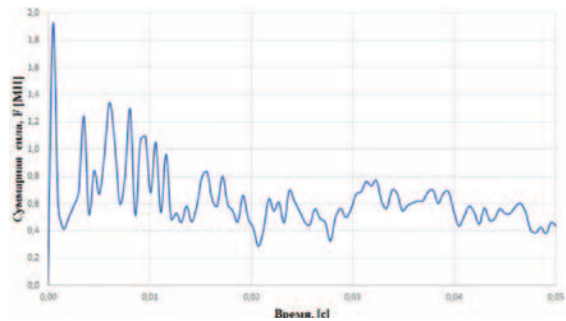


Рис. 17. Режим движения 2: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,05$ с; б – зависимость суммарной силы от времени погружения при скорости хода $V_x = 30$ м/с

чивается существенно (на 40%, рис. 15, б – 17, б).

Режим 3.

Результаты расчетов для третьего режима движения представлены на рис. 19 и 20.

Как видно из представленных результатов, до момента времени $t = 0,04$ с контакта с водной средой не происходит. В момент времени $t > 0,04$ с начинается вход носовой оконечности в жидкость и инициализируются максимальные амплитуды гидродинамических давлений. За счет изменения формы смоченной поверхности конструкции, происходит перераспределение

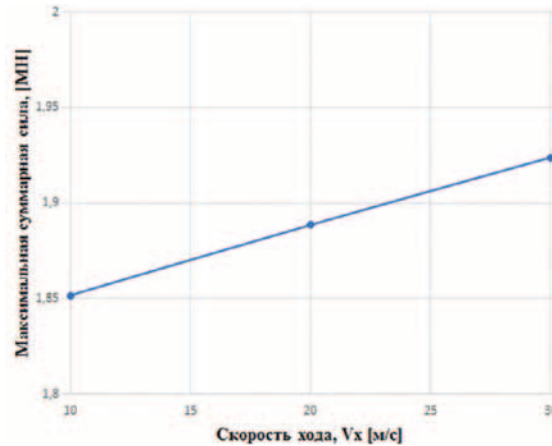
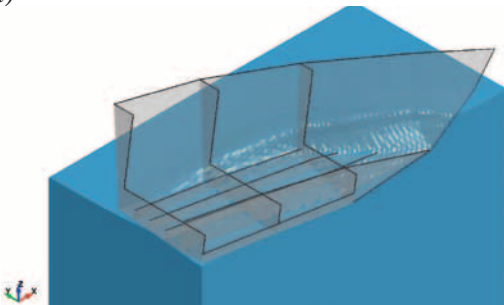


Рис. 18. Зависимость максимальной суммарной силы от горизонтальной скорости хода судна для режима 2

оконечности в процессе погружения показан на рис. 21. Как видно, в процессе погружения носовой оконечности возникают колебания пластин обшивки и набора, при которых происходит перераспределение напряжений. Наиболее нагруженными оказываются днищевые стрингеры в районе миделевого сечения.

Зависимость суммарного вертикального усилия от времени погружения для деформируемой конструкции показан на рис. 22, здесь же для сопоставления представлена в виде штрих пунктирной линии аналогичная зависимость для недеформируемой конструкции.

а)



б)

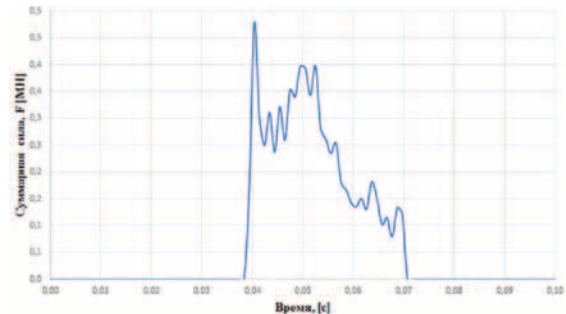


Рис. 19. Режим движения 3: а – форма свободной поверхности жидкости в момент времени $t = 0,07$ с; б – зависимость суммарной силы от времени погружения при угловой скорости килевой качки $\Phi_y = 5$ рад/с

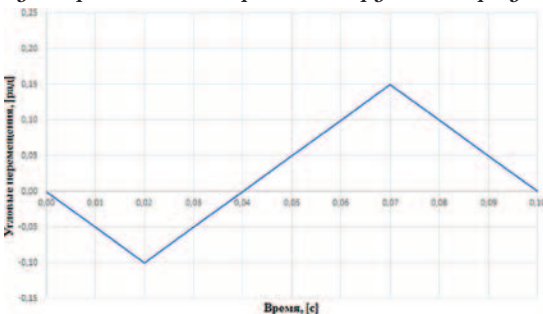


Рис. 20. Зависимость угловых перемещений носовой оконечности от времени

давлений, что приводит к возникновению вторых пиковых значений суммарного усилия. При $t > 0,07$ с направление перемещений меняет знак, тем самым носовая оконечность и жидкость начинают двигаться в противоположных направлениях. Жидкость не успевает сменить знак скорости, что приводит к падению гидродинамических сил до нуля в силу отсутствия

контакта между конструкцией и водной средой.

УЧЕТ ПОДАТЛИВОСТИ КОНСТРУКЦИИ НОСОВОЙ ОКОНЕЧНОСТИ

На основе вышеизложенной модели метода конечных элементов произведен учет деформирования конструкции носовой оконечности в задаче о ее погружении в жидкость. Здесь принята упругая изотропная модель материала с полностью $\rho = 7850$ кг/м³, модулем упругости $E = 206$ ГПа и коэффициентом Пуассона $\nu = 0,3$. Значение штрафного коэффициента равно $p_f = 0,01$. Движение осуществляется по режиму 1 с вертикальной скоростью погружения. Процесс деформирования конструкции носовой

Видно, что в процессе погружения возникают упругие колебания элементов конструкции.

В отличие от варианта расчета с абсолютно жесткой конструкцией максимальные значения суммарной вертикальной силы уменьшается. В то же время происходит перераспределение гидродинамической нагрузки и в интервале 0,01 с – 0,02 с значения силы оказывается выше для деформируемой конструкции

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В представленной работе рассмотрено динамическое взаимодействие конструкции носовой оконечности с водо-воздушной средой. С целью верификации численной модели метода конечных элементов приведено аналитическое решение для оценки избыточного гидродинамического давления, возникающего при

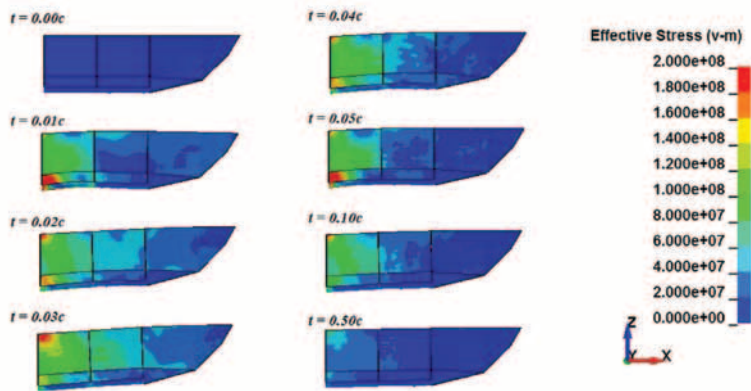


Рис. 21. Последовательность деформирования конструкции носовой оконечности в процессе погружения. Показаны поля напряжений по Мизесу

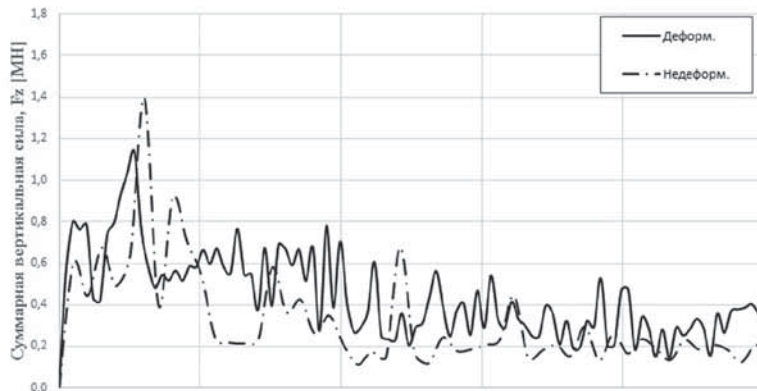


Рис. 22. График зависимости суммарного вертикального усилия от времени погружения для деформируемой и недеформируемой конструкции при $V_z = 6,15$ м/с

погружении конструкции. Сопоставление результатов для абсолютно жесткой модели материала и аналитического решения показывает хорошее согласование.

Взаимодействие между сетками конструкции и жидкости в численных моделях метода конечных элементов осуществляется через алгоритм сопряжения, который основан на методе штрафа.

Хорошая корреляция результатов для плоской задачи позволяет переходить к анализу взаимодействия пространственной конструкции с водовоздушной средой. Рассмотрено три режима движения носовой оконечности с абсолютно жесткой моделью материала.

Полученные результаты свидетельствуют, что независимо от вертикальной скорости погружения характер изменения вертикальных усилий меняется слабо. Ввиду того что конструкция носовой оконечности имеет переменное поперечное сечение по длине, после инициализации максимальных пиковых усилий на фоне численной осцилляции проявляются еще два пиковых значения. Установлено, что максимальная гидродинамическая нагрузка имеет нелинейную зависимость от вертикальной скорости погружения.

При учете скорости хода судна максимальная гидродинамическая нагрузка обнаруживается в момент времени 0,002 с в отличие от режима 1, где она возникает в момент времени 0,005 с. Максимальные значения амплитуд возрастают на 20–30%. Существенно меня-

ется смоченная поверхность при контакте конструкции носовой оконечности с водной средой.

В режиме движения 3 за счет изменения формы смоченной поверхности конструкции, происходит перераспределение давлений, что приводит к возникновению вторых пиковых значений суммарного усилия. В процессе килевой качки жидкость не успевает сменить знак скорости, что приводит к падению гидродинамических сил до нуля в силу отсутствия контакта между конструкцией и водной средой.

На основе вышеизложенной модели МКЭ проведен учет упругого поведения конструкции носовой оконечности при погружении в жидкость. В отличие от варианта расчета с абсолютно жесткой конструкцией максимальные значения суммарной вертикальной силы уменьшаются. В то же время происходит перераспределение гидродинамической нагрузки, результатом которого является превышение уровня нагрузки для деформируемой конструкции относительно абсолютно жесткой модели материала.

В работе продемонстрированы широкие возможности численного моделирования динамического взаимодействия конструкций корпуса с водовоздушной средой. В то же время обнаружена высокая чувствительность результатов анализа от большого количества входных параметров численной модели, что требует проведения дальнейших исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гризолок Э.И., Горшков А.Г. Взаимодействие упругих конструкций с жидкостью (удар и погружение). – Л.: Судостроение, 1976. – 200 с.
2. Berezniiski A. Slamming: the role of hydroelasticity. – Int Shipbuild Progr 48:333–351, 2001.
3. Luo H., Hu J. and Guedes Soares C. Numerical simulation of hydroelastic responses of flat stiffened panels under slamming loads. – Proc. 29th Int. Conf. Offshore Mechanics & Arctic Engineering, Shanghai, China, OMAE2010–20027.–2010.
4. Karman von T. The impact on seaplane floats during landing. – Technical Report, 1929, NACA TN, p. 321.
5. Wagner H. Uber Stoß- und Gleitvorgänge an der Oberseite von Flüssigkeiten // Zeitschrift f. Angew. Math. und Mech. – 1932. – Bd.12. – P. 293–235.
6. Васильев Р.В., Коришнов В.А., Пономарев Д.А., Родионов А.А. Численное моделирование поведения деформируемой конструкции корпуса при движении судна в условиях волнения. – Тез. XXV Международ. конф. «Математическое моделирование в механике деформируемых тел и конструкций. Методы граничных и конечных элементов», СПб., 23–26 сентября 2013, с. 116–117.
7. Hallquist J. O. LS-DYNA: Theoretical Manual. Livermore Software Technology Corporation, 2013.
8. Коришнов В.А., Пономарев Д.А., Родионов А.А. Виртуальные модели движения судна в условиях волнения. – Тезисы докл. конфер. по строительной механике корабля, посвященная памяти проф. Ю.А. Шиманского, ФГУП «Крыловский государственный научный центр», 19–20 декабря 2013, СПб., с. 115–116.
9. Коришнов В.А., Пономарев Д.А., Родионов А.А., Аунг Ки Мынт. Моделирование повреждения корпуса судна при столкновении с подводной скалой. – Мат-лы межвуз. науч.-практ. конфер. студентов, аспирантов и молодых специалистов «Балтийский экватор-3», 14–15 октября 2014, СПб-ГМТУ, с. 130–136.
10. Stenius I., Rose'n A., Kutteneuler J. Hydroelastic interaction in panel-water impacts of high-speed craft // Ocean Eng. – 2011. № 38:371–381.
11. Aquelet N., Souli M., Olovsson L. Euler-Lagrange coupling with damping effects: application to slamming problems // Comput Methods Appl Mech Eng. – 2006. –№ 195 (1–3). – С. 110–132
12. Aquelet N., Souli M., Couty N. Damping effect in fluid-structure interaction: Application to slamming problem. – Proceeding of PVP-ASME conference, Cleveland, 2003. ■

Будем рассматривать систему уравнений движения трубок Бернулли-Эйлера:

$$m \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial t^2} + b \frac{\partial \bar{w}}{\partial t} + EJ \frac{\partial^4 \bar{w}}{\partial z^4} = \bar{F}_z(z, t), \quad (1)$$

где $\bar{w}(z, t) = \{w_{1x}, w_{1y}, \dots, w_{Ny}\}^T$ – вектор отклонений осевых линий трубок пучка от невозмущенного положения; w_{jx} (w_{jy}) – отклонение осевой линии j -й трубки в направлении оси Ox (Oy); b – параметр, учитывающий внутреннее трение в материале и конструкционное демпфирование трубки; m – погонная масса трубки с учетом находящейся в ней жидкости; EJ – изгибная жесткость трубки; $\bar{F}_z(z, t)$ – вектор распределенных гидродинамических сил, действующих на трубки в поперечном потоке жидкости; z – координата по направлению длины трубки; t – время.

Не конкретизируя условия закрепления концов упругих трубок и ограничиваясь рассмотрением изгибных колебаний по одной из первых форм колебаний, решение системы уравнений (1) представим в следующем виде:

$$\bar{w}(t, z) = a \bar{X}(tu/2R) \psi(\gamma z/l),$$

где $\bar{X} = \text{col}(x_1, y_1, \dots, x_n, y_n)$ – $2N$ -мерный вектор положения трубок от невозмущенного состояния; $\psi(\gamma z/l)$ – собственная функция и собственное число γ , соответствующее рассматриваемой форме колебаний упругой трубки как стержня с закрепленными концами.

При гидроупругом возбуждении колебания трубок происходят практически всегда по первой форме, для которой условия возбуждения реализуются в первую очередь. Поэтому можно считать $\psi(\gamma z/l)$ соответствующей главной форме колебаний, имея в виду, что аналогичное рассмотрение можно провести и для высших форм.

Исключая из рассмотрения случайные вынужденные колебания, возбуждаемые случайной силой (возбуждение типа бафтинга), получаем систему дифференциальных уравнений, описывающих собственные колебания трубок:

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_0\dot{x} + \omega_0^2 x = \mu_1 C(\tau), \quad (2)$$

где $\omega_0 = \omega_{p1} R/U$ – безразмерная собственная частота отдельной трубки; ω_{p1} – собственная частота изгибных колебаний по рассматриваемой форме; ξ – относительное демпфирование; R – радиус профиля трубки; U – скорость обтекания; $\mu_1 = \rho R^2/m$ – безразмерный массовый параметр; ρ – плотность жидкости; $C(\tau)$ – матрица гидроупругого взаимодействия (матрица гидродинамических сил, зависящих от времени), τ – безразмерное время; x, \dot{x}, \ddot{x} – векторы смещений, скоростей и ускорений трубки соответственно.

Выразив преобразование Лапласа для обеих частей системы уравнений (2), можно свести рассматриваемую систему дифференциальных уравнений к системе алгебраических уравнений

$$(p^2 + 2\xi\omega_0 p + \omega_0^2) x^* = \mu_1 S(p) x^*. \quad (3)$$

Введем в рассмотрение $(2N \times 2N)$ матрицу линейной гидродинамической связи $S(p)$, представляющую собой результат вычисления некоторого интеграла от элементов матрицы гидроупругого взаимодействия $C(\tau)$ – в формуле

ОЦЕНКА ОБЛАСТИ УСТОЙЧИВОСТИ ДЛЯ ПУЧКОВ ТРУБ ТЕПЛООБМЕННИКОВ

А.В. Самолысов, аспирант,

С.М. Каплунов, д-р техн. наук, проф., зав. лабораторией,

Н.Г. Вальес, канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник,

Е.А. Дронова, науч. сотрудник,

*Федеральное государственное бюджетное учреждение науки «Институт машиноведения им. А. А. Благоднарова Российской академии наук»,
контакт. тел. +7 (499) 135 3514, +7 (499) 135 5490, Vostok-as88@mail.ru*

$$S(p) = \frac{2i}{nT} \int_0^{nT} C(\tau) e^{-p\tau} d\tau. \quad (4)$$

Здесь p – параметр преобразования; nT – число периодов при интегрировании, где $n \rightarrow \infty$.

Решения системы (3), определяющие коллективные формы колебаний пучка, совпадают с собственными векторами матрицы $S(p)$. После приведения указанной матрицы к диагональному виду и сокращения на собственные векторы матрицы $S(p)$, а также учитывая, что $\lambda_j(p)$ – j -е собственное значение матрицы $S(p)$, характеристическое уравнение системы (3) можно представить в виде

$$\prod_{j=1}^{2N} [p^2 + 2 \cdot \xi_j \cdot \omega_{0j} \cdot p + \omega_{0j}^2 - \mu_1 \cdot \lambda_j(p)] = 0. \quad (5)$$

На границе области устойчивости, где $p = i\omega$ – мнимая величина, при учете только величины не выше первого порядка малости относительно малых параметров ξ и μ_1 из (5) получим

$$\begin{aligned} \omega^2 &= \omega_0^2 - \mu_1 \text{Re}[\lambda(i\omega_0)]; \\ 2\xi\omega_0^2 / \mu_1 &= \text{Im}[\lambda(i\omega_0)]. \end{aligned} \quad (6)$$

Второе из выражений (6) определяет критическое значение параметра $(2\xi/\mu_1)_{кр}$, т.е. характеризует соотношение между силами демпфирования и дестабилизирующими силами гидродинамического взаимодействия на границе области устойчивости.

ПОСТАНОВКА ЧИСЛЕННОГО ЭКСПЕРИМЕНТА

Для определения наиболее эффективного метода численного моделирования в работе было проведено представительное тестирование современных численных методов на широком круге практических задач. По результатам масштабного тестирования метода дискретных вихрей и метода вязких вихревых доменов на большом числе практических задач для реализации поставленной в работе цели был принят метод вязких вихревых доменов [1–3].

1. Один цилиндр колеблется, остальные неподвижны (рис. 1). Это повторяется $2N$ раз (отдельно в направлении x , отдельно в направлении $-y$), получаем реализации гидродинамических сил в виде матрицы гидродинамического взаимодействия $C(\tau)$ (рис. 2).

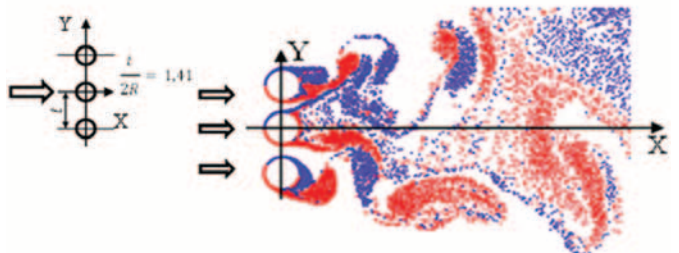


Рис. 1. Пример визуализации численного эксперимента методом вязких вихревых доменов

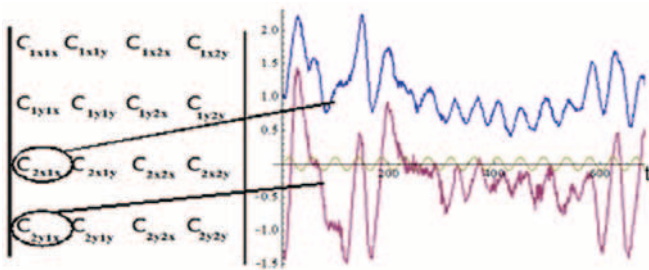


Рис. 2. Элементы матрицы C_{jix} гидродинамического взаимодействия размерностью $[4 \times 4]$ для ряда из двух труб

2. Получаем матрицу $S(p)$ линейной гидродинамической связи по формуле (4).

3. Находим $\lambda_j(p)$ - собственные значения матрицы $S(p)$. Из всех собственных значений находим одно λ , обладающее максимальной мнимой частью. На границе области устойчивости $p = i\omega$ - мнимая величина. Получим критическое значение параметра $(2\xi/\mu_1)_{кр}$:

$$(2\xi/\mu_1)_{кр} = \frac{\text{Im}[\lambda(i\omega_0)]}{\omega_0^2}.$$

4. Повторяем все три пункта с другой скоростью обтекания. Получаем границу области устойчивости для пучка (рис. 3).

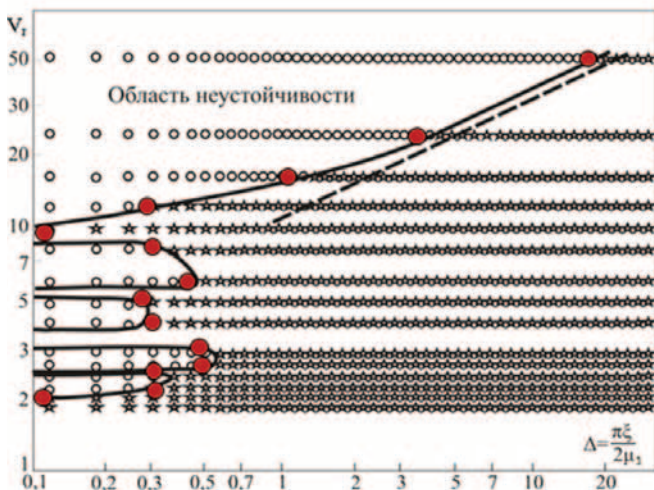


Рис. 3. Граница области устойчивости для ряда труб ($q=t/D=1,41$)
 — расчет авторов для ряда из трех труб,
 ---- эксперимент для бесконечного ряда труб (зависимость Коннора [3])

Здесь C_{2x2y} - коэффициент гидродинамической силы, действующей на второй цилиндр в направлении оси x от колебаний второго цилиндра в направлении оси y ; C_{2x2x} - коэффициент гидродинамической силы, действующей на второй цилиндр в направлении оси x от колебаний второго цилиндра в направлении оси x .

Возможность использования результатов проведенного анализа характеристического уравнения (5) в области параметров, типичной для реальных пучков, подтверждается многочисленными экспериментальными данными. Во-первых, в реальных пучках упругие трубки слабо демпфированы, т. е. $\xi \ll 1$. Во-вторых, из экспериментов известно, что в случае жидкого ($\mu_1 = 10^{-1}$) и газообразного потока ($\mu_1 = 10^{-3}$) при гидроупругом возбуждении колебания происходят на частоте изгибных колебаний отдельной трубки, т. е. $\omega \approx \omega_0$ и, следовательно, $\mu_1 \text{Re}[\lambda(i\omega_0)] \ll \omega_0^2$.

Таким образом, в реальных пучках трубок силы демпфирования и гидродинамические силы малы по сравне-

нию с силами упругости, а это позволяет проводить анализ в предположении малости параметров ξ и μ_1 .

РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

Разработка математической модели гидроупругого возбуждения и численный эксперимент были проведены для трех трубок с круглыми поперечными сечениями (круглым профилю конфигурации), расположенных в ряду, перпендикулярном потоку ($q = 1,41$) (см. рис. 1).

Результаты, проиллюстрированные диаграммой, представленной на рис. 3, получены следующим образом: на 15 различных уровнях, при 15 различных частотах, (имитирующих собственные частоты колебаний трубок), заполняются 15 матриц размерностью 6×6 в соответствии со схемой, представленной на рис. 1. Получение каждой из матриц (заполнение, оцифровка, перевод матрицы гидроупругого взаимодействия в матрицу линейной гидродинамической связи) занимает более 10 часов машинного времени на многопроцессорной технике. После определения собственных чисел матрицы линейной гидродинамической связи находится наибольшая мнимая часть всех собственных чисел матрицы (6 собственных чисел для матрицы 6×6). Расчетные точки кривой устойчивости для трех трубок на 15 уровнях по полученным данным представлены на рис. 3. Здесь V_1 - безразмерная скорость обтекания ряда труб, зависящая от скорости потока теплоносителя и собственной частоты колебаний трубок.

В работе представлены также результаты экспериментального измерения критической скорости по данным работы Коннора, полученные путем непосредственного анализа амплитудно-скоростных характеристик однорядного пучка с густотой $q = 1,41$. При этом наблюдается удовлетворительное соответствие расчетных результатов с экспериментальными данными работы Коннора [4]. Необходимо отметить, что экспериментальная кривая была построена Коннором также на основе результатов натуральных экспериментов, полученных такими исследователями, как S. Chen, J. Jendzejczyk, R. Hartlen, S. Takahara, H. Tanaka [5-7], A. A. Жукаускас, В. И. Катинас и других. Таким образом, представленные численные результаты подтверждают достоверность основных предположений относительно подобия линейных гидродинамических сил и основанной на этих предположениях методики исследования устойчивости больших пучков.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Гидроупругое возбуждение есть неустойчивость невозмущенного состояния упругих трубок, обусловленная действием дестабилизирующих гидродинамических сил (в результате срывного обтекания), линейных относительно амплитуд колебаний трубок.

В работе была разработана математическая модель, которая позволяет оценить устойчивость либо неустойчивость состояния рассматриваемой конфигурации пучка, основываясь на критерии устойчивости Ляпунова. В соответствии с данной моделью создана универсальная программа, позволяющая проанализировать корни полученного при исследовании динамики многокомпонентной системы частотного уравнения.

На основе применения указанной математической модели был создан алгоритм для численного определения матриц линейной гидродинамической связи конкретных пучков труб. Достоверность алгоритма и составленных по нему программ проверена путем сравнения результатов тестовых расчетов с известными экспериментальными данными.

Предлагаемый подход позволяет получать необходимые данные без привлечения сложного и дорогостоящего натурального физического эксперимента, ограничиваясь

численными исследованиями на основании специально разработанной методики. Подход позволяет также проводить динамический анализ гидродинамических нагрузок и коэффициентов силового взаимодействия для одно- и многокомпонентных конструкций методом численного эксперимента во всем возможном диапазоне скоростей потока.

На основе полученных результатов можно выявить зоны первоочередного мониторинга и диагностики обтекаемых потоком конструкций, а также предложить перспективные пути и технологические мероприятия по повышению прочности, износостойкости и долговечности рассматриваемых ответственных конструкций.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Самольсов А. В., Масевич А. В., Вальес Н. Г.* Применение метода дискретных вихрей для расчета срывного обтекания одно – и двухкомпонентных конструкций // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2013. – № 3. – С. 42–45.
2. *Иванова О. А.* Численное моделирование движения провода ЛЭП под воздействием ветра // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. – Сер.: Естественные науки. – 2012. – Спец. вып. № 2 «Математическое моделирование в технике». – С. 67–74.
3. *Самольсов А. В., Масевич А. В., Вальес Н. Г.* Расчет вихревого обтекания неподвижных и колеблющихся цилиндрических тел методом дискретных вихрей // Вестник науч.-техн. развития. – 2014. – № 6. – С. 31–37.
4. *Коннорс Г. И.* Гидроупругие вибрации пучков труб теплообменников // Тр. Американского общества инженеров-механиков. Конструирование и технология машиностроения. – 1978. – Т. 100. – № 2. – С. 95–102.
5. *Прайс С., Пайдуссис М.* Анализ движения одиночного упругого цилиндра для исследования гидроупругой неустойчивости пучка упругих цилиндров в поперечном потоке жидкости // Тр. Американского общества инженеров-механиков. Теоретические основы инженерных расчетов. – 1986. – № 2. – С. 271–283.
6. *Chen S. S., Jendrzejczyk J. A.* Experiment and Analysis of Instability of Tube Rows Subject to Liquid Cross Flow // ASME. Journal of Applied Mechanics. – 1982. – Vol. 104. – P. 704–709.
7. *Tanaka H., Takahara S.* Fluidelastic Vibration of Tube Array in Cross Flow // Journal of Sound and Vibration. – 1981. – Vol. 77. – P. 19–37. ■

В настоящее время происходит широкое внедрение композиционных материалов в практику мирового кораблестроения. Высокая энергетическая насыщенность кораблей машинами и механизмами ставит на одно из первых мест задачу снижения вибрации отсеков судового корпуса. Повышенная вибрация создает дискомфорт на самом корабле и помехи для работы бортового оборудования. Наиболее эффективно вибрация может быть снижена применением композиционных материалов в корпусных конструкциях.

Размеры корпусов судов и кораблей, целиком изготовленных из композиционных материалов, в последние годы непрерывно увеличиваются. К примеру, отечественный тральщик «Александр Обухов» (пр. 12700), изготовленный из стеклопластика на Средне-Невском судостроительном заводе методом вакуумной инфузии, имеет корпус длиной 62 м, а высокоскоростная яхта «Wally Power 118» длиной 36 м целиком изготовлена из углепластика.

Для демпфирования колебаний корабельной обшивки в некоторых случаях применяют наружные или внутренние покрытия из материалов с повышенными внутренними потерями [1]. Эффективность таких мероприятий не всегда достаточно высока, зачастую такие конструктивные решения не оправданы, исходя из технологических или эксплуатационных соображений. Наиболее эффективная работа демпфирующих слоев обеспечивается при помещении их в район срединной плоскости композиционного пакета, где высоки уровни касательных напряжений. Однако демпфирующий материал, как правило, обладает относительно низким модулем упругости, и следует учитывать снижение суммарной жесткости всего пакета при введении в него такого материала. В данной статье рассматривается влияние демпфирующего слоя на прочностные и виброакустические свойства безреберной композиционной обшивки. Подготовлена статья по материалу доклада [2].

ВАРИАНТЫ КОНСТРУКТИВНОГО ИСПОЛНЕНИЯ ОБШИВКИ

Рассмотрим два варианта многослойной композиционной обшивки. *Первый вариант* – наружные слои стеклопластика толщиной по 6 мм каждый и средний слой жесткого заполнителя толщиной 12 мм меньшей плотности, чем наружные слои. *Второй вариант* – тот же стеклопластик и жесткий заполнитель малой плотности, внутрь которого добавлен дополнительный демпфирующий слой толщиной 2 мм из полиуретана марки СУРЭЛ-7 с модулем упругости 7,5 МПа. Структура обоих вариантов приведена на рис. 1.

а)



б)



Рис. 1. Варианты композиционной обшивки: а – исходный вариант; б – демпфированный вариант

НОВЫЕ МОДЕЛИ ОБШИВОК С ПОВЫШЕННЫМ ДЕМПФИРОВАНИЕМ ДЛЯ КОРАБЕЛЬНЫХ КОРПУСНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

К.А. Румянцев, начальник сектора,
А.Г. Таубин, канд. техн. наук, вед. науч. сотрудник,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. +7 (904) 512 2282, +7 (911) 088 7551

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРОЧНОСТНЫХ И АКУСТИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВАРИАНТОВ ОБШИВКИ

Для сравнения вышеназванных вариантов обшивок предлагается опытная конструкция в виде цилиндрической панели большой протяженности (ширина панели значительно превышает длину). Угол раствора панели составляет 90°, толщина – 24 мм.

Поскольку изготовление подобной панели из композиционных материалов – трудоемкий и дорогостоящий процесс, целесообразно выполнить расчетную оценку ее прочностных и виброакустических свойств с помощью численного метода конечных элементов.

Для учета сложного поведения различных материалов в составе композиционной обшивки использованы различные математические модели. Перечень использованных моделей приведен в табл. 1.

Таблица 1

Математические модели материалов, использованные в работе

Материал	Матем. модель	Примечание
Стеклопластик	Линейно-упругая, ортотропная	Коэффициент потерь $\beta=0,01$
Жесткий заполнитель	Линейно-упругая, изотропная	Коэффициент потерь $\beta=0,01$
Демпфирующий слой	Вязкоупругая модель	Комплексный модуль упругости

Поскольку эффективность демпфирования зависит в первую очередь от физико-механических свойств материала демпфирующего слоя, рассмотрим подробнее использованную для него вязкоупругую модель.

Данная математическая модель представляет собой одномерную модель (с одной степенью свободы) Максвелла–Вихерта [3], адаптированную для пространственной задачи. Расчетная схема к данной модели приведена на рис. 2.

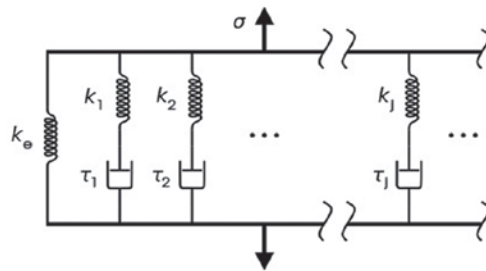


Рис. 2. Расчетная схема для модели вязкоупругого материала

Из рис. 2 видно, что одномерный материал в данной модели представлен комбинацией последовательно соединенных упругих ($k_1 \dots k_j$) и вязких ($\tau_1 \dots \tau_j$) элементов, а также параллельным им упругим элементом k_e . В случае пространственной задачи аналогичный набор упруговязких элементов вводится для каждого ортонормального направления в материале. Зависимость между напряжениями и деформацией в данной модели (при возбуждении гармонической силой) устанавли-

вается следующей формулой:

$$\sigma(t) = 2|G' + jG''| \cdot e^{\epsilon e^{j(\omega t + \varphi)}} + |K' + jK''| \Delta e^{j(\omega t + \varphi)}, \quad (1)$$

где ϵ – девиатор тензора деформаций материала; Δ – шаровый (гидростатический) тензор деформаций материала; G' , G'' – действительная и мнимая часть модуля сдвига материала; K' , K'' – действительная и мнимая часть модуля всестороннего сжатия материала; ω – частота внешнего воздействия; φ – фаза внешнего воздействия.

Исходными данными для модели (1) являются экспериментально определяемые комплексные (динамические) модули упругости G , K , а также тангенс угла механических потерь материала. Данные параметры являются частотно-зависимыми для большинства вязкоупругих материалов. Таким образом, применение вязкоупругой модели позволяет учесть частотную зависимость физико-механических свойств применяемых материалов.

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНАЯ МОДЕЛЬ КОМПОЗИЦИОННОЙ ОБШИВКИ

Конечно-элементная модель представляет собой фрагмент панели шириной 0,1 м. Данный фрагмент разбит на 72 элемента по длине, 2 элемента – по ширине и 64 элемента – по толщине. Всего в модели 9216 элементов. Часть конечно-элементной сетки показана на рис. 3. Цветом выделены элементы, принадлежащие одному слою пакета. Так голубым цветом выделены элементы стеклопластиковых слоев. Красным цветом – элементы в слое жесткого наполнителя, а черным – элементы демпфирующего слоя.

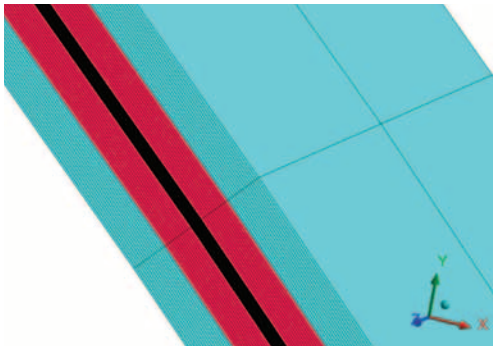


Рис. 3. Структура конечно-элементной модели

Для оценки прочностных свойств данной панели было смоделировано воздействие на нее линейно-распределенной нагрузки $F_{ст}$ с интенсивностью 1 кН/м и приложенной по нормали в центре панели. Для оценки виброакустических свойств панели к ней была приложена линейно-распределенная сила $F_{гарм}$, изменяющаяся по гармоническому закону с амплитудой 10 Н. Расчетная схема, использованная в обоих случаях, приведена на рис. 4. Также на рисунке показан характер прогиба панели под действием нагрузки.

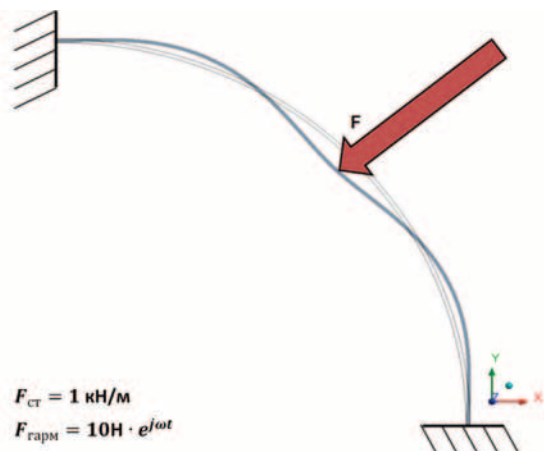


Рис. 4. Расчетная схема нагружения панели

РЕАКЦИЯ ПАНЕЛИ НА СТАТИЧЕСКОЕ НАГРУЖЕНИЕ

Для оценки возможного снижения прочных свойств панели после введения в нее демпфирующего слоя с помощью конечно-элементной модели были определены следующие параметры ее напряженно-деформированного состояния: перемещение под нагрузкой (прогиб) и напряжения до и после демпфирования. Суммарная толщина панели оставалась неизменной и составляла 24 мм.

Результаты расчетов напряженно-деформированного состояния панели приведены в табл. 2.

Таблица 2

Результаты расчета напряженно-деформированного состояния

Вариант конструкции	Перемещение под нагрузкой (в нормальном направлении), мм	Напряжения изгиба, МПа
1-й (без демпфирующего слоя)	1,65	3,72
2-й (с демпфирующим слоем)	2,12	4,83

Сопоставление результатов по двум вариантам конструкции показывает, что и податливость и прочность при введении демпфирующего слоя изменяются не более чем на 30%. В большинстве практически важных приложений подобное снижение прочности не является препятствием для введения в пакет демпфирующего слоя. Незначительный прирост перемещений и напряжений объясняется тем, что сдвиговой жесткости демпфирующего слоя достаточно для вовлечения остальных слоев пакета в совместный изгиб.

ВИБРОАКУСТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПАНЕЛИ

Для определения виброакустических характеристик панели разработанная ранее конечно-элементная модель была дополнена следующими параметрами:

- постоянным коэффициентом демпфирования для стеклопластика и жесткого наполнителя, численно равным 0,01;
- динамическим модулем упругости полиуретана СУРЭЛ-7, определенным экспериментально на образце свидетеле в частотном диапазоне 7,8–1000 Гц.

Для оценки влияния демпфирующего слоя на собственные частоты панели с учетом действующих граничных условий (заделка концов панели) были выполнены расчет собственных частот и форм колебаний панели до и после демпфирования. Значения низших собственных частот для обоих вариантов приведены в табл. 3.

Таблица 3

Собственные частоты панели

№ моды	Вариант 1	Вариант 2	Примечание
1	13,4	11,6	Первая асимметричная
2	25,6	20,7	Первая симметричная
3	46,5	35,2	Вторая симметричная
4	68,2	48,6	Третья симметричная

Формы колебаний на вышеприведенных собственных частотах показаны на рис. 5.

Из результатов расчета видно, что значения собственных частот демпфированной панели снизились, что объясняется повышением ее податливости по сравнению с исходным вариантом.

Для сравнения виброакустических свойств панели до демпфирования и после него был выполнен расчет ее вынужденных колебаний под действием гармонической силы.

На рис. 6 приведены формы вынужденных колебаний панели при возбуждении на различных частотах.

По результатам расчета определена амплитудно-частот-

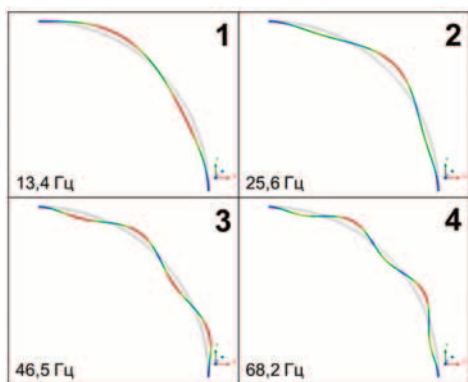


Рис. 5. Формы колебаний панели на собственных частотах

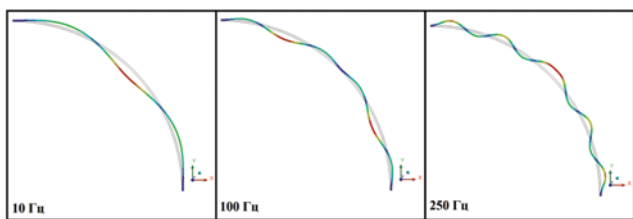


Рис. 6. Формы вынужденных колебаний панели

ная характеристика каждого варианта панели (АЧХ). На рис. 7 приведены АЧХ (величина виброускорения панели в точке приложения силы) для двух конструкций в диапазоне частот от 10 до 1000 Гц.

Из рис. 7 видно, что амплитуды виброускорений демпфированного варианта панели существенно снижаются во всем расчетном диапазоне частот.

На практике наибольший интерес представляет снижение виброускорений на низких частотах. Для количественной оценки влияния демпфирующего слоя целесообразно сравнить амплитуды виброускорений на резонансных максимумах а также коэффициенты потерь при вынужденных колебаниях обоих вариантов панелей. Распространенным способом определения коэффициента потерь на одной форме колебаний является графоаналитический метод «полосы половинной мощности». Суть этого метода состоит в определении частотной полосы f_1-f_2 вблизи резонансной частоты f_0 , в которой амплитуда колебаний снижается на 3 дБ, или в $\sqrt{2}$ раз. Коэффициент потерь ζ затем определяется по формуле

$$\zeta = (f_1 - f_2) / (2 \cdot f_0). \quad (2)$$

Поскольку вблизи резонансного максимума амплитуда колебаний изменяется очень быстро (относительно изменения частоты) для амплитудных значений и коэффициентов потерь при вынужденных колебаниях обшивки на первой собственной частоте,

рассчитаны уточненные (с уменьшенным шагом по частоте) АЧХ двух вариантов панели.

На рис. 8 представлены АЧХ (амплитуды виброускорений) оболочки вблизи первой собственной частоты, взятые с одинаковым разрешением $\sim 0,06$ Гц в диапазоне 15–35 Гц.

Амплитуда виброускорений до и после демпфирования составляет 13,8 и 5,14 м/с² соответственно. Таким образом после демпфирования панели виброускорение на резонансной частоте снижается примерно в 2,7 раза, или на 8,5 дБ.

Коэффициент потерь недемпфированной панели, определенный по рис. 8 составляет 0,01, в то время как коэффициент потерь демпфированной панели составляет 0,025, т. е. в 2,5 раза выше. С ростом частоты разница в амплитудах и коэффициентах потерь будет увеличиваться в пользу демпфированного варианта.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам выполненных расчетов можно заключить, что введение тонкого демпфирующего слоя в центральную область композиционной безреберной обшивки позволяет существенно снизить ее вибрацию, при этом прочностные свойства обшивки ухудшаются незначительно. При необходимости прочность обшивки может быть обеспечена вариацией толщин остальных (не демпфирующих) слоев обшивки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Использование композитных конструкционных материалов при создании ПЛ / ФГУП «ЦКБМТ «Рубин». – Аналитический отчет. 2014, вып. 18.
2. Румянцев К. А., Таубин А. Г. Новые модели обшивок с повышенным демпфированием для корабельных корпусных конструкций. – Тез. докл. Конференции по строительной механике корабля памяти академика Ю. А. Шиманского. Санкт-Петербург, 2016, с. 82–84.

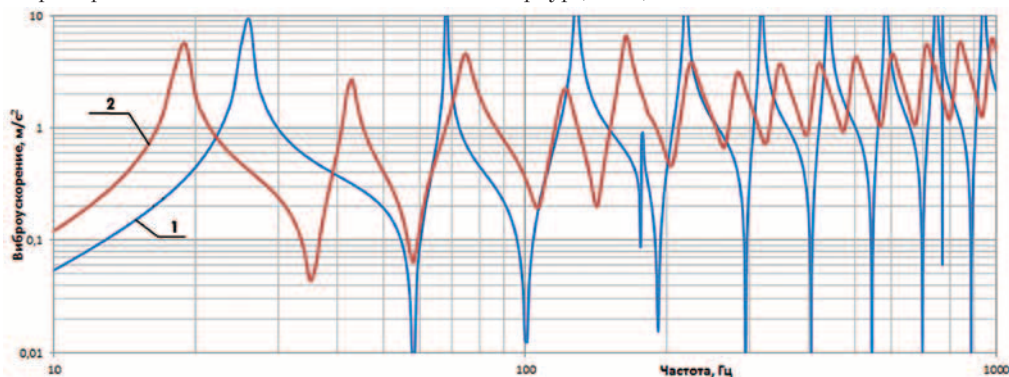


Рис. 7. АЧХ двух вариантов исполнения панели
1 – исходный вариант; 2 – демпфированный вариант

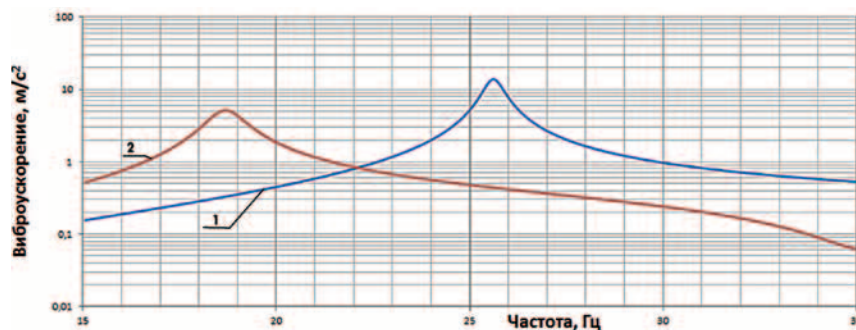


Рис. 8. АЧХ двух вариантов панели вблизи первой собственной частоты
1 – исходный вариант; 2 – демпфированный вариант

3. Wiechert. E. Ueber elastische Nachwirkung. – Dissertation, Königsberg University, Germany, 1889. ■

Одной из важных проблем при эксплуатации ледоколов и судов ледового плавания является увеличение их вибрации при работе во льдах, которое может стать причиной отказа оборудования, а также создания неблагоприятных условий для обитания экипажа. Повышенная вибрация обуславливается изменением состава и величин возмущающих сил по сравнению с условиями движения на чистой воде. При движении во льдах в дополнение к традиционным источникам ходовой вибрации корпуса – гребным винтам и энергетической установке – возникают другие, обусловленные физическими процессами взаимодействия корпуса судна и его движителей со льдом [1, 2]. Изучение различных аспектов вибрации судов в ледовых условиях становится предметом российских и зарубежных исследований последних лет [3–8]. Важным направлением указанных исследований является анализ вибрационной обстановки на судах ледового плавания и ледоколах по результатам эксплуатационного мониторинга. В настоящей статье проанализированы данные, полученные в период проведения ледовых испытаний дизель-электрического ледокола в Карском море.

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО МОНИТОРИНГА

Измерения выполнялись непрерывно во время движения при 80%-ной мощности главной энергетической установки судна (ГЭУ) на чистой воде и 100%-ной мощности ГЭУ во льдах. Анализ вибрации выполнялся применительно к режимам переднего хода в ровных льдах, а также при преодолении торосов с помощью набегов. Толщины ровного льда в период наблюдений составляли 0,4–0,75 м. Скорость движения по чистой воде была 16 уз, а в ровных льдах – 4–15 уз. Предел прочности льда на изгиб в районе проведения испытаний составлял 280–530 кПа. Уровни вибрации измерялись на кормовой переборке помещения винторулевых колонок (ВРК) (рис. 1).

На рис. 2 и рис. 3 представлены результаты измерения вибрации на чистой воде и во льдах для вертикального и траверзного направления соответственно.

Данные, представленные на рис. 2 и рис. 3, подтверждают выводы [1] о значительном увеличении уровней вибрации во льдах и об увеличении демпфирования на низших собственных частотах корпуса при плавании во льдах (существенно увеличивается ширина резонансных пиков), а также о слабом влиянии льда на собственные частоты.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ХОДОВОЙ ВИБРАЦИИ ДИЗЕЛЬ-ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ЛЕДОКОЛА ПО ДАННЫМ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО МОНИТОРИНГА

*М.А. Иванов, инженер 1-й категории,
Н.Н. Спиридонов, инженер 1-й категории,
О.Н. Пурьев, инженер,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. 8 (812) 415 1646*

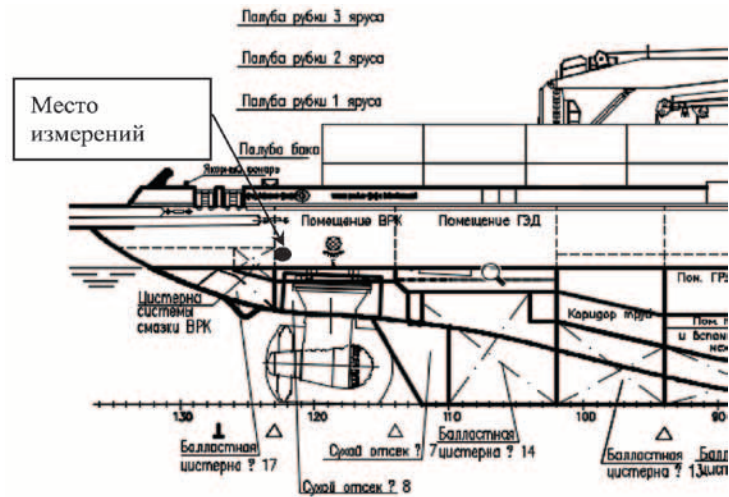


Рис. 1. Место измерений

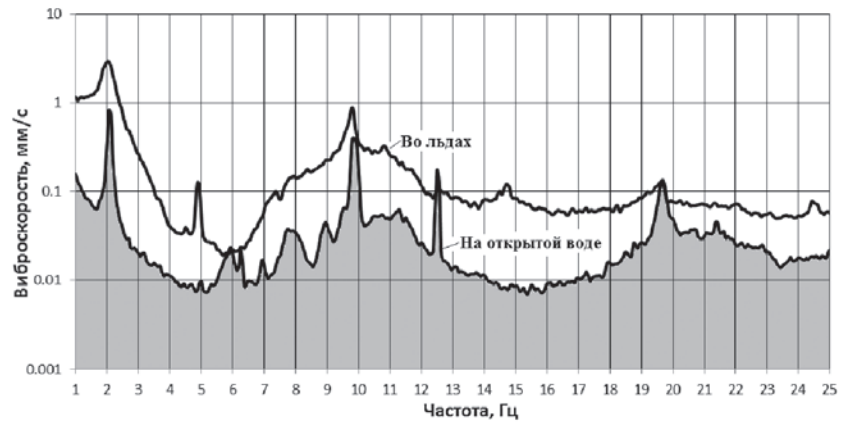


Рис. 2. Сопоставление уровней вибрации на открытой воде и во льдах. Вертикальное направление

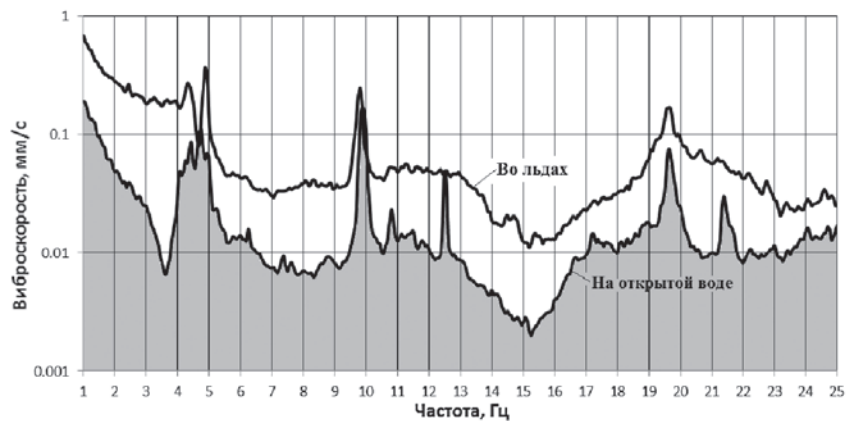


Рис. 3. Сопоставление уровней вибрации на открытой воде и во льдах. Траверзное направление

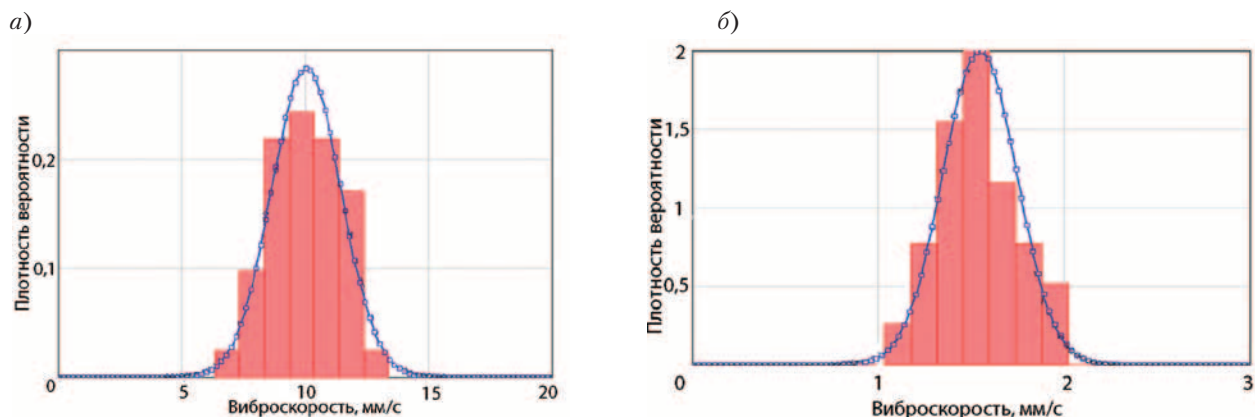


Рис. 4. Распределения уровней вибрации при движении в ровных льдах: а – в третьоктаве 2 Гц; б – в третьоктаве 10 Гц, ■ – экспериментальное распределение; □ – нормальное распределение

В результате анализа спектров ходовой вибрации были определены низшие собственные частоты корпуса и коэффициенты динамичности на частоте 1-го тона вертикальных колебаний на открытой воде и во льдах (табл. 1). Экспериментальные значения сопоставлены с расчетными значениями собственных частот, определёнными при проведении расчётов параметров вибрации рассматриваемого ледокола на стадии технического проекта.

По результатам измерений при плавании в ровных льдах на квазистационарных режимах (постоянная мощность, скорость постоянна на временных интервалах не менее 3 мин) были построены распределения за весь период наблюдений уровней вибрации в третьоктавах 2 и 10 Гц, соответствующих основным дискретным составляющим спектра – частоте 1-го тона вертикальных колебаний корпуса и лопастной частоте (рис. 4). Там же показаны близкие к ним теоретические кривые нормальных распределений. Числовые характеристики нормальных распределений представлены в табл. 2.

Были определены зависимости вероятностных характеристик параметров вибрации от толщины льда и скорости движения судна. На рис. 5 приведены ап-

Таблица 1
Собственные частоты и коэффициенты динамичности корпуса ледокола на низших собственных частотах

Вертикальные колебания				Горизонтальные колебания	
Частота, Гц		Коэффициент динамичности		Частота, Гц	
Эксперимент	Расчет	на чистой воде	во льдах	Эксперимент	Расчет
2,1	2,3	75–100	7,0–8,0	4,8	4,7

Таблица 2

Числовые характеристики нормальных распределений

Третьоктава, Гц	Математическое ожидание, мм/с	Среднеквадратическое отклонение σ , мм/с	Критерий согласия (Критерий Колмогорова $\lambda_{0,05} = 1,35$)
2	10,1	1,53	$D\sqrt{n} = 0,21 \leq \lambda_{0,05}$
10	1,5	0,22	$D\sqrt{n} = 0,61 \leq \lambda_{0,05}$

Здесь n – количество наблюдений; $D = \max|F_n(x) - F(x)|$; $F_n(x)$ – экспериментальное распределение; $F(x)$ – нормальное распределение.

проксимации математических ожиданий уровней вибрации в третьоктавах 2 Гц и 10 Гц в зависимости от скорости движения ($V_0 = 16$ уз соответствует движению на чистой воде).

Из данных, приведенных на рис. 5, можно сделать следующие выводы:

- в третьоктаве 2 Гц наибольшая вибрация имеет место в диапазоне скоростей 0,45–0,8 V_0 . В диапазоне малых скоростей, обусловленных преодолением льда наибольшей толщины, а также больших скоростей при движении в разреженных и

тонких льдах вибрация существенно уменьшается. Этот вывод качественно совпадает с результатами, полученными в 80-х гг. XX в. на ледоколах типа «Арктика» [1];

- в третьоктаве 10 Гц вибрация во льдах резко увеличивается по сравнению аналогичной величиной на чистой воде, причем в диапазоне скоростей 4–15 уз практически не зависит от скорости и, следовательно, от толщины льда. Этот вывод также качественно совпадает с результатами [1], полученными на ледоколах

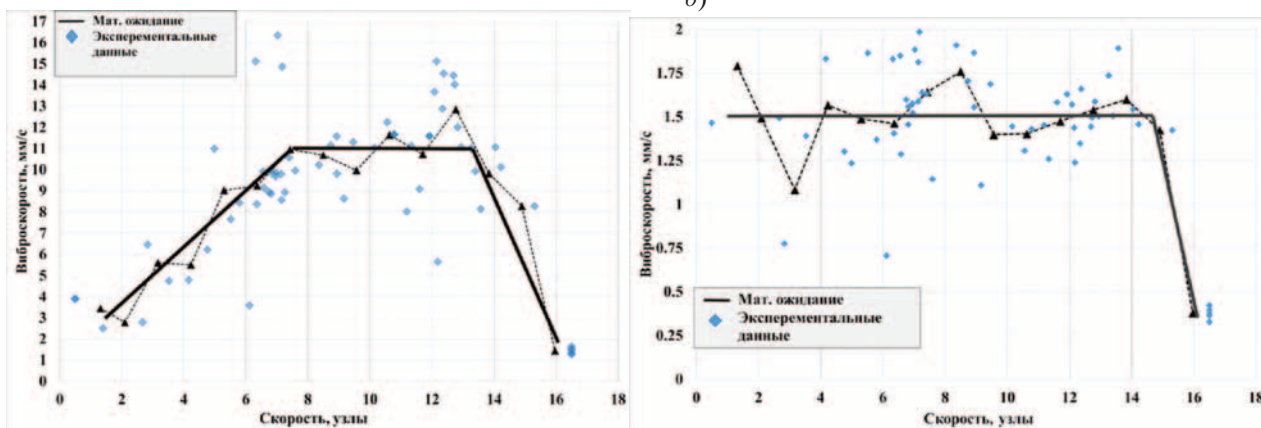


Рис. 5. Математические ожидания уровней вибрации в зависимости от толщины льда и скорости движения судна: а – третьоктава 2 Гц; б – третьоктава 10 Гц

— — аппроксимация математических ожиданий; ◆ — экспериментальные данные; ▲ — математическое ожидание

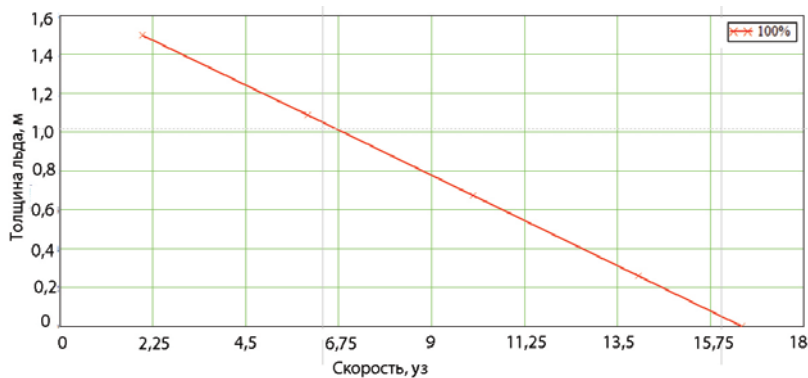


Рис. 6. Кривая ледопроеходимости ледокола при 100%-ной мощности

Таблица 3

Числовые характеристики логнормальных распределений

Третьоктава, Гц	Математическое ожидание, мм/с	Среднеквадратическое отклонение σ , мм/с	Критерий согласия (критерий Колмогорова $\lambda_{0,05} = 1,35$)
2	3,4	0,4	$D\sqrt{n} = 0,02 \leq \lambda_{0,05}$
10	1,9	0,8	$D\sqrt{n} = 0,08 \leq \lambda_{0,05}$

типа «Арктика». В тяжелых льдах при скоростях менее 4 уз из-за малого количества данных и большого их разброса подтвердить результаты [1] о резком увеличении вибрации не удастся.

Поскольку в процессе ледового рейса, продолжавшегося несколько суток, непрерывной регистрации толщины льда h не велось (толщина инструментально измерялась только на режимах определения ледопроеходимости), ее оценка, необходимая для назначения условий расчетного анализа вибрации, делалась на основе критерия (1), построенного на основании кривой ледопроеходимости (рис. 6):

$$h(V) = \frac{h_{\max}}{V_0 - V_{h_{\max}}} \cdot (V_0 - V) \text{ м}, \quad (1)$$

где V_0 , $V_{h_{\max}}$, h_{\max} – параметры, зависящие от мощности. V_0 – скорость на чистой воде, уз; $V_{h_{\max}}$ – скорость при предельной толщине льда, уз; h_{\max} – предельная толщина льда, м; V – текущая скорость, уз.

Помимо измерений вибрации при движении ледокола в сплошных ровных льдах с постоянной мощностью ГЭУ, были проведены измерения при преодолении торосов набегами. По полученным данным были построены экспериментальные распределения максимальных значений за каждый набег, а также подобраны и построены функции

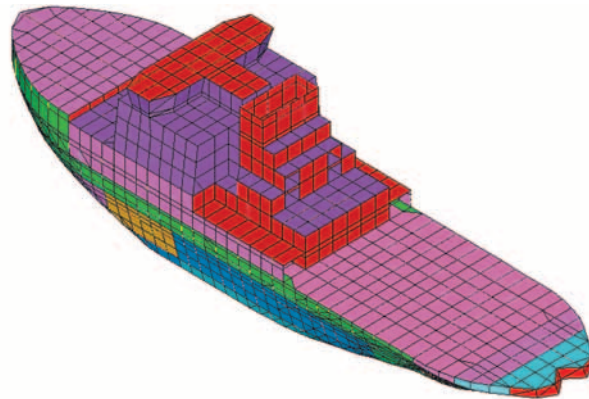


Рис. 8. Расчетная модель корпуса ледокола

логнормального распределения (рис. 7).

Числовые характеристики логнормальных распределений приведены в табл. 3.

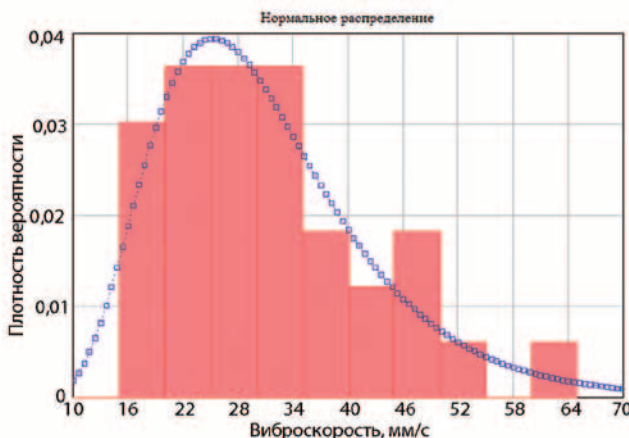
СОПОСТАВЛЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ С РАСЧЕТОМ

Уровни вибрации корпуса ледокола при плавании во льдах рассчитаны с использованием методов, применяющихся на стадии проектирования. Правила построения расчетной модели, методы расчета возмущающих сил, обусловленных взаимодействием корпуса и гребных винтов со льдом, описаны в [4–7].

Расчет вибрации корпуса ледокола проводился методом конечных элементов в программном комплексе ANSYS с использованием расчетной модели, показанной на рис. 8. В качестве расчетного режима был принят режим движения в сплошных ровных льдах толщиной 0,7 м со скоростью 8 уз, соответствующий условию возникновения наибольшей вибрации в третьоктаве 2 Гц.

В результате расчета определены уровни вибрации в сечении кормовой переборки помещения ВРК в третьоктавах 2 Гц и 10 Гц. Расчеты выполнялись для минимального и максимального значений пределов прочности льда на изгиб, измеренных в районе проведения ледовых испытаний. Сопоставление ре-

а)



б)

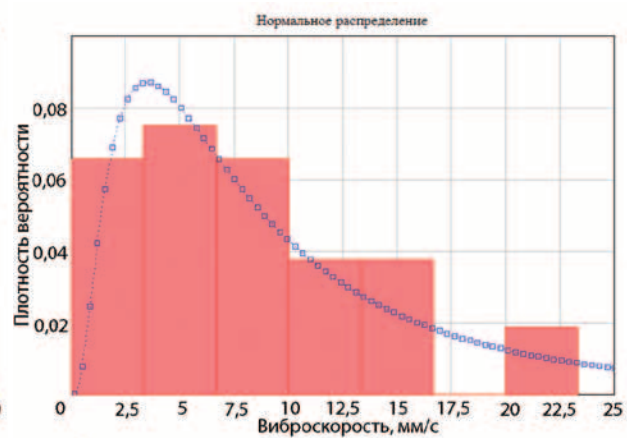


Рис. 7. Распределения уровней вибрации при работе набегами: а – в третьоктаве 2 Гц; б – в третьоктаве 10 Гц, ■ – экспериментальное распределение; □ – нормальное распределение

Сопоставление расчетных уровней вибрации с результатами мониторинга, мм/с

Третьоктава, Гц	Мониторинг (математическое ожидание)	Расчет	
		$\sigma_f = 0,25$ МПа	$\sigma_f = 0,53$ МПа
2	10,0	5,59	13,2
10	1,4	1,17	1,17

зультатов расчёта с результатами мониторинга представлено в табл. 4.

Сопоставление свидетельствует о достаточной для практики проектирования точности использованных расчетных методов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате анализа данных эксплуатационного мониторинга параметров вибрации ледокола класса Icebreaker 6 установлено, что на квазистационарных режимах движения в ровных льдах 0,4–0,7 м при 100% мощности ГЭУ уровни вибрации, вызванной взаимодействием корпуса со льдом и работой гребных винтов, подчиняются нормальному закону. При преодолении торосов набегамии уровни вибрации от указанных источников распределены по логнормальному закону.

Построены аппроксимации зависимостей математических ожиданий уровней вибрации в третьоктавах 2 Гц и 10 Гц, соответствующих частотным диапазонам действия возмущающих сил, вызванных взаимодействием корпуса и гребных винтов со льдом. На основании указанных аппроксимаций установлено, что в третьоктаве 2 Гц наибольшая вибрация имеет место в диапазоне скоростей 0,45–0,8 V_0 (V_0 – скорость полного хода на чистой воде при 80%-ной мощности ГЭУ). Уровни вибрации в третьоктаве 10 Гц во льдах увеличиваются в 6 раз по сравнению с аналогичной величиной на полном ходу по чистой воде и в диапазоне скоростей 4–15 уз остаются практически постоянными. Сопоставле-

ние результатов анализа данных мониторинга с расчетом показали достаточную для практики проектирования точность расчетного метода.

Результаты мониторинга, полученные на конкретном ледоколе в ограниченных по времени и параметрам ледовой среды условиях, требуют дальнейшего уточнения с целью формирования представительной базы данных для разработки вероятностного подхода к нормированию случайной вибрации судов в условиях ледовой эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Boudanov D., Nikolsky Y.* Ship hull vibrations underway in ice. – Proc. Of Int. Conf. On Development and Commercial Utilization of Technologies in Polar Region, St. Petersburg, 1996.
2. *Matusiak J.* Dynamic loads and response of icebreaker SISU during continuous icebreaking, Research report № 37, Finnish board of navigation, Helsinki, 1982.
3. *Belov I.M., Spiridonov N.N.* Features of ship vibration in ice operation conditions. – Proc. 22th Int. Conf., ISOPE-12, Rhodes, 2012, vol. 1, p.1223–1228.
4. *Меркулов В.А., Пасуманский Е.М.* Динамика и прочность двигательного-двигательных комплексов ледоколов и судов ледового плавания // Тр. ЦНИИ им. А.Н. Крылова. – 2004. – Вып. 18(302).
5. *Karulina M., Karulin E., Belyahsov V., Belov I.* Assessment of Periodical Loads Acting on Screw Propeller During its Interaction with Ice. – Proc. of the 8th Int. Conf. and exhibition on performance of ships and structures in ice, 2008.
6. *Spiridonov N.N., Repin R.V.* Operational monitoring of vessel's vibration parameters when operation in ice. – Proc. 24th Int. Conf., ISOPE-12, Busan, 2014. – Vol.1. – P.1252–1259.
7. *Белов И.М., Дульнев А.И., Спиридонов Н.Н., Репин Р.В.* Расчетно-экспериментальные исследования вибрации судов в условиях ледовой эксплуатации. – Полярная механика: Мат-лы третьей Международной науч. конф., 27–30 сентября 2016, Владивосток, Россия.
8. *Pang F., Shen Z., Haichao H., Hue Y.* Research on ice-breaking vibration characteristic of a Ship. – Inter-Noise. Hamburg, 2016. ■

Метод надвига на плаву используется для монтажа плавучих и стационарных платформ более 30 лет [1]. Он не требует использования кранов большой грузоподъемности и поэтому более предпочтителен, когда вес верхних строений (ВСП) превышает 10 тыс. тонн. Его суть состоит в том, что на месте монтажа платформы специальное большое шегрузное транспортное судно (СБТС), перевозящее ВСП, располагается между колоннами раскрепленного на акватории опорного основания. После того как судно пришвартовано, выполняется предварительное наведение стыкуемых блоков (совмещение опор ВСП с опорами основания) путем позиционирования в горизонтальной плоскости одного блока относительно другого. Для наведения ВСП на опорное основание используются буксиры, лебедки или комбинация этих технических средств. Наведение выполняется по реперным точкам или на основе индикации, обеспечиваемой оптическими или лазерными системами.

Затем начинается фаза стыковки, при которой ВСП с помощью операции балластировки судна (или дебалластировки опорного основания) опускается на колонны опорного блока. Часть веса верхнего строения (обычно 10–30%) постепенно переносится на опорное основание до взаимного совмещения стыкуемых контуров этих блоков благодаря их деформированию, после чего операция балластировки (дебалластировки) временно прекращается и блоки соединяются обычно с помощью сварки. После этого проводится полная посадка ВСП на опорное основание и завершение соединения блоков.

Сложность и уникальность проведения транспортно-монтажных операций наплавным способом в значительной мере обусловлена необходимостью стыковки крупногабаритных супермодулей (ВСП и опорного основания) с высокой точностью (с обеспечением технологического зазора по свариваемым кромкам ВСП и основания по стыкуемым контурам всех шести колонн не более 2–3 мм и разностенностью вертикально расположенных стыкуемых элементов – пластин, оболочек ребер жесткости и т.д., не превышающей величин такого же порядка). Такие значения допусков на стыковку достигаются путем использования специальных стыковочных устройств с конусами (рис. 1), позволяющих выполнить принудительное деформирование блоков платформы силами веса ВСП.

Целью работы является разработка методов оценки усилий в стыковочном устройстве и напряженного состояния конструкций полупогружных буровых установок (ШБУ), вызванного принудительным деформированием блоков платформы в обеспечение допусков на стыковку, а также определение части веса верхнего строения платформы, которую необходимо передавать на опорное основание для принудительного совмещения стыкуемых кромок ВСП и опорного основания.

Надежность и безопасность проведения операции стыковки ВСП с колоннами нижнего основания в значительной степени предопределяется точностью расчетов усилий, возникающих в стыковочных устройствах. Мерами, осуществляемыми в процессе изготовления, транспортировки супермодулей морской платформы, а также монтажа на них стыковочных устройств, несоосность конусных поверхностей каждого из устройств ограничивается величиной технологического допуска. Он составляет обычно порядка 25–75 мм. Это расстояние между осями конусов верхней и нижней частей стыковочного устройства, уменьшаемое почти до нуля в процессе стыковки главным за счет упругого деформирования конструкций опорного основания, а также угол между осью и образующей конуса β являются основными параметрами, влияющими на

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ ОЦЕНКИ УСИЛИЙ В ОБЕСПЕЧЕНИЕ БЕЗОПАСНОГО МОРСКОГО МОНТАЖА ПОЛУПОГРУЖНЫХ И СТАЦИОНАРНЫХ ПЛАТФОРМ

Г.Б. Крыжевич, д-р техн. наук, начальник сектора,
Н.Г. Попов, ст. науч. сотрудник,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. +7 (904) 512 2282, +7 (911) 088 7551

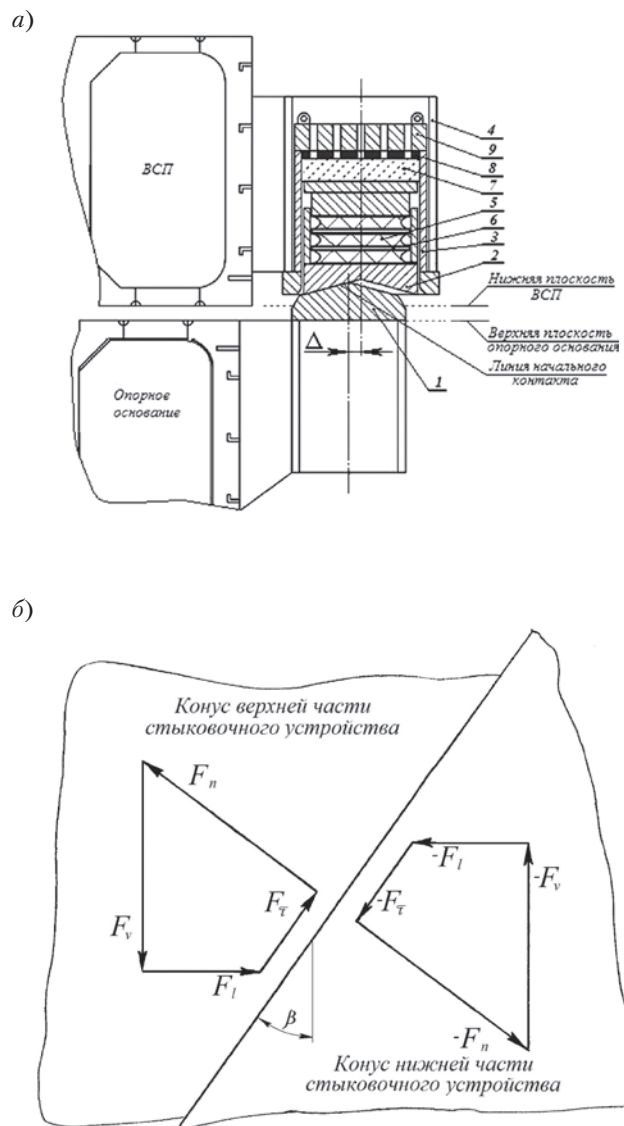


Рис. 1. Схемы конструкции стыкового устройства (а) и сил, действующих на его элементы (б)

1, 2 – силовые конусные элементы с начальной несоосностью Δ ; 3 – направляющий цилиндр; 4 – цилиндрическая гильза; 5 – деформируемые элементы из эластомеров; 6 – промежуточные диски; 7 – прокладки из термопластичного полимерного материала; 8 – электронагревательный элемент; 9 – крышка с отверстиями

усилия в стыковочных устройствах, развивающиеся при монтаже наплавным способом.

Анализ усилий, возникающих в стыковочных устройствах, необходим для последующего решения двух основных задач:

- определение вертикальных усилий, которые необходимо передавать на опорное основание для ликвидации несоос-

ности конусов, расположенных на верхней и нижней частях стыковочного устройства (определения части общего веса ВСП, которая поддерживается опорным основанием платформы при окончании стыковочной операции);

- расчет прочности конструкций стыковочных устройств и узлов крепления их к супермодулям.

Учитывая весьма малые размеры стыковочных устройств по сравнению с габаритами ВСП и опорного основания, для расчета необходимых вертикальных усилий можно использовать изолированную расчетную модель напряженно-деформированного состояния опорного основания (без учета влияния на это состояние упругих деформаций ВСП). При этом принимаются во внимание силы веса ВСП, действующие на основание, которые полагаются одинаковыми для всех шести точек контакта в зоне стыковочных устройств.

При наличии несоосности взаимодействие нижней и верхней частей стыковочных устройств происходит по частям конических поверхностей верхней и нижней центрирующих деталей [2]. В начальной стадии стыковки контакт происходит не по поверхности, а по линии, являющейся образующей конуса. Будем полагать, что равнодействующая контактных усилий проходит через эту линию на протяжении всей операции стыковки. Схемы действия нагрузок на верхнюю и нижнюю части стыковочного устройства приведены на рис. 1, б. Схема основана на предположении о том, что контактные усилия представляют собой нагрузку, действующую перпендикулярно к линии контакта \vec{F}_n , а также силу \vec{F}_t , направленную вдоль этой линии и существующую благодаря трению.

Эти силы уравниваются вертикальными и горизонтальными силами \vec{F}_v и \vec{F}_i (\vec{F}_v – это часть силы тяжести ВСП, перенесенная (приходящаяся) на одно стыковочное устройство, \vec{F}_i – горизонтальная составляющая результирующей силы контактного взаимодействия).

В векторном виде условие равновесия отдельного конического элемента (верхнего или нижнего) стыковочного устройства имеет вид

$$\vec{F}_v + \vec{F}_i + \vec{F}_t + \vec{F}_n = 0.$$

Условия равновесия в скалярном виде (сумма проекций всех сил на горизонтальную и вертикальную оси равна нулю) можно записать в виде

$$\begin{aligned} F_n \sin \beta - F_t - F_i &= 0 \\ F_v - F_n (\cos \beta + \mu \sin \beta) &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

где β – угол между образующей конуса и вертикалью (см. рис. 1).

Решая эту систему алгебраических уравнений, получаем следующие выражения для неизвестных величин сил F_n и F_t :

$$\begin{aligned} F_n &= F_v \sin \beta + F_i \cos \beta; \\ F_t &= F_v \cos \beta - F_i \sin \beta. \end{aligned}$$

Из этих формул следует, что в том случае, когда угол между равнодействующей сил F_n и F_t равен углу трения, т.е. $F_t/F_n = \mu$ (μ – коэффициент трения) боковая сила и вертикальная сила связаны следующей зависимостью:

$$F_v/F_i = (\sin \beta + \mu \cos \beta) / (\cos \beta - \mu \sin \beta).$$

Таким образом, в условиях перехода от статического равновесия стыковочного устройства к движению его верхней части относительно нижней, т.е. в момент «страгивания» между всеми составляющими усилиями, действующих на это устройство, существует определенное соотношение, зависящее от угла β и коэффициента трения f . Так, например, при $\beta = 30^\circ$ соотношения вертикальных \vec{F}_v и боковых \vec{F}_i сил, действующих на стыковочное устройство, приведены на рис. 2.

Если условие статического равновесия (1) нарушается и выполняется соотношение

$$F_v/F_i > (\sin \beta + \mu \cos \beta) / (\cos \beta - \mu \sin \beta),$$

то происходит ускоренное движение ВСП относительно опорного основания. Поскольку отношение существенно зависит от коэффициента трения, то и начало движения определяется коэффициентом трения. Так, например, при $\beta = 30^\circ$ и коэффициенте трения $\mu = 0,3$ движение начинается, когда соотношение между силой, переданной на опорное основание и боковой силой, обусловленной упругим деформированием опорного основания, принимает вид $F_v/F_i > 1,06$, а при $\mu = 0,1$ движение начинается, когда $F_v/F_i > 0,72$.

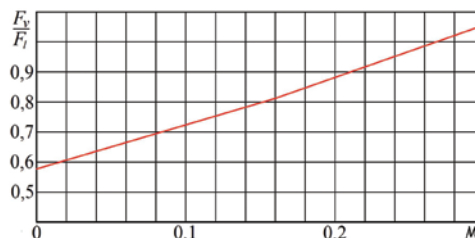


Рис. 2. Зависимость отношения вертикальной силы к боковой F_v/F_i от коэффициента трения при $\beta = 30^\circ$

Обычно при консервативном (осторожном) подходе к обеспечению операции стыковки и оценке необходимой балластировки судна и нижнего основания принимают значение коэффициента трения покоя равным 0,3, что несколько превышает [3] расчетную оценку коэффициента передачи веса (отношения вертикальной силы F_v к весу ВСП), необходимого для обеспечения принудительного совмещения стыкуемых поверхностей ВСП и опорного основания за счет упругого деформирования конструкций.

Вместе с тем при оценке прочности стыковочного устройства и конструкций, соединяющих его части с блоками платформы, необходимо принимать во внимание ситуации, при которых боковая сила принимает большие значения, т.е. возможность появления малых значений коэффициента трения f , при которых отношение F_v/F_i близко к 0,577.

Расчет напряженно-деформированного состояния блоков при их стыковке имеет свои особенности. Стыковка ВСП с опорным основанием обычно проводится по одному (стационарные платформы) или нескольким (ППБУ) контурам, предназначенным для сварного соединения верхних частей колонн опорного основания с силовыми связями верхнего строения. Эти контуры, как правило, расположены в весьма напряженных районах морских платформ, к качеству изготовления которых и работоспособности в эксплуатационных условиях предъявляются высокие требования. В соответствии с ними после завершения механической стыковки все связи ВСП должны соединяться высококачественной сваркой с соответствующими конструкциями опорного основания без отклонений от правильной геометрической формы. Такая операция возможна только в том случае, когда стыкуемые детали точно сопрягаются друг с другом, т.е. когда подвергаемые сварке контуры ВСП и опорного основания не имеют больших взаимных смещений.

Необходимая точность сопряжения достигается за счет применения стыковочных устройств, параметры которых существенно зависят от усилий, действующих на их контактных поверхностях. Для создания относительно компактных стыковочных устройств следует ограничивать отклонения совмещаемых и подвергаемых сварке контуров ВСП и опорного основания от их номинального положения. К важным мерам по такому ограничению относится расчетное прогнозирование деформаций корпусных конструкций на всех этапах транспортировки и стыковки модулей, о котором сказано выше. Такое прогнозирование должно дополняться технологическими мероприятиями, обеспечивающими минимальные вза-

имные отклонения сопрягаемых элементов ВСП и опорного основания. Отклонения должны устанавливаться с учетом следующих обстоятельств:

- все корпусные конструкции, изготавливаемые по традиционным технологиям, принятым в судостроении, имеют достаточно большие допуски на отклонения геометрических размеров и формы;
- при строительстве блоков поверхности стыковки ВСП и опорного блока изначально формируются как плоские, однако в дальнейшем (при отгрузке, транспортировке и выгрузке из СБТС) эти поверхности претерпевают деформирование и во время операции монтажа представляют собой, строго говоря, криволинейные поверхности; в наибольшей мере эта криволинейность характерна для поверхности стыковки ВСП, которое, как правило, в процессе монтажа значительно прогибается под действием собственного веса;
- в процессе дебалластировки опорного основания точки сопряжения, расположенные на его колоннах, изменяют свое положение относительно ВСП вследствие перераспределения сил веса и поддержания и в общем случае не совпадают с проектными координатами;
- качка судна с ВСП на волнении сопровождается периодическими смещениями совмещаемых точек ВСП и опорного основания относительно друг друга, что также приводит к осложнению стыковки, причем смещения могут увеличиваться при стыковке блоков ППБУ, при которой имеет место и качка опорного основания, происходящая не синхронно с качкой ВСП.

При разработке проекта монтажа и конструировании стыковочных устройств обычно отсутствуют достоверные сведения о фактических взаимных смещениях совмещаемых контуров блоков конкретной платформы в момент начала стыковки. Поэтому эти смещения приблизительно оценивают, исходя из принятых норм контроля точности изготовления конструкций ВСП и опорного основания (контроля отклонений от номинального положения стыкуемых контуров). При оценке усилий в стыковочном устройстве и выборе его размеров расчетным путем оценивается возможность увеличения отклонений от номинальных размеров при отгрузке, транспортировке, выгрузке и подготовке к монтажу блоков, в результате чего устанавливаются расчетные (предельно допустимые) отклонения при монтаже. При проработке проектов морских операций обычно стремятся не допускать значительного роста полученных таким образом расчетных отклонений при монтаже по сравнению со значениями предельно допустимых отклонений от номинальных размеров, принятых на заводе-строителе.

Особую важность расчетное прогнозирование приобретает при стыковке блоков по нескольким контурам, реализуемой при монтаже ППБУ. В этом случае принудительное совмещение стыкуемых поверхностей ВСП и опорного основания за счет упругого деформирования конструкций приводит к появлению больших контактных усилий в стыковых устройствах. Оценка наибольших значений этих усилий дается на основе расчета значений сил, необходимых для совмещения отклоненных друг от друга стыкуемых контуров, осуществляемого благодаря деформациям колонн опорного основания (а также в случае монтажа ППБУ, его понтонов), происходящим под действием сил веса ВСП, переносимого с СБТС на основание.

О важности решения поставленной задачи свидетельствует тот факт, что в соответствии с выполненным расчетом для компенсации взаимного смещения совмещаемых контуров одной из колонн ППБУ «Полярная звезда», характеризуемого отклонением 25 мм в горизонтальном направлении, (остальные пять сопрягаемых контуров считались состыкованными идеально, без отклонений) требовалось приложить огромное

усилие, составлявшее 490 т. Отметим здесь, что фактические отклонение и усилие при монтаже платформы примерно втрое превышали приведенные здесь значения. Одной из причин такого расхождения является влияние усилий, приложенных к другим стыковочным узлам, на внутренние силы и упругие перемещения рассматриваемого устройства. При оценке взаимовлияния усилий, возникающих в стыковочных устройствах, необходимо учитывать их случайный характер.

Для оценки усилий в стыковочных устройствах необходимо располагать сведениями о несовпадениях стыкуемых контуров ВСП и опорного основания. Такие несовпадения на каждом из контуров Z_i можно рассматривать как случайные величины, представляющие собой сумму других случайных величин:

$$Z_i = X_i + Y,$$

где Y – смещение теоретического положения ВСП относительно теоретического положения основания (погрешность наведения блоков платформы); X_i – несовпадение контуров ВСП и опорного основания в горизонтальной плоскости, рассматриваемое как алгебраическая сумма допущенных при изготовлении блоков смещений реального контура ВСП относительно его теоретического положения $X_i^{\text{всп}}$ и соответствующего контура основания относительно его теоретического положения $X_i^{\text{осн}}$.

Случайная величина X_i (как и ее составляющие $X_i^{\text{всп}}$ и $X_i^{\text{осн}}$) обычно считается подчиняющейся нормальному закону распределения. Ее математическое ожидание можно полагать равным нулю, а дисперсию D_X следует принимать с учетом точности изготовления конструкций, соответствующей технологии, принятой на заводах-строителях блоков. Погрешность наведения блоков платформы Y также принимается подчиняющейся нормальному закону распределения с нулевым математическим ожиданием. Ее дисперсия D_Y зависит от точности наведения, которая, в свою очередь, зависит от принятой при наведении измерительной системы и технологии позиционирования судна с грузом относительно колонн опорного основания.

Определяемые таким образом несовпадения контуров перед стыковкой Z_i представляют собой коррелированные нормальные случайные величины с нулевым математическим ожиданием и дисперсией D_Z , равной сумме дисперсий D_Y и D_X . Принимая во внимание некоррелированность случайных величин X_i , ковариацию случайных величин Z_i и Z_j следует считать равной D_Y .

При выполнении стыковочных операций горизонтальные упругие перемещения контуров, расположенных на верхних частях колонн опорного основания намного превышают горизонтальные упругие перемещения контуров ВСП. Поэтому влияние жесткости верхнего основания на величины горизонтальных усилий в стыковочных узлах мало и в первом приближении эту жесткость можно считать бесконечно большой. Если не рассматривать момент времени, соответствующий завершению стыковки, то можно утверждать, что в процессе стыковки взаимодействие верхнего и нижнего корпусов стыковочного устройства приводит только к появлению сил (передача моментов с одного корпуса на другой не происходит). Эти обстоятельства позволяют считать горизонтальные силы в стыковочных устройствах зависимыми только от жесткости конструкций опорного основания (главным образом от изгибной жесткости колонн и соединяющих их конструкций). С учетом взаимовлияния упругих перемещений контуров, расположенных на колоннах опорного основания, при стыковке случайное горизонтальное усилие в отдельном стыковочном устройстве, связанное линейной зависимостью со смещениями при стыковке Z_i , можно определить по формуле

$$F_i^l = \sum_{j=1}^n c_{ij} Z_j,$$

где c_{ij} – коэффициенты жесткости опорного основания, определяемые как горизонтальные упругие перемещения контура (стыковочного устройства) i при действии единичной горизонтальной силы на стыковочное устройство (контур) j , вычисленные при условии, что расчетная часть веса ВСП передана на опорное основание.

Заметим здесь, что случайные величины, получаемые при сложении гауссовских величин (также как и при любых линейных действиях над ними), являются снова гауссовскими случайными величинами. Принимая во внимание линейность связи между F_i^l и Z_j , дисперсию случайной силы F_i^l можно определить по формуле

$$D_i^F = \sum_{j=1}^n c_{ij}^2 K_j + 2 \sum_{k<j} c_{ik} c_{ij} K_{kj},$$

где $K_{ij} = D_Z$ при $i = j$ и $K_{ij} = D_Y$ при $i \neq j$.

Учитывая постоянство дисперсий D_Y и D_Z , это выражение можно привести к виду

$$D_i^F = D_Z \sum_{j=1}^n c_{ij}^2 + 2D_Y \sum_{k<j} c_{ik} c_{ij}.$$

Максимальное значение силы F_i^l оценим по правилу «трех сигма»

$$F_i^{\max} = F_i^{\text{cp}} + 3\sqrt{D_i^F}, \quad (2)$$

где F_i^{cp} – среднее значение силы F_i^l , которое можно полагать равным нулю.

Теперь сделаем предположение, что положение всех стыковочных узлов (кроме одного, с номером i) абсолютно точно совпадает с теоретическим (эксцентриситет стыковочных конических поверхностей, расположенных на нижней и верхней частях стыковочного устройства, равен нулю). Повторяя выкладки, аналогичные приведенным выше, в этом случае для оценки максимального значения силы можно записать следующее выражение:

$$F_i^* = 3c_{ii}\sqrt{D_Z}. \quad (3)$$

С учетом последнего выражения, формулу (2) можно записать в виде

$$F_i^{\max} = k_F F_i^*, \quad (4)$$

где $k_F = \sqrt{D_i^F / D_Z} / c_{ii}$.

Вводя обозначения $\bar{c}_{ij} = c_{ij} / c_{ii}$ и $\bar{D}_Y = D_Y / D_Z$, выражение для коэффициента k_F можно привести к виду

$$k_F = \sqrt{\sum_{j=1}^n \bar{c}_{ij}^2 + 2\bar{D}_Y \sum_{k<j} \bar{c}_{ik} \bar{c}_{ij}},$$

показывающему, что этот коэффициент зависит только от числа колонн опорного основания n , соотношений между коэффициентами жесткости c_{ij} и c_{ii} , а также между дисперсиями D_Y и D_Z .

При малых значениях \bar{c}_{ij} ($i \neq j$), наблюдающихся при малой изгибной жесткости колонн опорного основания, значение k_F близко к единице. Расчетный анализ показывает, что при большой жесткости колонн и выполнении условия $\bar{D}_Y \ll 1$ максимальные значения коэффициента k_F можно оценить по следующей приближенной формуле, полученной путем аппроксимации расчетных данных:

$$k_F = 2(n-1)/n.$$

Эту формулу можно рекомендовать для упрощенной оценки коэффициента k_F с целью последующего выполнения расчета максимальной боковой силы по приближенным зависимостям (3) и (4). Заметим здесь, что оценке максимальных сил оценки в стыковочных узлах иногда целесообразно пользоваться не формулой (3), а определять их на основе детерминированного расчета. При его выполнении принимается предположение о том, что положение всех стыковочных

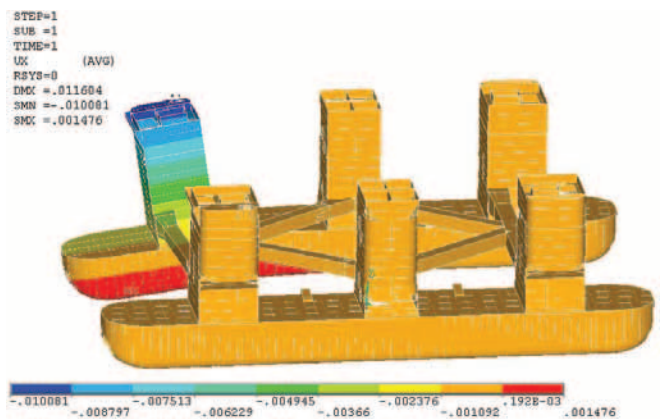


Рис. 3. Распределение продольных перемещений U_x в колонне ППБУ при действии вдоль платформы горизонтальной нагрузки на одно из стыковочных устройств, расположенных в верхней части опорного основания платформы

узлов (кроме одного, с номером i) абсолютно точно совпадает с теоретическим, а в узле i приложено усилие, способное деформировать опорное основание таким образом, чтобы вернуть рассматриваемый узел из максимально отклоненного положения, допускаемого установленными нормами дефектации при строительстве опорного основания в теоретическое положение. Обычно эта задача является линейной, поэтому она часто решается в несколько иной и по сути аналогичной постановке, при которой определяется наибольшая сила, необходимая для отклонения стыковочного узла из теоретического положения в некоторое крайнее положение, допустимое установленными технологическими нормами (рис. 3).

Выполненный таким образом вероятностный анализ сил в статической постановке является не вполне точным, так как при принудительном совмещении стыкуемых поверхностей ВСП и опорного основания за счет упругого деформирования конструкций возникают большие силы трения, которые могут изменяться скачкообразно во времени. Такая зависимость от времени приводит к появлению относительно небольших динамических эффектов при стыковке модулей морской платформы. Она объясняется тем, что коэффициент трения при движении верхней части стыковочного устройства относительно нижней зависит от относительной скорости, направленной вдоль образующих конических поверхностей, вступивших в контакт.

Коэффициент трения высок при очень низких относительных скоростях и примерно равен коэффициенту статического трения; в определенном диапазоне скоростей он снижается, а при высоких скоростях почти не зависит от скорости (динамическое трение). В результате наблюдается нелинейное поведение рассматриваемой механической системы, состоящей из стыкуемых модулей, динамические явления типа удара, а иногда и автоколебания фрикционной природы. Поэтому более достоверным является нелинейный конечно-элементный динамический расчет принудительно совмещаемых стыкуемых конструкций ВСП и опорного основания. При его выполнении коэффициент трения μ на контактирующих поверхностях принимается зависящим от относительной скорости их перемещения V_r . Зависимость $\mu(V_r)$ обычно представляется в упрощенном виде, изображенном на рис. 4.

При выполнении детерминированных конечно-элементных расчетов такая зависимость аппроксимируется следующим образом:

$$\mu = \mu_s \left[1 + (\mu_v / \mu_s - 1) \right] \exp(-dV_r),$$

где μ_s – статический коэффициент трения (коэффициент трения покоя); μ_v – динамический коэффициент трения (коэффициент трения скольжения); d – коэффициент затухания.

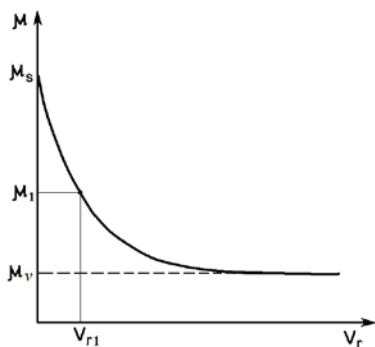


Рис. 4. Зависимость коэффициента μ от относительной скорости контактирующих поверхностей V_r

Коэффициент затухания d обычно определяется по одной из точек зависимости $\mu(V_r)$, например, точке (V_{r1}, μ_1) , выбранной таким образом, что $\mu_s > \mu_1 > \mu_v$ (см. рис. 4):

$$d = -\ln\left(\frac{(\mu_1 - \mu_v)}{[\mu_v(\mu_s/\mu_v - 1)]}\right) / V_{r1}.$$

В соответствии с этой зависимостью $\mu_s = 0,3$ и $\mu_v = 0,135$.

Расчетные исследования с использованием этой зависимости показывают, что при медленной и плавной передаче веса верхнего строения на опорное основание возможно как равномерное (плавное) изменение относительных перемещений нижней и верхней частей стыковочного устройства после их вступления в контактное взаимодействие, так и неравномерное (неустойчивое).

При проектировании стыковочных устройств желательно выбирать угол между образующей конуса и вертикалью β таким, чтобы выполнялось следующее приближенное соотношение:

$$F_v \cos\beta - F_l \sin\beta \approx \mu_s (F_v \sin\beta + F_l \cos\beta), \quad (5)$$

т.е. чтобы суммарная активная сила, стремящаяся сдвинуть конуса друг относительно друга, мало отличалась от силы трения покоя.

При нарушении этого соотношения и выполнении неравенства

$$F_v \cos\beta - F_l \sin\beta \leq \mu (F_v \sin\beta + F_l \cos\beta) \quad (6)$$

имеет место неравномерность перемещений, выражающаяся иногда в полной остановке движения ВСП относительно опорного основания. При такой остановке коэффициент трения μ возрастает до своего максимального значения μ_s .

Последующее увеличение вертикальной силы F_v , обусловленное течением процесса передачи веса ВСП на основание, сопровождается сильным сжатием упругих элементов стыковочного устройства ростом силы реакции F_n . При этом силы трения на конических поверхностях $F_{тр} = \mu_s F_n$ растут, а боковая сила F_l при этом сохраняет постоянное значение. Такой процесс статического изменения сил происходит до тех пор, пока выполняется неравенство (6).

При его нарушении, возможном при дальнейшей передаче веса ВСП на основание, начинается ускоренное движение ВСП относительно основания, сопровождающееся линейным ростом боковой силы F_l при вертикальном перемещении ВСП и резким уменьшением коэффициента и силы трения, а также появлением сил инерции движущихся масс. Быстрый рост боковой силы при вертикальном перемещении ВСП приводит к снижению эксцентриситета верхнего и нижнего конусов стыкового устройства, увеличению силы трения и снижению активной силы, вызывающей движение. В результате движение сильно замедляется, коэффициент трения увеличивается и становится равным коэффициенту трения покоя. В итоге движение останавливается. Фиксируемые при этом

вертикальные ускорения ВСП и опорного основания, как правило, малы, а наблюдающиеся динамические эффекты незначительны.

Описанный выше характер движения стыкуемых частей платформы наблюдался при монтаже ППБУ. Например, при монтаже наплавным способом платформы «Полярная звезда» происходила очень медленная передача сил веса верхнего строения с СБТС на опорное основание. При этом на начальной стадии процесса происходило медленное и плавное движение ВСП относительно опорного основания, в результате которого эксцентриситет конических поверхностей верхней и нижней частей одного из стыковочных устройств плавно уменьшился от 75 мм до 35 мм. В дальнейшем движение ВСП вниз остановилось, а затем, при существенном увеличении передачи веса, наступила завершающая стадия принудительного совмещения одного из стыкуемых контуров. На этой стадии зафиксировано быстрое (практически скачкообразное) изменение эксцентриситета конических поверхностей верхней и нижней частей стыковочного устройства (от 35 мм до нулевого значения). Наблюдавшиеся при этом динамические эффекты не сопровождались значительным увеличением усилий в стыковочных устройствах и напряжений в конструкциях по сравнению со статическими значениями.

В результате выполненных исследований:

- разработан вероятностный метод оценки усилий в стыковочном устройстве, используемый для принудительного совмещения стыкуемых кромок ВСП и опорного основания при монтаже ППБУ в морских условиях наплавным способом с деформированием конструкций соединяемых блоков;
- разработан метод расчета напряженного состояния конструкций ППБУ, обусловленного проведением монтажа ППБУ наплавным способом;
- проанализированы особенности процесса стыковки, возможность его неустойчивого развития и установлены условия, при которых возможно скачкообразное изменение эксцентриситета конических поверхностей верхней и нижней частей стыковочного устройства при монтаже ППБУ в морских условиях.

На основе предложенных методов можно определить вертикальные усилия, представляющие собой часть веса ВСП, которые необходимо передавать на опорное основание для ликвидации несоосности конусов, расположенных на верхней и нижней частях стыковочного устройства, а также выполнить расчет прочности конструкций стыковочных устройств и узлов крепления их к соединяемым блокам. В результате можно обеспечить надежность и безопасность проведения морского монтажа ППБУ за счет выполнения направленных на это расчетов стыковочных устройств и конструкций ВСП и опорного основания в процессе разработки проекта морской транспортно-монтажной операции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алферов В.И., Крыжевич Г.Б., Подгорный Л.Н., Попов Н.Г., Шапошников В.М. Опыт разработки проекта морской перевозки супермодулей ППБУ «Полярная звезда» и технологии их сборки в морских условиях // Тр. «Крыловского государственного научного центра», 2011. – Вып. 65 (349).
2. Караев Р.Н. Морские сооружения для бурения и эксплуатации нефтегазовых скважин. – СПб.: Изд-во СПбГМТУ, 2014. – 388 с.
3. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с. ■

В настоящее время у стальной арматуры железобетонных конструкций появилась альтернатива в виде композита, выполненного из неметаллических волокон, встроенных в полимерную матрицу, известного как арматура композитная полимерная (АКП). Стержни АКП имеют ряд положительных качеств, которые делают их перспективными для использования в качестве арматуры конструкций из бетона, в том числе конструкций морских плавучих технических средств. К числу таких качеств относятся:

- высокая прочность на осевое растяжение; так, предел прочности стержней некоторых видов АКП на осевое растяжение при кратковременной статической нагрузке в 2–3 раза превышает предел текучести стальной арматуры класса А-III по классификации Правил РМРС [1];
- устойчивость к коррозионному воздействию в обычной и в достаточно агрессивной среде, в том числе в морской воде;
- малый удельный вес, примерно в 4–5 раз меньший, чем у стальной арматуры;
- невосприимчивость к воздействию электромагнитных полей;
- высокая усталостная долговечность (зависит от типа армирующих волокон).

Вместе с тем АКП имеет определенные недостатки, которые затрудняют широкое внедрение такой арматуры в строительной индустрии, особенно для использования в высоконагруженных конструкциях. Недостатками АКП являются:

- стержни АКП имеют низкий модуль упругости, величина его в зависимости от вида арматуры в 1,5–4,0 раза меньше, чем у стальной арматуры, при этом модули упругости при осевом сжатии у них на 10–20% ниже, чем при растяжении;
- прочность при осевом сжатии значительно (на 20–40%) меньше прочности при растяжении, поэтому стержни АКП не рекомендуется использовать для армирования сжатых несущих элементов из бетона, например, бетонных колонн, и целесообразно более тщательно проверять возможность использования АКП в сжатой зоне при изгибе. Разрушение при сжатии начинается с микровыпучивания волокон или с разрушения полимерной матрицы от сдвига, затем происходит поперечное растяжение и разрушение арматуры (в общем случае прочность при сжатии выше у стержней с более высокой прочностью на растяжение, кроме стержней из арамида, которые ведут себя при сжатии нелинейно даже при относительно низком уровне напряжений – порядка 20% от прочности на растяжение);
- АКП имеет тенденцию к ползучести и снижению прочности при длительном действии нагрузки, а также хрупкий характер разрушения (отсутствие текучести перед разрушением частично компенсируется высокой прочностью на растяжение);
- коэффициенты температурного расширения некоторых видов АКП в продольном направлении существенно отличаются от коэффициента температурного расширения бетона, при этом у стержней АУК (углекомпозитных), у которых модуль упругости наибольший, этот коэффициент имеет отрицательные, но меньшие по величине значения, чем у бетона [2];
- коэффициенты температурного расширения стержней АКП в поперечном направлении в два раза и более превышают продольные коэффициенты, при этом у стержней АУК в отличие от продольного коэффициента он имеет

О ПЕРСПЕКТИВАХ ПРИМЕНЕНИЯ КОМПОЗИТНОЙ ПОЛИМЕРНОЙ АРМАТУРЫ В КОРПУСНЫХ КОНСТРУКЦИЯХ МОРСКИХ ПЛАВУЧИХ СООРУЖЕНИЙ ИЗ АРМИРОВАННОГО БЕТОНА

М.В. Знаменский, инженер,

Л.Н. Подгорный, вед. инженер,

*В.М. Шапошников, канд. техн. наук, начальник отделения, ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. (812) 415 4573*

положительное значение и по величине в несколько раз (почти на порядок) превосходит продольный коэффициент, а также и коэффициент температурного расширения бетона;

- стержни АКП не могут быть соединены электросваркой или другими широко распространенными для стали способами, например, механическими соединениями с применением резьбы;
- стержни АКП нельзя изогнуть после их изготовления (за исключением стержней с термопластической смолой), но можно изготовить с нужными изгибами с некоторой потерей прочности (до 40%) в местах изгиба;
- прочность и жесткость стержней АКП зависят от нескольких факторов: от диаметра (с увеличением диаметра эти характеристики могут несколько уменьшаться), от отношения объема волокон к общему объему стержня (с увеличением объемной доли волокон характеристики увеличиваются), а также от технологии изготовления и контроля качества;
- склонность к снижению механических характеристик компонентов АКП – полимерной смолы и волокон (в зависимости от типа) при воздействии УФ-излучения;
- снижение срока службы стекловолокна (в зависимости от типа) в щелочной среде, которая свойственна для бетонов;
- чувствительность к огню в зависимости от вида матрицы и толщины защитного слоя бетона.

Несмотря на указанные недостатки, АКП, имея такие достоинства, как устойчивость к коррозии, высокую прочность на растяжение и немагнитность, дающих ей существенное преимущество перед другими видами арматуры, находит все более широкое применение в конструкциях из армированного бетона, работающих в коррозионных средах, а также в конструкциях, для которых немагнитные свойства необходимы. К таким конструкциям относятся: волноломы, защитные дамбы, иные морские конструкции, настилы мостов, а иногда и пролётные строения, дорожные покрытия, взлетно-посадочные полосы аэродромов и др., на которые наносится противогололедная соль, а также конструкции, поддерживающие блоки медицинского оборудования, например, для получения изображений методом магнитного резонанса или другое оборудование, чувствительное к электромагнитным полям. На мировом рынке востребована неметаллическая арматура при использовании конкретных передовых технологий, в частности, для строительства оснований реакторов, подстанций, электронного оборудования взлетно-посадочных полос аэродромов, электронных лабораторий и др. По данным Института железобетона США (CRSI), в 2010 г. годовой спрос на АКП в мире составил 35 млрд. пог. м, в США – 5 млрд. пог. м (~ 6,05 млн. т). Для сравнения, в Канаде спрос на АКП составил 0,5 млн. т [3].

В настоящее время для замены стальной арматуры в мостовых конструкциях начали активно использовать композитные стержни, армированные углеволокном. Особенно перспективными считаются композитные тросы из углеволокна (тендоны из CFCC), которые применяются для создания предварительного напряжения сжатия в армированных бетонных конструкциях посредством натяжения их на затвердевший бетон [4]. Благодаря этому они существенно повышают трещиностойкость армированных бетонных конструкций и считаются хорошим инструментом в борьбе с коррозией в мостах.

На рис. 1 приведен общий вид моста сборной конструкции [4], состоящего из продольных железобетонных балок-плит, обжатых в поперечном направлении и объединенных в монолитную мостовую конструкцию с помощью композитных тросов из углеволокна. Необходимо отметить, что компанией Tokyo Rope Mfg. Co., LTD и др. [4] достигнуты большие успехи в разработке конструкции и технологии анкеровки концов композитных тросов, а также метода их натяжения, позволяющих использовать тросы диаметром до 40 мм с усилием для натяжения почти до 80 тс при минимуме специального оборудования; в основном применяется то же оборудование, что и для натяжения на бетон стальной высокопрочной арматуры при обжатии бетонных конструкций.



Рис. 1. Общий вид Little Pond Bridge, Route 302, Fryeburg, Maine

В случаях, когда к морскому плавучему объекту, предъявляется требование немагнитности, композитный конструкционный материал – бетон, армированный стержнями АКП – может рассматриваться весьма перспективным для изготовления корпуса такого объекта. Однако в силу указанных выше различий физических и механических свойств АКП и стальной арматуры для внедрения АКП в строительство морских плавучих объектов с корпусом из армированного бетона необходимо решить ряд конструктивных и технологических проблем и создать нормативную базу для проектирования, постройки и эксплуатации таких корпусов.

В последние годы в нашей стране в стройиндустрии появились первые нормативные документы [5–8], устанавливающие общие технические условия применения и методы определения физико-механических характеристик АКП, в том числе прочности сцепления АКП с бетоном методом выдергивания из бетона, и документ [9], содержащий основные положения расчета прочности, образования и раскрытия трещин в бетоне, а также деформации. Документы распространяются на АКП, предназначенную для армирования обычных и предварительно напряженных строительных конструкций и элементов, эксплуатирующихся в средах с различной степенью агрессивного воздействия, отвечающих требованиям огнестойкости по ГОСТ 30247 [12] и пожарной безопасности по ГОСТ 30403 [13].

Документ [9] является приложением к СП 63.13330.2012, [10], называется «Приложение Л. Расчет конструкций с композитной полимерной арматурой» и носит рекомендательный

характер. Указания по расчету в нем опираются в основном на положения и расчетные зависимости, содержащиеся в СП 63.13330.2012 [10]. При этом вместо характеристик и параметров стальной арматуры вводятся соответствующие расчетные характеристики и параметры АКП, полученные на основе испытаний в соответствии с требованиями ГОСТ [5–8].

Расчеты конструкций из бетона с АКП, так же как и железобетонных конструкций выполняются по предельным состояниям, включающим:

- предельные состояния первой группы, приводящие к полной непригодности эксплуатации конструкций;
- предельные состояния второй группы, затрудняющие нормальную эксплуатацию конструкций или уменьшающие долговечность сооружений по сравнению с предусматриваемым сроком службы вследствие образования или чрезмерного раскрытия трещин в бетоне, появления недопустимых деформаций и др.

Цель этих расчетов – обеспечить надежность сооружений в течение всего срока службы, а также при проведении работ в соответствии с требованиями, предъявляемыми к ним.

Расчеты по предельным состояниям первой группы включают расчеты прочности, устойчивости формы, устойчивости положения.

Расчеты по предельным состояниям второй группы включают расчеты образования и раскрытия трещин в бетоне и деформаций.

Нормативные значения основных характеристик АКП – сопротивление растяжению R_f и модуль упругости E_f – определяют с обеспеченностью 0,95 по результатам испытаний образцов в соответствии с требованиями ГОСТ [5, 6].

Расчетные значения сопротивления растяжению R_f АКП определяют с учетом понижающих коэффициентов надежности по материалу и условиям эксплуатации. Ниже в табл. 1 приведены коэффициенты снижения сопротивления растяжению по отношению к нормативным значениям некоторых видов АКП, перспективных для использования в составе корпусов морских плавучих сооружений из армированного бетона, при расчете конструкций по предельным состояниям первой группы на действие постоянных и длительных нагрузок [9].

Таблица 1

Коэффициенты снижения сопротивления АКП растяжению

Вид нагрузки	Вид АКП		
	АСК (стекло-композитная)	АБК (базальто-композитная)	АУК (угле-композитная)
Кратковременная статическая	1	1	1
Длительная	0,3	0,4	0,6

Другие нормативные и расчетные характеристики АКП определяют также в соответствии с требованиями ГОСТ [5–8].

Основные характеристики трех видов АКП, указанных в табл. 1, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Прочностные и упругие характеристики АКП

Характеристика	АСК	АБК	АУК
Нормативные значения предела прочности при растяжении, МПа*	800	800	1400
Расчетные значения предела прочности при растяжении (для расчетов по первой группе предельных состояний), МПа	240	320	840
Модуль упругости при растяжении, МПа	50×10 ⁴	50×10 ⁴	130×10 ⁴

* Поставщик, контролирующий каждую партию АКП посредством проведения испытаний в соответствии с требованиями ГОСТ [5–8], не может поставлять АКП с характеристиками ниже указанных пределов, т. е. это по сути нормативные значения пределов прочности АКП.

Приведенные в табл. 2 расчетные значения прочности на растяжение получены с учетом понижающих коэффициентов (см. табл. 1).

Расчет по раскрытию трещин в бетоне $a_{\text{крс}}$ конструкций с АКП от действия внешних нагрузок проводят в соответствии [6], так же как железобетонных конструкций, из условия

$$a_{\text{крс}} \leq a_{\text{крс,ult}}$$

где $a_{\text{крс,ult}}$ – предельно допустимая ширина раскрытия трещин.

Значения $a_{\text{крс,ult}}$ для ненапряженных конструкций из бетона с АКП принимают в соответствии с [9] равными:

0,70 мм при непродолжительном раскрытии трещин при эксплуатации в закрытых помещениях;

0,50 мм при продолжительном раскрытии трещин, а также при непродолжительном раскрытии трещин в среде с повышенной влажностью (на открытом воздухе и в грунте) и в агрессивной среде, например, в мостовых конструкциях, на которые наносится противогололедная соль.

Расчет для непродолжительного раскрытия трещин определяют с учетом совместного действия постоянных и временных (длительных и кратковременных) нагрузок, для продолжительного – с учетом только постоянных и временных длительных нагрузок.

Необходимо отметить, что указанные выше расчетные значения характеристик АКП и предельно допустимые значения ширины раскрытия трещин в бетоне приведены в [5, 9] для общестроительных конструкций, не работающих в контакте с морской водой.

Для сравнения приведем значения $a_{\text{крс,ult}}$ для ненапряженных железобетонных конструкций, которые принимают в соответствии [10] из условия обеспечения сохранности арматуры классов А240... 600, В500, равными:

- 0,40 мм при непродолжительном раскрытии трещин,
- 0,30 мм при продолжительном раскрытии трещин.

В соответствии с [11] требования к трещиностойкости железобетонных конструкций при воздействии средне-агрессивной среды, к которой в данном документе относят морскую воду по степени агрессивного воздействия на металлические конструкции, предельно допустимая ширина продолжительного раскрытия трещин равна 0,10 мм.

Для неметаллической композитной арматуры, в том числе высокомодульной (ВМ) ширина раскрытия трещин, минимальная толщина защитного слоя и марка бетона по водонепроницаемости из условия коррозии арматуры не нормируются.

В средах, характеризующихся периодическим смачиванием и капиллярным всасыванием растворов хлоридов, трещины шириной раскрытия более 0,10 мм при непродолжительном раскрытии и 0,05 мм при продолжительном раскрытии в бетоне защитного слоя железобетонных конструкций не допускаются [11].

В 2014 г. «Крыловским государственным научным центром» совместно с ОАО ЦКБ «Монолит» были изготовлены и проведены испытания опытных крупномасштабных конструкций из бетона с АКП с целью экспериментальной проверки технологических решений, использованных при изготовлении таких конструкций, в частности, рекомендуемых в [5, 6] для заделки концов АКП, а также прочности, работоспособности и сопротивления трещинообразованию в бетоне конструкций при статических и циклических нагрузках и, в конечном итоге, с целью оценки возможности использования нового конструкционного материала при создании корпусов крупных морских плавучих сооружений из армированного бетона.

Были изготовлены и испытаны две балки в виде удлиненной плиты толщиной 0,3 м с габаритными размерами в плане 1,2×4,6 м на чистый изгиб и две балки-стенки двутаврового сечения толщиной стенки 0,18 м и с габаритными

размерами 4,6×0,5×1,26 м. Общие виды опытных балок на испытательной машине представлены на рис. 2 и рис. 3. Одна из двух балок одного типа была армирована базальтокомпозитными стержнями (АБК), а другая углекомпозитными (АУК). Испытания проводились на поперечный изгиб по четырехточечной схеме нагружения на статическую и циклическую нагрузки. Нагружались балки вначале кратковременной статической нагрузкой ступенями с измерениями на каждой ступени ширины раскрытия трещин в бетоне, деформаций стержней АКП и бетона, а также прогибов, а затем, после появления в бетоне трещин с шириной раскрытия, равной или несколько превышающей принятые при испытаниях допустимые значения $a_{\text{крс,ult}} = 0,30$ мм, циклической на базе 5000 циклов.



Рис. 2. Испытания опытной конструкции в виде удлиненной плиты из бетона с АКП на поперечный изгиб



Рис. 3. Испытания опытной конструкции в виде балки-стенки из бетона с АКП на поперечный изгиб

После проведения испытаний на циклическую нагрузку опытные конструкции нагружались статической нагрузкой ступенями до разрушения.

Основным результатом проведенных испытаний стало получение экспериментальных данных об особенностях технологии изготовления бетонных конструкций с АКП, о процессах деформирования конструкций, образования и развития трещин в бетоне, о работе АКП в составе высоконагруженных бетонных конструкций и др.

На рис. 4–5 приведены графики зависимости средних значений ширины раскрытия трещин в бетоне от количества циклов нагружения опытных конструкций. Как следует из графиков, развитие процесса трещинообразования в основном происходило на начальном этапе циклического нагружения от 0 до 500 циклов, на котором ширина раскрытия трещин увеличивалась примерно на 5–10%, а затем процесс трещинообразования стабилизировался на достигнутом в начале нагружения уровне.

Необходимо отметить, что процесс появления и развития наклонных трещин в стенке балок двутаврового сечения заметно отличался от процесса появления и развития нормальных к продольной оси трещин в растянутом пояске. Основным отличием являлось то, что уже на этапе стати-

ческого нагружения наклонные трещины развивались более динамично, при своем появлении они имели большую ширину раскрытия, чем нормальные, и быстрее достигали принятой при проведении испытаний предельно допустимой ширины раскрытия $a_{\text{кр,ult}} = 0,30 \text{ мм}$.

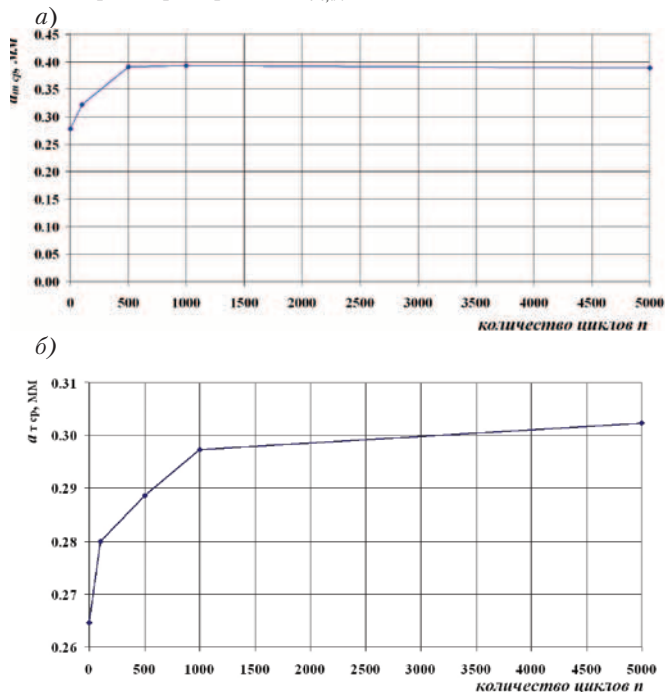


Рис. 4. Графики зависимости средних значений ширины раскрытия трещин в бетоне балки в виде удлиненной плиты: а – с базальтокомпозитной арматурой $\varnothing 12 \text{ мм}$ от количества циклов нагружения при уровне напряжений в арматуре 110 МПа; б – с углекомпозитными стержнями $\varnothing 8 \text{ мм}$, от количества циклов нагружения при уровне напряжений в арматуре 220 МПа

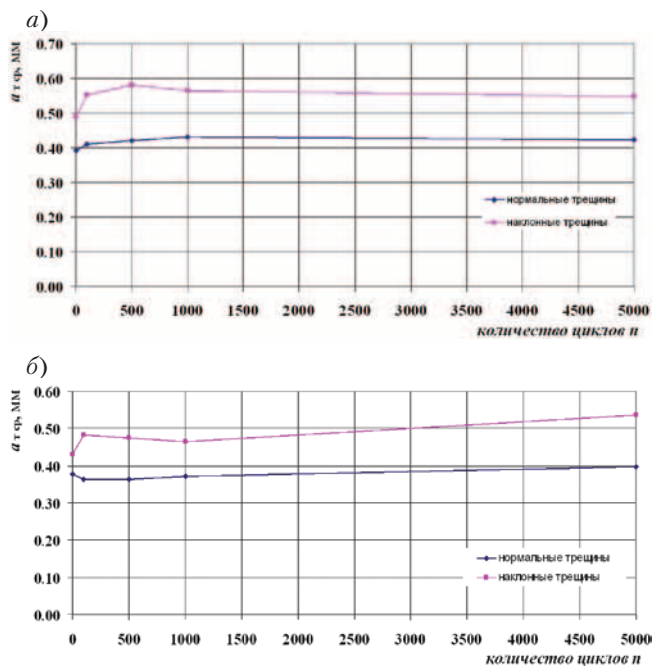


Рис. 5. Графики зависимости средних значений ширины раскрытия трещин в бетоне балки-стенки: а – с базальтокомпозитной арматурой $\varnothing 12 \text{ мм}$ от количества циклов нагружения при уровне напряжений в арматуре 160 МПа; б – с углекомпозитной арматурой $\varnothing 8 \text{ мм}$ от количества циклов нагружения при уровне напряжений в арматуре растянутого пояса 295 МПа

Кроме того, из приведенных на рис. 4–5 данных следует, что трещины в бетоне достигали предельно допустимой

ширины раскрытия при уровне напряжений в арматуре значительно меньших расчетных значений (см. табл. 2). Это объясняется, с одной стороны тем, что опытные балки имели по техническим причинам относительно низкие коэффициенты армирования поперечных сечений, а с другой стороны, это говорит о том, что проблема сопротивления балочных конструкций из бетона с АКП процессам трещинообразования в бетоне стоит достаточно остро.

Арматура в опытных конструкциях благодаря качественной заделке (анкеровке) концов работала вплоть до полного их разрушения. Так, по результатам измерения деформаций арматуры в балках-плитах на последней ступени нагружения перед разрушением наибольшие напряжения в базальтокомпозитной арматуре достигали 790 МПа, а в углекомпозитной арматуре 1200 МПа.

Повышенное внимание, уделенное при проведении испытаний анкеровке концов АКП и процессам трещинообразования в бетоне, обусловлено, с одной стороны, низким или пониженным модулем упругости АКП по сравнению со стальной арматурой, пониженной прочностью сцепления АКП с бетоном, и, с другой стороны, относительно жесткими требованиями Правил [1] к ширине раскрытия трещин в бетоне. В Правилах РМРС [1] ширина раскрытия трещин в бетоне железобетонных конструкций, находящихся в контакте с морской водой, ограничена величиной $a_{\text{кр,ult}} = 0,10 \text{ мм}$, а в конструкциях вне контакта с морской водой ограничена величиной $a_{\text{кр,ult}} = 0,20 \text{ мм}$, которые приняты из условия обеспечения сохранности стальной арматуры на весь срок эксплуатации сооружения.

При проектировании морских плавучих сооружений даже из обычного железобетона иногда трудно решается проблема соблюдения требований норм по предельным состояниям второй группы, в частности, соблюдения требований по ограничению ширины раскрытия наклонных трещин в связях, работающих в условиях действия значительных по величине перерезывающих сил. В Правилах РМРС [1] существует следующее условие, ограничивающее уровень касательных напряжений τ , являющихся основной причиной появления и развития наклонных трещин в бортах и переборках корпусов:

$$\tau \leq [\tau] = 1,85 \cdot R_{\text{bt,ser}}$$

где $[\tau]$ – допустимый уровень касательных напряжений, $R_{\text{bt,ser}}$ – предел прочности бетона на растяжение.

Как показывает опыт проектирования и эксплуатации морских плавучих сооружений из железобетона, это условие, направленное на сдерживание развития процесса трещинообразования по наклонным сечениям, в большинстве случаев оправдывает себя, но все же является относительно жестким. Наклонные трещины в бетоне после их появления при дальнейшем нагружении конструкции могут достаточно быстро развиваться, как показали и данные испытания, и достигать иногда допустимой ширины раскрытия при уровне касательных напряжений даже несколько меньших предельно допустимых значений. Важно установить, насколько реально усложняется эта проблема при применении АКП.

Принимая во внимание, что АКП устойчива к коррозии и не подвержена «скрытой» коррозии, которой подвержена стальная арматура вследствие проникания морской воды через трещины в защитном слое бетона с последующим разбуханием стержня и отслаиванием защитного слоя бетона, в случаях, когда ширина раскрытия трещины превышает допустимую [1], есть все основания к пересмотру допустимой ширины раскрытия трещин при применении АКП в сторону ее увеличения. При пересмотре следует иметь в виду, что при изгибе всегда имеется сжатая зона, и водонепроницаемость армированных бетонных элементов

всегда будет обеспечена даже при несколько увеличенной ширине раскрытия трещин по сравнению с допустимой Правилами [1].

В целом результаты испытаний подтвердили принципиальную возможность использования АКП в корпусных конструкциях морских плавучих сооружений, вместе с тем был выявлен большой круг технических проблем и вопросов, которые должны быть решены для обеспечения требуемой прочности и работоспособности композитных конструкций на основе бетона с АКП в морских условиях на весь срок эксплуатации.

К числу первоочередных проблем относятся:

1. Определение и обоснование допустимой ширины раскрытия трещин в бетоне конструкций корпусов морских плавучих сооружений из армированного композитными полимерными стержнями бетона. Как указано выше, основания для пересмотра допустимой ширины трещин в бетоне, принятой в [1], имеются. Для определения и обоснования допустимой ширины трещин необходимо провести соответствующий объем экспериментальных и теоретических исследований, обобщить отечественный и зарубежный опыт проектирования, постройки и эксплуатации несущих конструкций из бетона с АКП в строительной и в других областях. В решении проблемы о допустимой ширине трещин наиболее целесообразным следует считать дифференциальный подход с учетом конкретных условий работы конструкции. Например, в районе переменной ватерлинии, где бетон подвергается периодическому замораживанию и оттаиванию, высыханию и насыщению водой, и др. воздействиям, допустимая ширина трещин вероятнее всего может быть оставлена такая же, как в [1]. В конструкциях, которые постоянно находятся под водой или на открытом воздухе, величина ее может быть пересмотрена в сторону увеличения.

2. Разработка технологии и организация производства композитных тросов повышенной несущей способности на основе углеволокна, разработка анкерных устройств для заделки концов тросов, а также специального оборудования и технологии натяжения тросов достаточной большой длины на бетон для создания предварительного напряжения сжатия в бетонных корпусных конструкциях с целью повышения их сопротивления процессу трещинообразования в бетоне.

3. Разработка нормативно-технической документации на проектирование, постройку и эксплуатацию корпусов морских плавучих сооружений из бетона, армированного композитными полимерными стержнями.

Остальные проблемы и вопросы, связанные со спецификой свойств АКП, такие как стыковка арматуры, локальные усиления с применением стержней из маломагнитной стали и др., могут быть решены в процессе проектирования корпусов морских плавучих сооружений из бетона с АКП.

ИСТОЧНИКИ

1. Правила постройки корпусов морских судов и плавучих сооружений с применением железобетона, Российский морской регистр судоходства, 2000.
2. АСИ440/1R-06. Руководство по проектированию и постройке бетонных конструкций, армированных стержнями из полимеров, армированных волокнами.
3. *Бенмокрэйи Брахим*. Доклад «Применение композитной арматуры в бетонных конструкциях». – М., 2012.
4. Technical report «Strengthening structures with externally prestressed tendons», Hakan Nordin, Department of Civil and Environmental Engineering Division of Structural Engineering, 2006.
5. ГОСТ 31938–2012. Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Общие технические условия. – М.: Стандартинформ, 2014.
6. ГОСТ 32492–2013. Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Методы определения физико-механических характеристик. – М.: Стандартинформ, 2014.
7. ГОСТ 32486–2013. Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Методы определения характеристик долговечности. – М.: Стандартинформ, 2014.
8. ГОСТ 32487–2013. Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Методы определения характеристик стойкости к агрессивным средам. – М.: Стандартинформ, 2014.
9. Изменение № 1 к СП 63.13330.2012, М., 2012.
10. СП 63.13330.2012, Актуализированная редакция «СНиП 52–01–2003. Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения». М., 2012.
11. СП 28.13330.2012. Защита строительных конструкций от коррозии. (Актуализированная редакция СНиП 2.03.11–85).
12. ГОСТ 30247.0–94. Конструкции строительные. Методы испытания на огнестойкость. Общие требования. – М., 2003.
13. ГОСТ 30403–2012. Конструкции строительные. Методы испытаний на пожарную опасность. – М., 2014. ■

Основной трудностью обеспечения современных работ на континентальном шельфе морей является постоянно растущее удаление перспективных нефтегазозаботок от районов с развитой промышленной инфраструктурой в сочетании с жесткими рамками сроков действия лицензионных соглашений. Поэтому в практике постройки морских добычных и разведочных платформ все большее распространение получает ускоренная технология. Крупногабаритные блоки будущих платформ с наиболее полным насыщением изготавливаются параллельно на разных верфях в зависимости от специализации, а затем транспортируются на специальных большегрузных судах и стыкуются в море по возможности сразу на точке перспективной разработки способом «надвига на плаву».

Суть способа состоит в установке блоков уже на необходимой высоте, благодаря опорному устройству. Горизонтальные смещения определяются положением транспортного судна, а вертикальные – его жесткостью и балластировкой. Исключительная точность наведения и совмещения силовых элементов конструкций обеспечивается предварительно установленными стыкующими устройствами.

В России такая стыковка впервые была осуществлена компанией «Сахалин Энерджи» с участием специалистов ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова для платформы «Лунская-А» на шельфе о. Сахалин еще июне 2006 г. Верхнее строение платформы (ВСП) было построено в Южной Корее на верфи «Samsung». Вес верхнего строения – 22 000 т.

Для транспортировки верхнего строения платформы на Сахалин была построена уникальная Т-образная баржа габаритными размерами 190×92 м. На баржу верхнее строение поднималось домкратами и размещалось на транспортной силовой раме (рис. 1).



Рис. 1. Транспортировка верхнего строения платформы «Лунская-А» с силовой рамой на барже

Баржа с верхним строением была размещена между опорами железобетонного основания с упором перекладки Т через кранцы в торцевые колонны гравитационного железобетонного основания и массивная конструкция верхнего строения посредством балластировки судна была вертикально опущена на опоры основания (рис. 2). Верхнее строение было прикреплено к опорам скользящего типа. Опоры скользящего типа размещены под верхним строением платформы, чтобы обеспечить его подвижность во время землетрясения, в то время как железобетонные основания гравитационного типа остаются неподвижны на морском дне.

В 2007 г. по подобному сценарию было установлено верхнее строение весом 28 000 т на платформе «Пильтун-Астоское-Б» на шельфе о. Сахалин.

Но абсолютным мировым рекордсменом здесь является верхнее строение платформы «Беркут», установленное в июне

ОЦЕНКА РЕАКЦИЙ ОПОРНЫХ УСТРОЙСТВ ПРИ БЕЗОПАСНОЙ ОТГРУЗКЕ И ТРАНСПОРТИРОВКЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ МОРСКИХ ПЛАТФОРМ НА ПАЛУБЕ ТРАНСПОРТНОГО СУДА

*Н.Г. Попов, ст. науч. сотрудник
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. (812) 415 4573*



Рис. 2. Платформа «Лунская-А» компании «Сахалин Энерджи» на шельфе о. Сахалин



Рис. 3. Отправка ВСП платформы к месторождению Аркутун-Даги на шельфе о. Сахалин

2014 г. В рамках проекта «Сахалин-1» надвигом на плаву на месторождении Аркутун-Даги (рис. 3). Вес верхнего строения составил 42 695 т при весе 24-метровой высоты транспортной фермы 5135 т.

Наиболее ответственным элементом процесса надвига на плаву платформы является стадия отгрузки и морской транспортировки блоков. Возникающие чрезмерные локальные реакции опорного устройства вследствие передачи веса при неполном опирании и возможные дополнительные ускорения при качке могут легко повредить перевозимые блоки крупногабаритных конструкций.

Обеспечение безопасности при отгрузке и транспортировке блоков нижнего основания для новых конструкций обычно не представляет больших проблем. Конструкции нижних оснований спроектированы и рассчитаны на значительные рабочие давления вследствие волновых и, возможно и ледовых воздействий, а также различных доковых нагрузок.

Печальное исключение здесь составляют частично обработанные основной ресурс шельфовые конструкции, имеющие существенный износ, который приводит к значительным деформациям и нарушениям сплошности их элементов, производящие к возможной потере устойчивости и водонепроницаемости (трещины в корпусе) под действием местных реакций, передаваемых на корпус при морской транспортировке на опорном устройстве. Последующая буксировка платформы в водоизмещающем положении приводит к фильтрации воды через трещины в крайние танки и, как следствие, к потере остойчивости и опрокидыванию с гибелью 53 человек 18 декабря 2011 г., СПБУ «Кольская».

К тонкостенным изящным конструкциям блоков верхних строений в отличие от блоков нижнего основания морских платформ требования водонепроницаемости правилами обычно не предъявляются, на сколько-нибудь значительные давления, а также на динамические воздействия со стороны моря они не рассчитаны и в эксплуатационных условиях в большинстве своем расположены высоко над уровнем моря. Любые избыточные усилия и давления в процессе транспортировки могут привести к разрушениям блоков верхнего строения.

Обеспечение безопасной транспортировки блоков делает актуальной разработку способа оценки их реакций по поверхности контакта с элементами опорных устройств.

Решение задач контакта поверхностей во многих случаях весьма затруднено и связано с решением краевых интегральных уравнений [1, 2]. Ю. А. Шиманским [3] в свое время применительно к постановке судов в док был предложен расчетный подход, который в дальнейшем был развит А. Г. Архангородским [4], А. А. Курдюмовым [5] и В. В. Козляковым [6] с использованием некоторых приведенных значений нагрузок и жесткостей судна и дока. Были разработаны рекомендации, которые и сейчас используются в практике судостроения, а некоторые результаты по оценке неравномерности реакций частично отражены в Правилах по морской транспортировке грузов [7].

Определенным недостатком ранее разработанного подхода является ориентация на сплошную непрерывную опорную поверхность килевых дорожек в доке, в то время как современные опорные устройства содержат отдельные дискретные опоры на палубах транспортных судов.

Влияние смещения опор для определения усилий ввиду трудоемкости вычислений выполняется приближенно с использованием модели балки на непрерывном упругом основании. Подход не позволял оценить изменение реакций опор на волнении, что делало его малоприменимым для расчетов усилий и моментов в случае морской транспортировки.

Жесткость конструкций дока при постановке задачи предполагалась, как правило, преобладающей, в то время как транспортировка модулей может выполняться достаточно гибкими баржами, как это было осуществлено, к примеру, при транспортировке вспомогательного модуля верхнего строения для МЛСП «Приразломная» вокруг Скандинавии из Выборга в Северодвинск (рис. 4).

Кроме того, докуемое судно по всей длине имеет примерно одинаковый момент инерции, в то время как изменение жесткости верхнего строения по его длине – функция, скорее, кусочно-гладкая.

С учетом обнаруженных особенностей существующего подхода представилось целесообразным рассмотреть транспортное судно и перевозимый блок как две уравновешенные связанные жесткостные системы, взаимодействующие через опоры и загруженные весовыми нагрузками и сдвиговыми компонентами усилий. Величины усилий и изгибающих моментов предполагается определять, используя классический подход метода сил при расчете рамной конструкции.



Рис. 4. Морская транспортировка вспомогательного модуля с «Выборского судостроительного завода» на МЛСП «Приразломная»

Пусть перевозимый блок является верхним ригелем рамы имеет осевую жесткость E_f/l и изгибную Ei/l , где l – длина блока вдоль судна, f и i – площадь и момент инерции поперечного сечения блока, E – модуль Юнга.

У транспортного судна (баржи) – нижнего ригеля рамы – осевая жесткость составляет EF/L , изгибная жесткость судна EI/L , где F и I – площадь и момент инерции поперечного сечения судна (рис. 5).

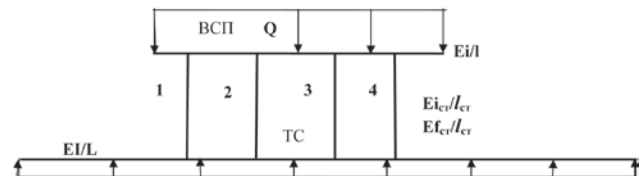


Рис. 5. Расчетная модель морской транспортировки модуля ВСП на палубе транспортного судна

Особую роль в настройке всей системы на правильную работу играют стойки опорного устройства. Именно сбалансированное сочетание их осевой $Ef_{ст}/l_{ст}$ и изгибной $Ei_{ст}/l_{ст}$ жесткостей обеспечивает их работу как системы продольных и вертикальных пружин, создающих необходимые и допускаемые перемещения и усилия для обеспечения прочности и безопасной транспортировки блока.

Из условий последующего монтажа блоков верхнего строения на точке, а также для обеспечения прочности транспортируемого блока изгибная жесткость судна по отношению к жесткости блока может оказаться недостаточной, если величины сопоставимы

$$EI/L \sim Ei/l, \quad (1)$$

то для транспортировки тяжелого и высокого крупногабаритного блока верхнего строения должна быть изготовлена промежуточная конструкция – транспортная ферма или рама (см. рис. 1 и рис. 3). Основное прочностное назначение рамы или фермы – создание необходимой жесткости, обеспечивающей отсутствие и перераспределение избыточных реакций, которые бы могли повредить объект в процессе морской транспортировки.

Силовая транспортная рама в состоянии принципиально изменить изгибную жесткость судна в соответствии с критерием (1), если с использованием всевозможных инженерных приемов станет возможным ее эффективное включение в общий изгиб судна, как это было в свое время сделано автором применительно к транспортировке вспомогательного модуля верхнего строения для МЛСП «Приразломная» (см. рис. 4).

Длина транспортной рамы при этом должна быть не менее длины перевозимого блока, поскольку возможную избыточную реакцию дает не абсолютная величина прогиба баржи, а разница между прогибами в расчетных опорных сечениях блоков.

На величину прогибов и напряжений в сечениях транспортируемого объекта влияют:

- изгибная жесткость конструкции объекта,
- изгибная жесткость судна – транспортера,
- жесткость транспортной рамы (если она необходима),
- осевая и изгибная жесткость стоек опорного устройства,
- балластировка судна – транспортера.

Для оценки реакций при отгрузке и транспортировке предлагается использовать следующий алгоритм решения задачи:

1. Вычисляются все параметры жесткости блока и судна.
2. В соответствии с критерием (1) решается вопрос о необходимости и конструкции транспортной силовой рамы, возможности и необходимости её включения в общий изгиб транспортного судна.

3. Изгибная жесткость судна при необходимости корректируется в соответствии с наличием рамы.

4. Собирается расчетная модель для рассматриваемого транспортного положения блока. В наиболее общем случае модель представляет собой вертикальную раму, где роль нижнего и верхнего ригеля играют транспортное судно и блок, а стойками являются палубные фундаменты опорного устройства (см. рис. 5). Смещения из плоскости рамы не учитываются. Рассматриваются вертикальные реакции при изгибе транспортного судна.

5. Осевая и изгибная жесткость стоек опорного устройства подбираются методом последовательных приближений таким образом, что обеспечивается более равномерное нагружение опорных конструкций.

6. При необходимости осуществляется дополнительная балластировка транспортного судна для создания наиболее благоприятного напряженно-деформированного состояния конструкций блока и транспортного судна.

Продемонстрируем применимость разработанного подхода к оценке неравномерности реакций опорных устройств на примере стадий транспортировки крупногабаритного модуля верхнего строения ППБУ «Полярная звезда» и «Северное Сияние».

Вес модуля ВСП для обеих платформ составлял $Q = 20\,000$ т, длина прочной конструкции модуля за вычетом выступающих вторичных связей составляет $l = 84,48$ м, высота ВСП – 9 м, положение нейтральной оси – 3,8 м от днища.

Длина транспортного судна $L = 206$ м, высота борта $h = 13,8$ м, ширина $b = 42,0$ м.

Согласно критерию (1) для $l/i = 5,3$ имеем

$$((EI/L)/(Ei/l)) \geq 2. \quad (2)$$

Следовательно, если отсутствуют какие-либо специальные требования со стороны заказчика по транспортировке бурового оборудования, то дополнительная транспортная рама для модуля на данном судне не требуется.

Безопасное напряженно-деформированное состояние судна и модуля могут быть обеспечены выбором жесткостей стоек и балластировками судна-перевозчика.

Рассмотрим первую стадию транспортировки модуля верхнего строения по постройной набережной до его надвига на судно.

На этой стадии жесткость судна не участвует в формировании реакций и модуль может быть рассмотрен как балка изгибной жесткостью Ei/l , уложенная на четыре опоры конечной жесткости (рис. 6).

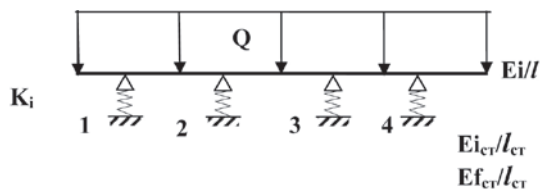


Рис. 6. Модель транспортировки модуля ВСП по постройной набережной

Таким образом, задача может быть решена в форме известной теоремы о пяти моментах. Трудность метода состоит в большой трудоемкости вычисления грузовых членов разрешающей системы уравнений, учитывающей просадки и податливость опор. Но полученное однократно аналитическое решение позволяет в дальнейшем сократить объем последующих вычислений.

Каждая опора состоит из стальной домкратной и опорной бетонной частей, а также имеет деревянные прокладки толщиной $h_3 = 0,2$ м. Определяя жесткость опор на стадии заводской отгрузки подвижные домкратные башмаки длиной $l_1 = 3,0$ м и шириной полоза $b_1 = 0,6$ м с допустимой просадкой под нагрузкой $P = 800$ тс не более $\Delta_1 \approx 1$ мм согласно паспортным данным, передвигаются по стальным направляющим с поперечным сечением в форме швеллера, уложенного стенкой толщиной 30 мм на бетонные блоки шириной $b_2 = 1,4$ м и высотой $h_2 = 3,5$ м, которые и определяют основную осевую жесткость бетонной части опор:

$$\Delta_2 = P \cdot h_2 / E_2 / (b_1 \cdot l_1) = 0,5 \text{ мм}. \quad (3)$$

Здесь и в дальнейших расчетах использовались следующие значения модулей упругости материалов: сталь – $E_1 = 20 \cdot 10^6$ т/м², бетон армированный – $E_2 = 3 \cdot 10^6$ т/м², древесина – $E_3 = 6 \cdot 10^3$ т/м² (поперечное смятие).

Наиболее податливой оказалась деревянная подушка, обжатие под нагрузкой $P = 800$ тс составило

$$\Delta_3 = P \cdot h_3 / E_3 / (b_2 \cdot l_1) = 6 \text{ мм}. \quad (4)$$

Значение коэффициента жесткости опор при транспортировке по постройной площадке определится как

$$K_i = P / (\Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3) = 1,067 \cdot 10^5 \text{ т/м}. \quad (5)$$

Расчетные уравнения при перемещении балки по постройной площадке имеют вид

$$\begin{aligned} & \frac{M_{i-1}l_i}{6} + \frac{M_i l_i}{3} + \frac{q_i l_i^3}{24} + \\ & + E i_i \left(\frac{f_i - f_{i-1}}{l_i} - \frac{f_{i+1} - f_i}{l_{i+1}} \right) = \\ & = \left(-\frac{M_{i+1}l_{i+1}}{6} - \frac{M_i l_{i+1}}{3} + \frac{q_{i+1} l_{i+1}^3}{24} \right) \cdot \xi \\ & f_i = 1/K_i \cdot \left(\frac{M_i - M_{i-1}}{l_i} + \frac{M_i - M_{i+1}}{l_{i+1}} + Q_{i-1,i} + Q_{i+1,i} \right); \\ & \xi = \frac{l_i}{l_{i+1}}. \end{aligned} \quad (6)$$

Результаты представлены в табл. 1 для абсолютно жестких опор, бетонных опор со стальными конструкциями и полной конструкции опор с включением деревянной подушки.

Таблица 1
Результаты расчетов наибольших изгибающих моментов и реакций опорного устройства при заводской отгрузке модуля ВСП ППБУ «Полярная звезда»

Опорное устройство	M_{max} , тм	M_{min} , тм	R_1 , т	R_2 , т	R_3 , т	R_4 , т	σ_{max} , МПа	σ_{min} , МПа
Абс. жесткое	23 470	-8990	5890	4300	3420	6390	38	-14,6
Сталебетонное	23 470	-11 750	5610	4320	4340	5730	-	-19,1
Полное	23 470	-15 140	5260	4660	4760	5320	-	-24,6

Результаты показывают, что специально организованные свесы модуля удерживают неизменным максимальный опорный момент M_{max} в верхнем строении, в то время как с увеличением и учетом податливости опорного устройства пролетные значения моментов M_{min} и вызываемые ими напряжения σ_{min} неуклонно возрастают, но находятся в безопасной области значений.

Правильным подбором жесткости составных частей опорного основания на стадии заводской отгрузки (табл. 2) удалось добиться более равномерного распределения опорных реак-

ций. Расчетное отклонение опорных реакций под модулем ВСП от среднего составляет не более $\pm 7\%$.

Таблица 2

Жесткость опор и неравномерность реакций опорного основания

Опорное устройство	Жесткость опор, т/м	Отклонение, т	Неравномерность, %
Абс. жесткое	∞	1580	32
Сталебетонное	$5,33 \cdot 10^5$	730	14,6
Полное	$1,067 \cdot 10^5$	340	7

Стадия заводской отгрузки заканчивается надвигом модуля на судно. Операция проводится поэтапно, по мере приращения части веса блока, переносимого на опорное устройство судна с опережающей балластировкой. Длительность такой операции может составлять от нескольких часов до нескольких суток. Суть операции – в постепенном подключении жесткости судна для поддержки веса модуля ВСП, поэтому расчетной моделью на этом этапе является в соответствии с разработанным подходом рама, но уже с жесткостями судового опорного устройства.

В целях оценки безопасности и обеспечения конструктивной прочности на стадии отгрузки на судно блока верхнего строения на базе представленного расчетного подхода была выполнена оценка изгибающих моментов и реакций опорных устройств. При этом особое внимание уделялось конструктивному исполнению опор в целях увеличения их податливости вдоль судна и снижения чрезмерных усилий, передаваемых на ВСП. Для этого все четыре стальные опоры были изготовлены в виде П-образной рамы с разносящим фундаментом по палубе транспортного судна во избежание её продавливания. На ригеле такой рамки устанавливалась деревянная подушка, выполненная из древесины специальных пород для снижения передаваемого момента с судна на ВСП и совмещенная с переборками модуля ВСП. Стойки опорной рамки располагались в сечениях рамных балок транспортного судна. Расчеты были выполнены первоначально для судна без балласта (рис. 5).

Результаты расчетов показали опасную величину реакций и существенную их неравномерность между опорами, когда центральная часть пытается оторваться от модуля и тем догружает крайние опоры. Изгибные напряжения в модуле ВСП существенно возрастают, но продолжают находиться в допустимом диапазоне. При этом у крайних опор в корпусе транспортного судна регистрируются статические изгибающие моменты до 0,64 от предельно допустимой их величины.

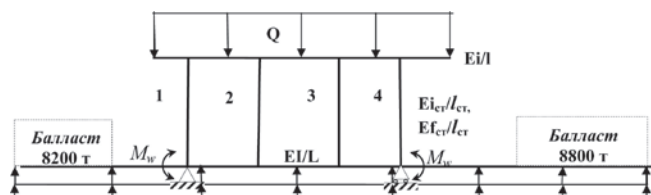


Рис. 7. Расчетная модель транспортной конструкции в балласте

Недопустимая величина полученных реакций и изгибающих моментов потребовала введения корректирующей балластировки судна. Такая балластировка была выполнена путем приема в балластные отсеки судна порядка 17 000 т балластной воды. Расчетная схема загрузки транспортной конструкции при рамной топологии расчетной модели для случая балластировки представлена на рис. 7.

Путем балластировки удалось добиться значительного снижения реакций и изгибающих моментов в корпусе судна и модуля ВСП до безопасных значений. Разница между осадками носом и кормой судна при этом не превышала

0,12 м. Появился резерв, который мог быть использован для повышения безопасности всей транспортной конструкции при морском переходе.

По Правилам РМРС [8] для условий морского перехода при волнении с $h_w = 9,8$ м волновой момент составит:

$$M_w = 190h_w c_b BL^2 \cdot \alpha \cdot 10^{-3} = 282000 \text{ тм};$$

$$M_w = -110h_w BL^2 (c_b + 0.7) \cdot \alpha \cdot 10^{-3} = -297000 \text{ тм} \quad (7)$$

и допустимые параметры при наибольшей волне с учетом балластировки представлены в третьей и четвертой строках табл. 3.

Таблица 3

Изгибающие моменты и реакции опорного устройства на стадии морской погрузки и транспортировки модуля ВСП ППБУ «Полярная звезда»

Транспортное судно	Судно		$R_1, \text{т}$ сжатие	$R_2, \text{т}$ сжатие	$R_3, \text{т}$ сжатие	$R_4, \text{т}$ сжатие	Модуль	
	$M_{\text{max}}, \text{тм}$	$M_{\text{min}}, \text{тм}$					$M_{\text{max}}, \text{тм}$	$M_{\text{min}}, \text{тм}$
Без балласта	315 600	235 000	8750	1210	710	9330	39 800	-36 200
В балласте	93 200	46 500	5610	4660	4230	5687	-23 470	2000
Балл. + волна	380 000	305 000	2010	8325	7450	2200	-61 000	-38 000
Балл. – волна	-236 000	-310 000	8800	1000	1030	9150	-36 000	40 000

Допустимый изгибающий момент согласно эксплуатационным паспортным данным транспортного судна составлял $[M]=400 000 \text{ тм}$.

Расчеты волновых изгибающих моментов при морском переходе судна показывает допустимость транспортировки рассматриваемого блока ВСП на волнении не более 8 баллов. Напряжения в транспортируемом блоке на данном режиме не превышают трети от предела текучести материала ВСП.

Представленный расчетный подход на базе рамной идеализации конструкции взамен балочной, использованной ранее, позволяет создавать более эффективные конструкции опорного устройства и оценивать его реакции для случаев транспортировки крупных блоков на достроечной набережной, а также при погрузке и перевозке на транспортном судне на волнении и в балласте.

Использование разработанного подхода применительно к транспортировке модулей верхних строений ППБУ «Полярная звезда» и «Северное Сияние» позволило прогнозировать усилия реакций опорного основания, а также подтвердило действенность его при обеспечении прочности конструкций и безопасности операции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Биргер И. А. Некоторые математические методы решения инженерных задач. – М.: Машиностроение, 1956.
2. Моссаковский В. И., Гудрамович В. С., Макеев Е. М. Контактные задачи теории оболочек и стержней. – М.: Машиностроение, 1978.
3. Справочник по строительной механике корабля. / Под ред. акад. Ю. А. Шиманского. – Т. 3. – 1960.
4. Архангородский А. Г., Попов В. Г., Чернышов О. Л. Расчет постановки судна в док по заданной кривой реакций // Тр. НКИ. – 1959. – Вып. XVIII.
5. Курдюмов А. А. Применение обобщенного метода последовательных приближений к определению реакций кильблоков при постановке судов в док // Судостроение. – 1957. – № 10.
6. Козляков В. В., Ильин В. А., Репин С. П. Тензометрическая установка для контроля прочности плавучих доков. // Тр. ЛКИ. – 1962. – Вып. XXXV.
7. Правила безопасности морской перевозки крупногабаритных и тяжеловесных грузов (КПГ). РД № 31.11.21.24–96, М., 1997.
8. Правила классификации и постройки морских судов. Российский морской регистр судоходства, т. 1, 2016. ■

Морские ледостойкие стационарные платформы (МЛСП) в Арктике и на Дальнем Востоке работают в исключительно суровых и жестких эксплуатационных условиях. Сооружения в целом и отдельные их конструкции подвергаются различным воздействиям и нагрузкам высокой интенсивности. Кроме ледовых нагрузок они испытывают волновые, ветровые, сейсмические, от течения, большие температурные колебания, абразивные воздействия льда, коррозионный износ и др.

Ледовые нагрузки и воздействия являются определяющими для расчетов основных параметров конструкций. Отметим, что локальные давления в первый момент соприкосновения ледового поля с элементами конструкций ледового пояса значительно превосходят по величине средние расчетные значения давлений, обусловленные глобальной нагрузкой, когда конструкция нагружена в целом. Они в зависимости от площади контакта ледового поля с преградой могут в несколько раз (до 3 раз и более) превышать средние расчетные значения давлений [1]. В расчетах ледового пояса необходимо учитывать также динамический характер ледовых нагрузок.

Освоение арктических районов северных морей связано с необходимостью строительства массивных гравитационных опорных оснований кессонного типа, которые рассматриваются как жесткие конструкции и рассчитываются на однократное экстремальное воздействие льда при глобальной горизонтальной нагрузке в несколько десятков тысяч тонн. В качестве конструкционного материала для опорных оснований используется железобетон или его разновидности и судостроительная сталь.

Стальные опорные основания МЛСП имеют серьезный недостаток – большую излишнюю плавучесть. Для компенсации плавучести и создания необходимой прижимной силы к морскому дну, обеспечивающей устойчивость платформы на грунте, требуется принимать кроме жидкого балласта еще и твердый, вес которого иногда может в несколько раз превышать вес самого сооружения и достигать десятков и сотен тысяч тонн [2]. Ледостойкие перекрытия из стали – это многократно статически неопределимые конструкции, состоящие из пластин, ребер жесткости, рам и переборок, иногда в нескольких направлениях, и обычно являются наиболее экономичными. Однако в силу приведенных выше особенностей ледовой нагрузки, когда на относительно небольших участках поверхности перекрытия могут действовать чрезвычайно высокие локальные пики давлений, стальная обшивка перекрытий имеет большую толщину, она может достигать величины 40–50 мм, ребра на обшивке располагаются с небольшим шагом от 300 до 600 мм и имеют достаточно большую высоту. Большие толщины обшивки и маленькая шпация с высокими ребрами вызывают серьезные неудобства при выполнении сварочных работ и удорожают конструкцию.

В таких условиях целесообразно применять железобетонные конструкции и сталебетонные с внешним листовым армированием. Эффективность применения конструкций на основе бетона в составе МЛСП обусловлена несколькими причинами:

- массивность конструкций значительно уменьшает потребность платформ гравитационного типа в твердом балласте;
- современные высококачественные литые бетоны обладают достаточно высокой прочностью и долговечностью в морских условиях. Применяемые для морских сооружений бетоны имеют прочность на сжатие 50,0–80,0 МПа и более;

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ, КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ РЕШЕНИЯ И ПРОЧНОСТЬ СТАЛЕБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ МОРСКИХ ЛЕДОСТОЙКИХ СТАЦИОНАРНЫХ ПЛАТФОРМ

*М.В. Знаменский, инженер,
Л.Н. Подгорный, вед. инженер,
Н.Г. Попов, ст. науч. сотрудник,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. (812) 415 4573*

- в толстостенных несущих конструкциях на основе бетона проблема обеспечения прочности на большие локальные перегрузки от пиков давлений, вызванных ледовыми образованиями, не стоит так остро и решается с помощью существенно более простых и экономичных технических решений, чем в стальных конструкциях. В сталебетонных конструкциях эта проблема достаточно успешно решается за счет использования в качестве внешней арматуры листовой стали толщиной, меньшей примерно в 1,5 раза толщины обшивки стальных конструкций, при этом расстояние между стальными поперечными связями у них будет в 1,5–2,0 раза больше шапации стальных конструкций;
- повышенные теплоизоляционные свойства бетона способствуют лучшей защите внутреннего пространства сооружения от больших колебаний температуры наружного воздуха. Это особенно важно для добычных платформ, которые могут иметь танки для хранения нефти, имеющей достаточно высокую температуру, порядка 40°C.

Важное достоинство сталебетонных конструкций – возможность использовать листовую арматуру в качестве опалубки при выполнении бетонных работ, что, в свою очередь, позволяет укладывать бетон в несколько этапов. Благодаря этому появляется возможность в случаях, когда глубина воды у достроечной набережной меньше проектной осадки, доставлять платформу на акватории с большими глубинами. Еще одним достоинством сталебетонных конструкций является концентрированное расположение несущей арматуры на внешних гранях, что дает возможность сэкономить до 10–15% стали в сравнении с железобетонными конструкциями.

Недостатками сталебетонных конструкций по сравнению с железобетонными являются меньшая коррозионная стойкость из-за непосредственного контакта наружных стальных листов с морской водой и необходимость устройства достаточно дорогостоящего объединительного конструктивного шва по контакту гладкой листовой стали с бетоном для обеспечения совместности их работы при деформировании под нагрузкой.

Сталебетонные конструкции с внешним листовым армированием с наибольшей эффективностью могут применяться в составе ледового пояса, поскольку они имеют лучшую сопротивляемость абразивному истиранию поверхности конструкций льдом при контактном взаимодействии с ним по сравнению с железобетонными. Их целесообразно применять также в днищевых перекрытиях, которые могут подвергаться значительным локальным перегрузкам при взаимодействии с грунтом морского дна. Кроме того, балласт в днищевых конструкциях повышает остойчивость платформы при транспортировке морем.

На сегодня можно привести три примера применения сталебетонных конструкций в составе ледового пояса МЛСП, построенных в нашей стране. Две из них – «Лунская-А» и

«Пильгун-Астохская Б» (рис. 1 и рис. 2) – построены в рамках международного инвестиционного проекта «Сахалин-2» и эксплуатируются на шельфе о. Сахалин. Третья платформа «Приразломная» (рис. 3) построена по заказу российской компании по освоению арктического шельфа ЗАО «Росшельф» и эксплуатируется в восточной части Баренцева моря, где не исключена встреча с многолетними льдами.



Рис. 1. МЛСП «Лунская-А» на шельфе о. Сахалин

Платформы «Лунская-А» и «Пильгун-Астохская Б» состоят из опорного основания в виде железобетонного квадратного в плане понтона с четырьмя железобетонными цилиндрическими опорами на углах (см. рис. 2), которые в районе ватерлинии, в зоне, где действуют ледовые нагрузки, были оборудованы специальными ледозащитными поясами из нержавеющей стали. За достаточно короткий срок стальные пояса на опорных колоннах были частично или полностью сорваны дрейфующим льдом с установленных мест [3]. Одной из причин таких повреждений, с нашей точки зрения, была недостаточная анкеровка стальных листов в бетоне.



Рис. 2. Основание МЛСП «Пильгун-Астохское-Б» в стадии постройки

Наибольший объем сталебетонных конструкций внедрен на платформе «Приразломная». Опорное основание платформы представляет собой кессон в виде усеченной четырехгранной пирамиды со скошенными углами и наибольшими размерами в плане 126×126 м (рис. 3 и рис. 4). В конструкции сталебетонного бортового и днищевое перекрытий опорного основания, общая прочность которого обеспечивается стальными элементами, бетон предпола-



Рис. 3. МЛСП «Приразломная» на арктическом шельфе

галось использовать в основном в качестве твердого балласта во внутренних пространствах двойного борта и дна. Анализ конструктивно-компоновочных решений кессона платформы показал, что бетон целесообразно использовать не только в качестве твердого балласта, но и в качестве конструкционного материала, свойства которого целесообразно использовать для оптимизации стальных конструкций кессона, прежде всего бортов. Важный эффект от заполнения бортовых конструкций кессона бетоном заключается в том, что появилась возможность снизить толщину наружной обшивки ледового пояса бортового перекрытия на 15 мм, а именно, с 47 мм до 32 мм [4]. Это было подтверждено расчетами, выполненными ОАО «ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева» по конечно-элементной программе ДУПР-М [4] и «Крыловским государственным научным центром» (ранее ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова), который использовал классические методы строительной механики и теории железобетона с учетом требований Правил РМРС, СНИП 2.03.01–84 и СНИП 2.06.08–87 [1, 8, 9], и было реализовано на платформе.

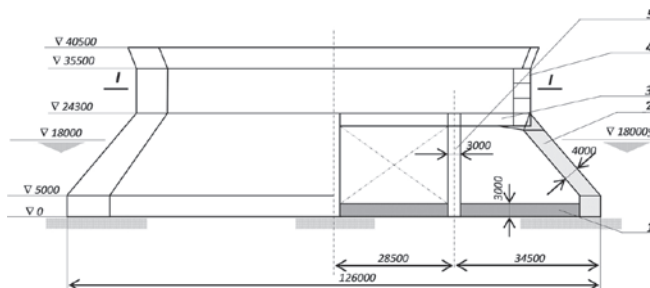


Рис. 4. Сталебетонный борт и днище МЛСП «Приразломная»

1 – двойное дно, заполненное бетоном; 2 – сталебетонный борт; 3 – крыша кессона; 4 – дефлектор; 5 – коффердам

Основной конструктивной особенностью сталебетонных перекрытий является наличие внешней или применительно к перекрытиям – наружной и внутренней листовой арматуры, поперечных диафрагм, бракет, соединяющих внешние листы между собой, жестких и гибких упоров и анкеров по поверхностям контакта стали с бетоном для обеспечения совместности их работы. Как правило, конструкциям таких плоских перекрытий свойственна большая относительная толщина, характеризуемая отношением толщины к пролету величинами порядка $1/8 - 1/4$. Кроме листовой арматуры, для усиления бетона может применяться стержневая арматурная сталь на участках, где это требуется по расчетам прочности и трещиностойкости бетона. Толщина ледостойких сталебетонных перекрытий в зоне переменной ватерлинии и непосредственного воздействия льда, а также в подводной части при больших пролетах может достигать величины 1,50–2,00 м и более [5]. Минимальную толщину сталебетон-

ных перекрытий бортов и днища, рекомендуется принимать не менее 0,6 м из условия обеспечения возможности монтажа и контроля качества сборки металлоконструкций, включая внутренние связи.

При решении вопросов прочности и работоспособности ледостойких перекрытий особое внимание должно быть уделено конструкциям объединения или конструктивным связям листовой арматуры с бетоном в целях обеспечения достаточной прочности и жесткости соединений по контактным поверхностям и надежной совместной работы материалов в перекрытии при всех видах силового воздействия, создавая монолитность конструкции на всех стадиях ее работы. Прочный и жесткий соединительный шов между бетоном и листовой сталью является достаточно дорогим конструктивно-технологическим устройством. На изготовление его требуется большое количество объединительных элементов в виде различного типа жестких и гибких упоров, анкеров и т.п. и большой объем сварочных работ. Упоры или анкерные связи из отрезков прокатных профилей с осью, параллельной плоскости внешнего стального листа и перпендикулярной к сдвигающей силе, считаются жесткими при наличии подкрепляющих ребер жесткости, книц и т.п. и гибкими при отсутствии последних. На рис. 5 и рис. 6 приведены примеры конструкций упоров, прикрепленных к стальной обшивке сталебетонного перекрытия.

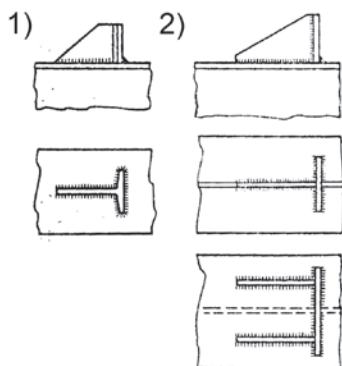


Рис. 5. Жесткие упоры

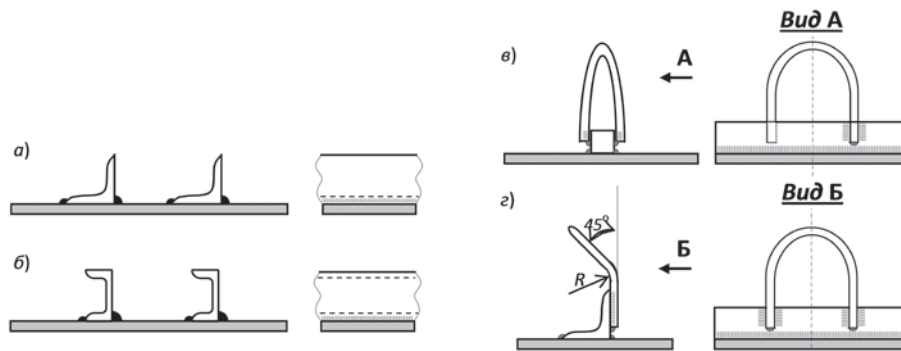


Рис. 6. Типы гибких упоров и анкерных связей в сталебетонных изгибаемых элементах

Несмотря на определенную экономию средств, которую дает применение сталебетонных конструкций, в частности, за счет упрощения технологии изготовления и снижения металлоемкости по сравнению с аналогичного назначения металлическими конструкциями стоимость прочных и жестких соединительных швов является все же достаточно высокой, и с этим надо считаться. Понятно, что экономически выгодно по возможности свести к минимуму обеспечение высокой степени жесткости объединительного шва, поэтому в реальных сталебетонных конструкциях с учетом назначения и особенностей конструкции она колеблется в довольно широких пределах. Модуль сдвига шва может изменяться от 400 до 15 000 МПа и более.

Расчет прочности и жесткости конструкции объединения стали с бетоном по контактным поверхностям выполняется на сдвигающие усилия, возникающие в изгибаемом расчетном элементе перекрытия в главном направлении в плоскости изгиба, а также в поперечном к нему направлении, в зависимости от соотношения сторон перекрытия. В изгибаемых сталебетонных элементах по контакту листа с бетоном возникают усилия, направленные под углом к поверхности контакта. Эти усилия можно разделить на нормальные (отрывающие или сжимающие) и касательные (сдвигающие). Прижимные усилия не лимитируют несущую способность, а, напротив, идут в запас прочности и поэтому, как правило, не рассматриваются. Отрывающие усилия, действующие нормально к плоскости кон-

такта листа с бетоном, т.е. поперек элемента, должны быть восприняты соответствующей поперечной анкерровкой. Сдвигающие усилия, действующие в плоскости контакта, т.е. вдоль элемента, должны быть восприняты продольной анкерровкой. Таким образом, задача о прочности контакта листовой арматуры с бетоном с целью обеспечения совместности их работы друг с другом может быть сведена к расчету поперечной и продольной анкерровки.

Исследования [6, 7] прочности различных типов соединений листовой стали с бетоном показали, что несущая способность образцов с жесткими упорами зависит от прочности бетона и площади смятия, а деформации сдвига – от жесткости упора и степени обмятия бетона. В опытных образцах в момент их разрушения напряжения в бетоне перед упором превышали допускаемые осевые напряжения сжатия в 1,8 раза и более. Несущая способность гибких упоров обусловлена прочностью бетона и самого упора при изгибе. Деформация сдвига в значительной степени зависит от величины смятия бетона в основании упора [6]. Эпора давлений, передаваемых гибким упором на бетон, обычно двузначна, а напряжения в стали упора незначительны. Разрушение объединительных элементов стали с бетоном на основе гибких упоров происходит обычно по бетону после больших перемещений сдвига, существенно больших тех перемещений, которые ограничивают эксплуатационную пригодность объединения.

Жесткие упоры применяют чаще всего вместе с анкерными связями, которые способствуют снижению деформаций отрыва бетона от стального листа при возникновении наклонной трещины перед упором. Испытания сталебетонных балок с жесткими упорами на статическую и переменную нагрузку показали, что потеря несущей способности в контактной зоне связана с образованием клиньев разрушения перед упорами. Отношение среднего напряжения на площадке смятия при разрушении к призмочной прочности бетона составляло от 2,1 до 3,4. При заанкеренном бетоне перед упором напряжения на площадке смятия при разрушении по отношению к призмочной прочности бетона составляли от 3,16 до 3,80 [6].

Прочность конструкции объединения или связи листовой арматуры с бетоном обеспечивается при соблюдении следующего условия:

$$T \leq m \cdot T_d \cdot n, \quad (1)$$

где T – суммарное сдвигающее усилие, действующее в плоскости контакта в пределах рассматриваемого участка сталебетонного перекрытия; m – коэффициент неравномерности работы упоров, причем $m=0,9$ при различной конструкции совместно работающих упоров, $m=1,0$ при одинаковой конструкции; T_d – сдвигающая сила, воспринимаемая одним упором, которая зависит от прочности бетона на смятие по контакту с ним и определяется в соответствии с формулами (1) и (2); n – количество упоров в пределах рассматриваемого участка перекрытия.

Продольное сдвигающее усилие при изгибе расчетного сталебетонного элемента перекрытия, действующее на упоры и анкера в контакте листовой арматуры с бетоном, при шаге их расположения u определяется по формулам

$$T = \frac{Q \cdot S_{np} \cdot u}{J_{np}}; \quad (2)$$

или

$$T = N_{л(i-1)} - N_{л(i)}; \quad (3)$$

где Q – перерезывающая сила, действующая на рассматриваемом участке элемента между упорами; S_{np} – приведенный статический момент поперечного сечения стального листа относительно нейтральной оси сечения расчетного элемента; J_{np} – приведенный момент инерции поперечного сечения расчетного элемента; $N_{л(i-1)}$ и $N_{л(i)}$ – продольные растягивающие усилия в листовой арматуре в поперечных сечениях на границах рассматриваемого участка.

При конструировании продольной анкеровки при поперечном изгибе следует прежде всего обеспечить жесткость и прочность объединения стали с бетоном на опорных и концевых участках изгибаемого перекрытия, для чего в опорных сечениях должны устанавливаться конструкции типа жестких упоров (кницы) [6]. Это может позволить снизить требуемую жесткость соединительного шва листовой стали с бетоном. В неразрезных конструкциях балок и перекрытий при наличии поперечных диафрагм в плоскостях промежуточных опор достаточно предусмотреть подкрепления их кницами. На концевых участках балок и перекрытий жесткие упоры рекомендуются располагать по возможности за гранями опор. Конструктивное оформление опорных сечений концевых участков перекрытий должно обеспечивать не только прочность и жесткость поперечных диафрагм, но и вовлекать в работу в опорном сечении внешние листы армирования.

На участках контактных поверхностей, удаленных от опор, предпочтение следует отдавать гибким или комбинированным упорам и анкерам (см. рис. 6), которые в меньшей мере оказывают влияние на процесс образования трещин в бетоне.

Расчет прочности конструкций объединения стали с бетоном на опорных участках перекрытия должен производиться на полное расчетное продольное усилие в листовой арматуре в плоскости изгиба, передаваемое на бетон [6], которое определяется по формуле:

$$N_{л} = R_{ст} \cdot F_{л}; \quad (4)$$

где $R_{ст}$ – расчетное сопротивление материала листовой арматуры; $F_{л}$ – площадь расчетного поперечного сечения внешней листовой арматуры. Дополнительно конструкция объединения стали с бетоном на опоре проверяется на сдвигающие усилия, определяемые по формуле (2).

Расчеты прочности и трещинообразования изгибаемых сталебетонных конструкций по нормальным и наклонным сечениям принципиально выполняются также как и железобетонных конструкций. Кроме того, должны быть выполнены расчеты на продавливание бетона внешней нагрузкой относительно поперечных диафрагм, на сдвигающие усилия, возникающие от температурных воздействий, а также на усадку бетона и т.д.

Внешняя листовая арматура должна быть надежно заанкерена в бетоне от потери устойчивости (выпучивания между анкерами) при действии в ней сжимающих напряжений при изгибе сталебетонного перекрытия. Шаг анкеров для обеспечения устойчивости арматуры вплоть до появления в ней предела текучести должен определяться расчетом в соответствии с нормами проектирования стальных конструкций и приниматься не более 25δ для сталей обычной прочности и не более 20δ для сталей повышенной прочности, где δ – толщина листа.

При использовании сталебетонных конструкций в составе платформ существует проблема сопряжения их со стальными,

например, применительно к МЛСП «Приразломная» речь может идти о сопряжении бортовых сталебетонных перекрытий со стальными конструкциями коффердамов (см. рис. 4). Проблема заключается в том, что в этом случае необходимо считаться с усилиями, которые возникают в концевых (торцевых) сечениях сталебетонного перекрытия при поперечном изгибе. В сталебетонной изгибаемой конструкции, как и в любой составной, возникают сдвигающие усилия, действующие в плоскости контакта стального листа с бетоном и при недостаточной прочности связи по контакту стали с бетоном в концевом (торцевом) сечении также возникают усилия, которые должны восприниматься специальными конструктивными элементами типа книц, упоров и т.п.

Заметим, что в тех случаях, когда бетон укладывается в замкнутый объем стальной конструкции платформы, например, двойного дна, в качестве балласта и не предназначен для ее усиления, он так или иначе участвует в работе конструкции при ее деформировании под нагрузкой и оказывает влияние на характер деформирования. Кроме полезных эффектов он может негативно повлиять на напряженно-деформированное состояние конструкции и вызвать ее повреждение. В частности, влияние может быть типа описанного выше, которое необходимо просчитывать и принимать конструктивные меры по недопущению нежелательных последствий.

В «Крыловском государственном научном центре» в 2011 г. были проведены испытания крупномасштабных сталебетонных балок с внешним листовым армированием, представлявших собой модели балок-полосок ледостойкого перекрытия морской стационарной платформы, на статическую и циклическую нагрузки на базе 10^4 циклов. На рис. 7 приведен общий вид опытной балки на испытательной машине.

Балки имели различные варианты поперечных связей, соединяющих между собой внешние стальные листы и одновременно обеспечивающие прочность и трещиностойкость балок по наклонным сечениям, а также упоры и анкерные элементы, обеспечивающие монолитность и прочность контакта стальных листов с бетоном. На рис. 8 и рис. 9 приведены два варианта поперечного армирования: плоское и петлевое.



Рис. 7. Общий вид опытной сталебетонной балки с внешним листовым армированием на испытательной машине

Испытания показали, что наиболее эффективным с точки зрения технологичности, прочности и трещиностойкости по наклонным сечениям был конструктивный вариант опытной балки с поперечным петлевым армированием, состоящим из двух частей. Одна часть состоит из арматурных стержней в виде петель, концы которых приварены к одному из внешних стальных листов, а другая часть – из таких же петель, концы которых приварены к другому внешнему стальному листу. При сборке стального каркаса опытной балки поперечные связи из петель не требуют сварки. В отверстия, образуемые петлями, вставляются только продольные стержни



Рис. 8. Плоское поперечное армирование сталебетонной балки

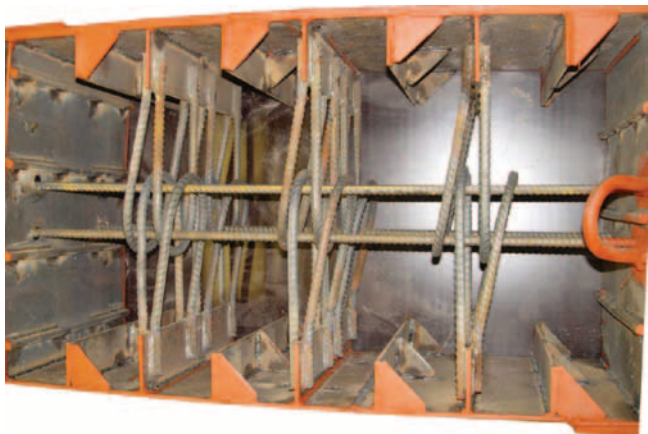


Рис. 9. Поперечное петлевое армирование балки

(см. рис. 9). Данное конструктивно-технологическое решение защищено патентом на изобретение [10].

Результаты выполненных экспериментальных исследований, так же как и других исследований различных типов и узлов сталебетонных конструкций в нашей стране и за рубежом [2, 4, 7, 11–13], показывают, что сталебетонные конструкции с внешним листовым армированием с высокой эффективностью могут быть использованы в составе корпусов морских ледостойких стационарных платформ, особенно в районе ледового пояса. Так, в [7] отмечается, что наибольший эффект при применении сталебетона достигается при необходимости создания трещиностойких конструкций. Трещиностойкость обычного железобетона достигается повышением класса бетона по прочности на сжатие, увеличением размеров сечения или созданием обжата бетона с помощью предварительно напряженной арматуры. Все способы дороже и менее надежны, чем применение стальной облицовки, надежно заанкеренной в бетоне. Поэтому целесообразность и эффективность применения сталебетона в морских сооружениях является достаточно обоснованной.

В заключение отметим, что рассмотренные в статье преимущества сталебетонных конструкций с внешним листовым армированием перед стальными и железобетонными конструктивными решениями исполнения ледостойких перекры-

тий МЛСП свидетельствуют об их надежной перспективе. При интенсивном освоении углеводородных месторождений на шельфе арктических морей в более высоких широтах с тяжелыми ледовыми и метеорологическими условиями, объем применения сталебетона в составе опорных блоков МЛСП будет неизбежно возрастать.

ЛИТЕРАТУРА

1. Правила классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ / Российский морской регистр судоходства. – СПб., 2009, 460 с.
2. Подгорный Л.Н., Вербицкий С.В., Литонов О.Е., Палий О.М., Шапошников В.М. Перспективы композитных конструкций на основе стали и железобетона для гравитационных платформ. – Сб. докл. на 4-й Международ. конфер. RAO-99, Санкт-Петербург, 1999.
3. Беккер А.Т., Якобсен Стефан, Уварова Т.Э., Помников Е.Е., Ким Л.В. Оценки опасности ледовой абразии морских платформ в Дальневосточных морях. – Докл. на конфер. RAO/CIS OFFSHORE, Санкт-Петербург, 2011.
4. Торопов Е.Е., Кауфман А.Д. Применение сталебетона для конструкций морской ледостойкой платформы. – Докл. на конфер. RAO/CIS OFFSHORE, Санкт-Петербург, 1999.
5. Михайлов К.В., Бердичевский Г.И., Волков Ю.С. и др. Предварительно напряженный железобетон (По материалам IX Международного конгресса ФИП). – М: Стройиздат, 1986.
6. Стрелецкий Н.Н. Сталежелезобетонные пролетные строения мостов. – М.: Транспорт, 1981.
7. Клименко Ф.Е. Сталебетонные конструкции с внешним полосовым армированием. – Киев: Будівельник, 1984. – 88 с.
8. СНиП 2.03.01–84. Бетонные и железобетонные конструкции. М: ЦИТП Госстроя СССР, 1985, 79 с.
9. СНиП 2.06.08–87. Бетонные и железобетонные конструкции гидротехнических сооружений. М: ЦИТП Госстроя СССР, 1987, 30 с.
10. Патент РФ Композитное сталебетонное перекрытие с внешним листовым армированием преимущественно для ледового пояса морской стационарной ледостойкой платформы // БИ.2012. – №29 (20 октября 2012).
11. Подгорный Л.Н., Вербицкий С.В., Литонов О.Е., Палий О.М., Шапошников В.М. Техничко-экономические предпосылки к использованию железо- и сталебетонных конструкций в составе ледостойких стационарных платформ для шельфа Российской морей. – Тр. VI Международ. конфер. по судам и морским конструкциям в холодных регионах, конференция ICETECH–2000, Санкт-Петербург, 12–14 сентября 2000.
12. Stephens M.J., Hassinen P., Zimmerman T.J.E., Kouhi J. Effects of Cyclic Loading on the Lateral Load Capacity of a Composite Ice-Resisting Wall System // Proceedings of POAC–89, Lulea. –1989. – Vol.2. – P. 873–883.
13. Matsuishi Masakatsu, Jawata S. Strength of Composite Steel-Concrete Sandwich Structure. – Proceedings of the Techno-Ocean'88 Symposium, Kobe, Japan, November 16–18, 1988. ■

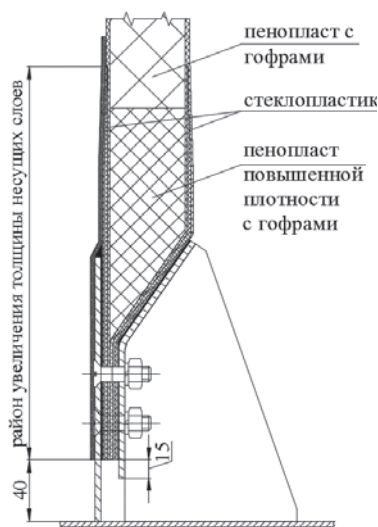
Современные требования, предъявляемые к кораблю в части увеличения полезной нагрузки и повышения его остойчивости, диктуют необходимость снижения массы надстройки. Создание надстроек из трехслойного полимерного композиционного материала (ТС ПКМ) – перспективное направление, позволяющее заметно улучшить указанные характеристики. Однако для кораблей с металлическим корпусом серьезной проблемой является обеспечение надежного соединения надстройки из ТС ПКМ с корпусом.

Известные технические решения либо не обеспечивают необходимую прочность и жесткость конструкции (формованно-крепежные соединения) [1], либо характеризуются относительно высокой материалоемкостью и сложной технологией сборки соединения и последующего монтажа надстройки к корпусу корабля (клееболтовые соединения) [1, 2].

В этой связи актуальной становится разработка такого узла соединения надстройки из ТС ПКМ с металлическим корпусом, который обеспечивал бы снижение погонной массы соединения, повышение технологичности сборки, уменьшение трудоемкости монтажа всей конструкции без снижения ее прочности и работоспособности.

Для решения этой задачи была разработана новая принципиальная схема узла соединения, отличающаяся от известных исполнений тем, что трехслойная стенка надстройки плавно переходит в однослойную путем объединения несущих слоев (рис. 1, а). По всей высоте перехода от трехслойной части к однослойной толщина несущих слоев плавно увеличивается, а в районе перехода наполнитель среднего слоя заменяется на более высокоплотный, что

а)



РАЗРАБОТКА НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ КЛЕЕБОЛТОВОГО СОЕДИНЕНИЯ КОМПОЗИТНОЙ НАДСТРОЙКИ С МЕТАЛЛИЧЕСКИМ КОРПУСОМ СУДА

*М.М. Манченко, канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник,
Е.А. Маслич, канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник, начальник сектора,
Н.Н. Федюнок, канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник, начальник лаборатории,
ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
контакт. тел. +7 (950) 043 3408, +7 (911) 293 5093, +7 (921) 928 5739*

обеспечивает уменьшение перепадов изгибной жесткости и снижает уровень концентрации напряжений в этой зоне. Результатом является уменьшение высоты металлического комингса, длины и диаметра болтов, а также упрощение технологии сборки и монтажа конструкции по сравнению с внедренной сегодня конструкцией узла соединения (рис. 1, б), [2].

Для определения усилий, действующих в разрабатываемом соединении, методом конечных элементов (КЭ) на базе программного комплекса ANSYS v.13 выполнено исследование взаимодействия надстройки из ТС ПКМ с металлическим корпусом корабля при действии эксплуатационных нагрузок (рис. 2, а, б). Результаты этих расчетов далее были использованы при проведении анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) разрабатываемого узла.

Основные связи надстройки из ТС ПКМ (палубы ярусов, борта, стенки, крыша, продольные и поперечные переборки) моделировались с помощью многослойных слоистых оболочечных элементов Shell 281 с числом слоев, равным трем. Внешние слои КЭ моделировали несущие слои ТС ПКМ, а средний

б)

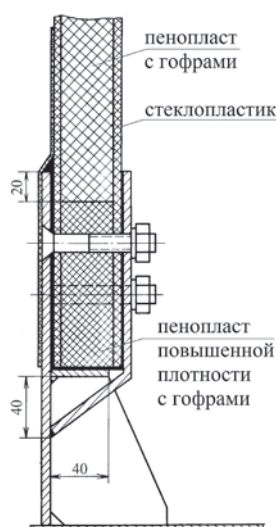


Рис. 1. Узлы соединения надстройки, выполненной из ТС ПКМ, с металлическим корпусом судна: а – предлагаемое техническое решение; б – прототип

слой – панели среднего слоя с гофрированным элементом (ГЭ). Наполнитель трехслойных конструкций считался квазиоднородным ортотропным материалом, эффективные упругие характеристики которого определялись по формулам [3].

Балки набора (бимсы, карлингсы, шпангоуты, стойки) и пиллерсы моделировались с использованием балочного элемента Beam 189, эквивалентного таврового и кольцевого сечений. Геометрические характеристики П-образного профиля выбирались в зависимости от их высоты.

Численное подмоделирование узла соединения проводилось в объемной постановке с использованием КЭ Solid 185. Граничными условиями для подмоделей являлись узловые перемещения, полученные в результате расчетов модели надстройки в целом для случая действия общего изгиба и местных нагрузок. Указанные перемещения прикладывались в соответствующих КЭ узлах, расположенных на границах подмоделей. Внешними нагрузками являлись воздействия местных расчетных нагрузок (рис. 2, в).

На основании детального исследования НДС узла соединения была решена оптимизационная задача нахождения минимума целевой функции – массы конструкции. Лучшие результаты при оптимизации геометрических параметров узла дал метод первого порядка First, при выполнении которого сначала вычисляются производные от целевой функции и переменных состояния по переменным проектирования, а затем назначаются приращения этих переменных. В результате многовариантных расчетов прочности были определены рациональные геометрические и размерные параметры соединения, обеспечивающие оптимальные массогабаритные характеристики узла соединения при соблюдении заданных требований.

Для проверки прочности и работоспособности разработанного узла с учетом полученных теоретических результатов были изготовлены опытные конструкции макетов узла соединения с натурными размерами металлических

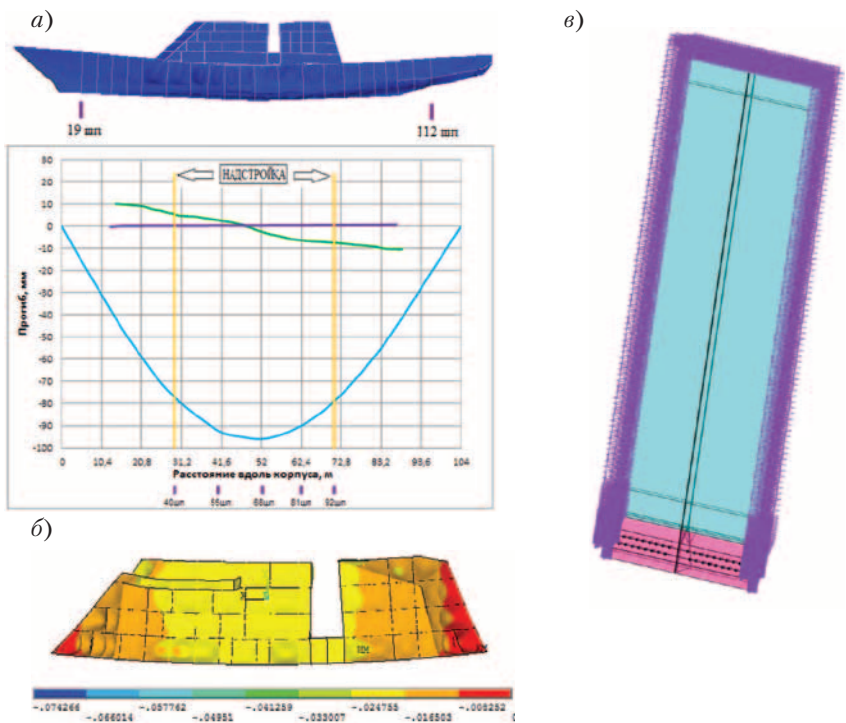


Рис. 2. Схема расчета взаимодействия надстройки с корпусом корабля (а, б), узла соединения (подмодель) (в)

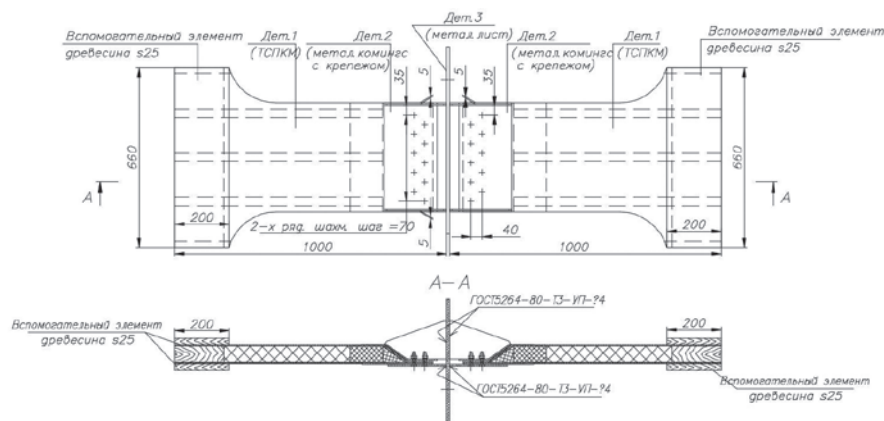


Рис. 3. Чертеж макета узла соединения бортовой стенки надстройки из ТСПКМ с металлическим корпусом корабля для проведения испытаний

элементов и толщинами слоев трехслойной стенки надстройки (рис. 3).

Несущие слои панелей выполнены методом контактного формования из ровинговой стеклоткани плотняного переплетения (армирование $0^\circ/90^\circ$), биаксиальной стеклоткани (армирование $\pm 45^\circ$) и винилэфирного связующего. Толщина каждого несущего слоя в регулярной части панели составляет 3,5 мм и плавно увеличивается до 6,4 мм в однослойном участке за счет введения 10 дополнительных слоев ровинговой стеклоткани.

В качестве заполнителя использованы панели среднего слоя с ГЭ, изготовленные RTM методом. При этом ГЭ выполнен из стеклопластика на основе ровинговой ткани плотняного переплетения и винилэфирного связующего. Межгофровое пространство заполнено пенопластами с плотностью

38 кг/м^3 в регулярной части панелей и плотностью 130 кг/м^3 в районе усиления несущих слоев.

Металлические комингсы и кницы, а также металлические пластины толщиной 10 мм, имитирующие палубу корабля, выполнены из стали марки 10ХСНД и сварены друг с другом ручной дуговой сваркой.

Сборка макета узла соединения выполнялась в последовательности, повторяющей сборку соединения при постройке кораблей. Сначала макет бортовой стенки надстройки устанавливался в комингс и предварительно соединялся с ним с помощью адгезионного состава. Затем высверливались отверстия под монтажные винты, которыми и выполнялось окончательное соединение конструкций. Приварка собранного таким образом узла соединения к металлической пластине, имитирующей палубу корабля, завершала процесс монтажа опытной конструкции.

Макеты узла соединения прошли испытания на действие усилия, моделирующего изгибающий момент, и действие сдвигающего усилия. Оба вида испытаний состояли из экспериментов по статическому нагружению до разрушения конструкции и повторно-статическому нагружению на ограниченной базе циклов (10^4 циклов) с уровнем 0,4 от расчетной разрушающей нагрузки с последующим определением остаточной прочности. При проведении испытаний осуществлялась запись показаний линейных перемещений и деформаций.

Схемы нагружения конструкций, расположения тензорезисторов приведены на рис. 4 и рис. 5.

Эксперименты по оценке статической прочности при действии

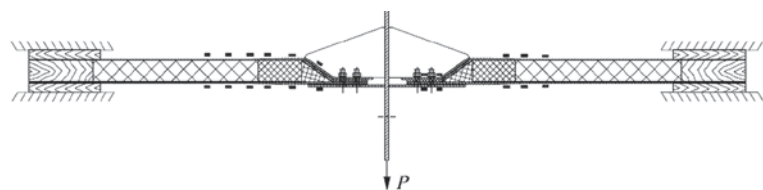


Рис. 4. Схема нагружения макета узла соединения при испытаниях на действие изгибающего момента
■ — тензорезистор

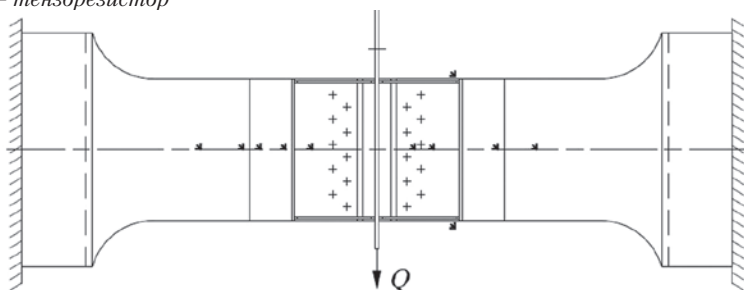


Рис. 5. Схема нагружения макета узла соединения при испытаниях на действие сдвигающего усилия
◀ — прямоугольная тензорозетка

изгибающего момента показали, что начало разрушения макетов узла соединения произошло в результате потери устойчивости стенки ГЭ, расположенной на границе перепада жесткостей макета в месте стыковки пенопластового заполнителя различной плотности, последовавшего за этим разрушения заполнителя и, далее, разрыва данной стенки ГЭ (рис.6).

Эксперименты по оценке статической прочности при действии сдвигающего усилия показали, что разрушения макетов узла соединения произошли в результате местной потери устойчивости внешнего несущего слоя ТС ПКМ (на границе перепада жесткостей макета в месте стыковки пенопластового заполнителя плотностью 38 кг/м^3 и 130 кг/м^3) и последовавшего за этим разрывом данного несущего слоя (рис. 7).

В результате повторно-статических испытаний при действии изгибающего и сдвигающего усилий были зафиксированы незначительные повреждения, представляющие собой начальное расслоение несущих слоев макета в месте перехода регулярной части ТС ПКМ в клиновидный участок, а также локальное разрушение адгезионного состава. Данные повреждения наблюдались после 1000 циклов и до конца испытаний их характер и размеры не менялись.

Эксперименты по оценке остаточной статической прочности при действии изгибающего и сдвигающего усилий показали такие же характеры разрушения макетов, что и при соответствующих статических испытаниях.

Верификация численной модели показала хорошую качественную и количественную согласованность с экспериментом; разрушающие нагрузки, определенные КЭ анализом, подтвердились результатами испытаний (рис. 8 и рис. 9, табл.) и более чем в 1,7 раза превысили соответствующие эксплуатационные нагрузки при предельном волнении.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведенных исследований разработан перспективная конструкция клееболтового соединения надстройки из композитного материала с металлическим корпусом судна. Получены оптимальные параметры соединения, обеспечивающие минимальную массу, требуемые характеристики прочности и работоспособности в составе системы «надстройка-корпус». Результаты испытаний опытных образцов натурной модели узла соединения (табл.) подтвердили, что предложенное техни-

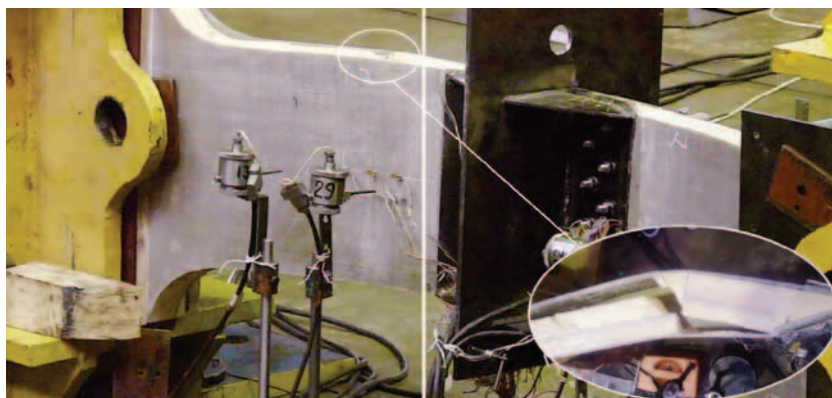


Рис. 6. Характер разрушения макета узла соединения при испытаниях на действие изгибающего момента

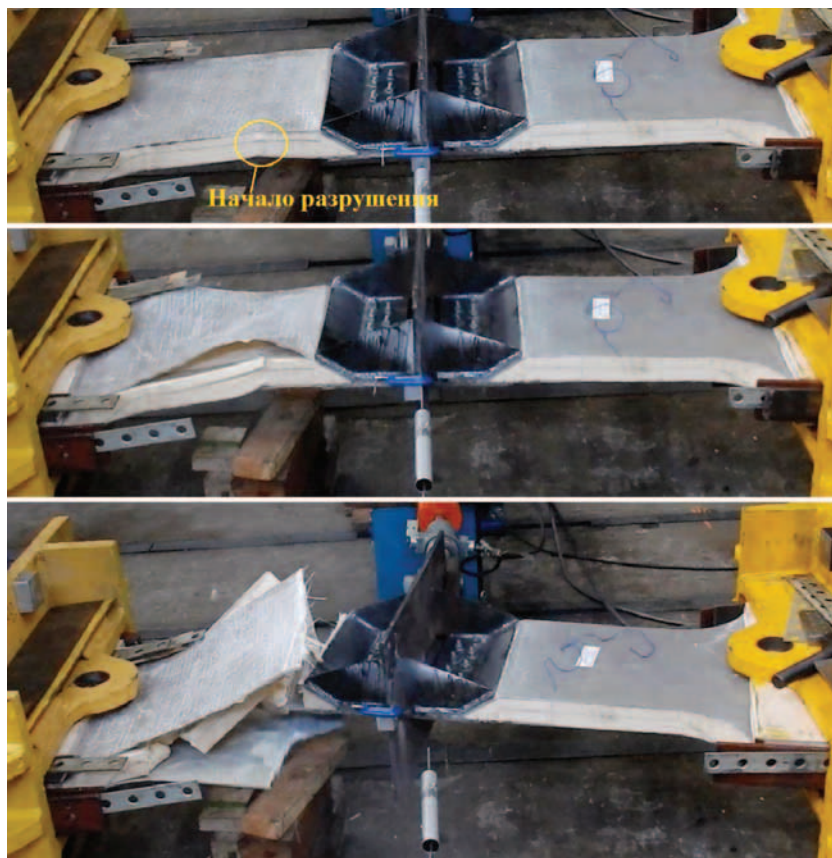


Рис. 7. Динамика процесса разрушения макета узла соединения при статических испытаниях на действие сдвигающего усилия

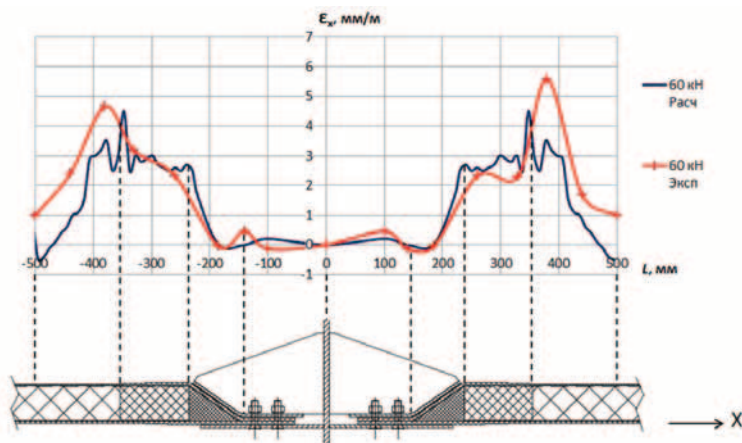


Рис. 8. Сравнительная диаграмма распределения относительных деформаций растяжения-сжатия ϵ_x по внешней стороне макета узла соединения (внешняя сторона бортовой стенки надстройки) вдоль линии установки тензорезисторов при испытании на действие изгибающего момента

Результаты испытаний макетов узла соединения

Вид испытаний	№ макета	Разрушающая нагрузка, кН	
		экспериментальная	расчетная (по пред. напряжениям)
<i>Испытания на изгиб</i>			
Статические	1	55	60
Остаточная прочность	2	63	
	3	63	
<i>Испытания на сдвиг</i>			
Статические	1	160	160
Остаточная прочность	2	168	
	3	192	

ческое решение узла соединения может быть использовано при проектировании кораблей с металлическим корпусом и композитной надстройкой.

ЛИТЕРАТУРА

1. Патент 2235660 РФ: МПК В63В3/14 В63В15/00. Клееболтовое соединение надстройки из композитного материала с металлическим корпусом судна / В.А. Булкин, Н.Н. Федонюк; заявитель и патентообладатель ФГУП «ЦМКБ «Алмаз». – №2002131730/11; заявл. 26.11.02; опубл. 10.09.2004 // ИБ.– 2004.– № 25. – 3 с.: ил. (прототип).
2. Апполонов Е.М., Кудрин М.А., Маслич Е.М., Николаев Л.С., Федонюк Н.Н. Разработка конструкции и исследование прочности узла соединения надстройки из полимерных конструкционных материалов с металлическим корпусом // Прочность и конструкция надводных судов из полимерных композиционных материалов: Тр. ЦНИИ

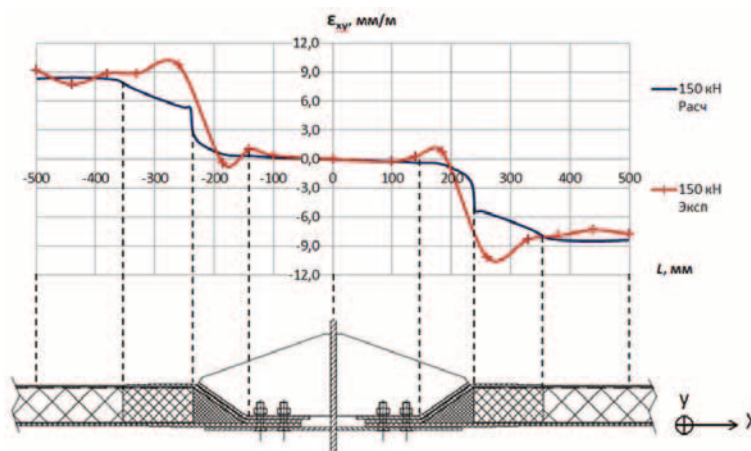


Рис. 9. Сравнительная диаграмма распределения относительных деформаций сдвига ϵ_{xy} по внешней стороне макета узла соединения (внешняя сторона бортовой стенки надстройки) вдоль линии установки тензорезисторов при испытании на действие сдвигающего усилия

- им. акад. А.Н. Крылова. – СПб., 2006. – №27 (311), с. 71–84.
3. Федонюк Н.Н. Определение эффективных характеристик конструктивно-ортотропного среднего слоя трехслойных панелей надстройки и

выбор ее рациональной структуры // Прочность и конструкция надводных судов из полимерных композиционных материалов: Тр. ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. – СПб., 2006. – №27 (311), с. 44–70. ■

Структура полимерного композиционного материала (ПКМ), образованная армирующими элементами и полимерной матрицей, предопределяет возможность существования нескольких основных механизмов зарождения повреждений в материале и развития процесса его разрушения [1, 2]. Для материала, имеющего в своем составе один тип армирующих элементов, повреждение одного из монослоев приводит к началу лавинообразного разрушения всего композита. Гибридные ПКМ (ГПКМ) проектируют, исходя из принципа полифункциональности, и разрушение одного из элементов композиции может не означать полное исчерпание несущей способности композита. Допустимость применения ГПКМ с частично поврежденными монослоями определяется условиями работы конструкции и степенью её ответственности.

Одним из действенных инструментов прогнозирования процессов деформирования и разрушения ПКМ, в том числе ГПКМ, являются методы численного моделирования этих процессов на базе моделей монослоя, который может иметь однонаправленную структуру или иметь несколько направлений армирования. В частном, наиболее распространенном случае монослой характеризуется двумя ортогональными направлениями армирования. В любом случае использование этих моделей требуют детальных экспериментальных исследований свойств монослоев и их взаимодействия в составе композита.

Для ряда моделей требуется отдельное определение характеристик составных компонент ПКМ на микроуровне [3]. Другим распространенным методом является метод, основанный на исследовании однонаправленных слоев [4, 5]. Как и в случае с микромеханическими моделями, для использования этого метода в исследованиях ПКМ на основе мультиаксиальных тканей необходимы экспериментальные исследования не только самого материала, но и монослоев с однонаправленным типом армирования, входящих в состав исследуемого материала. В этом случае увеличивается количество экспериментально определяемых характеристик, и могут возникнуть трудности с их получением или корректной интерпретацией, что в конечном итоге приводит к усложнению моделей и значительно затрудняет процесс их использования.

Данная работа посвящена разработке и верификации численной модели ГПКМ, основанной на рассмотрении ортогонально армированного монослоя материала. Это позволяет относительно просто получить экспериментальные данные о свойствах слоя. Построенная модель включает возможность прогнозирования неупругого анизотропного деформирования с ярко выраженным отсутствием сбалансированности по двум направлениям армирования монослоя при появлении неупругих эффектов.

1. ЧИСЛЕННАЯ МОДЕЛЬ ОРТОГОНАЛЬНО АРМИРОВАННОГО СЛОЯ ПКМ

Для описания свойств слоя материала при плоском напряженном состоянии в разработанной модели необходимо определить диаграммы деформирования и величины предела прочности при растяжении и сжатии под углами 0° и 45° к основе ткани.

С помощью диаграммы деформирования было задано изменение касательных модулей слоя E_a^t , E_p^t , G_{ap}^t и ν_{ap} монослоя под действием внешнего нагружения. Касатель-

РАЗРАБОТКА И ВЕРИФИКАЦИЯ МЕТОДОВ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ РАЗРУШЕНИЯ ПОЛИМЕРНОГО КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА В УСЛОВИЯХ МНОГООСНОГО НАГРУЖЕНИЯ

П.А. Додонов, инженер,

Н.Н. Федюток, канд. техн. наук, начальник лаборатории, ст. науч. сотрудник, ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,

контакт. тел. +7 (951) 654 0242, +7 (921) 928 5739, +7 (911) 293 5093

ные модули определяют тензор жесткости C^t слоя и входят в соотношение скоростей деформаций и напряжений:

$$\dot{\sigma} = C^t : \dot{\epsilon}. \quad (1)$$

Для альтернативы записи в виде (1) деформации ϵ и напряжения σ представимы в матричном виде [6, 7]:

$$\epsilon = [\epsilon_{aa}, \epsilon_{pp}, \gamma_{ap}], \quad \sigma = [\sigma_{aa}, \sigma_{pp}, \tau_{ap}]$$

$$C^t = \begin{bmatrix} \frac{E_a^t}{1-\nu_{ap}^2} & \frac{E_p^t \nu_{ap}^t}{1-\nu_{ap}^2} & 0 \\ \frac{E_p^t \nu_{ap}^t}{1-\nu_{ap}^2} & \frac{E_p^t}{1-\nu_{ap}^2} & 0 \\ 0 & 0 & G_{ap}^t \end{bmatrix}. \quad (2)$$

Направления 0a и 0p соответствуют направлениям армирования слоя.

Касательные модули E_a^t и E_p^t по диаграммам деформирования выбранного материала определены следующим образом:

– экспериментально полученные диаграммы для каждой серии испытаний были обработаны, усреднены и приведены к виду обобщенной кривой;

– полученные обобщенные кривые были продифференцированы, как функции напряжений зависящие только от соответствующей компоненты деформаций $\sigma_{ii} = \sigma_{ii}(\epsilon_{ii})$;

– результат дифференцирования $E_i^t = \frac{\partial \sigma_{ii}}{\partial \epsilon_{ii}}$ был приведен к виду функций от напряжений $E_i^t = E^t(\epsilon_{ii})$ для получения зависимости касательных модулей от напряжений;

Для определения касательного модуля сдвига G_{ap}^t вместо диаграммы деформирования при сдвиговом нагружении используется комбинация трех диаграмм: при одноосном растяжении под углами 0°, 45° и 90° к направлению 0a. Было использовано предположение о том, что касательный модуль сдвига зависит только от величины сдвиговых напряжений τ_{ap} . С помощью преобразования поворота тензора жесткости из одной системы координат в другую были получены зависимости касательных модулей из разных систем координат друг относительно друга. Так было определено соотношение для касательного модуля сдвига

$$G_{ap}^t = \frac{E_x^t E_a^t (E_a^t + E_p^t + 2E_p^t \nu_{ap}^t)}{4(E_a^t (E_a^t + E_p^t - E_x^t) + 2E_a^t E_p^t \nu_{ap}^t + E_x^t E_p^t \nu_{ap}^2)}, \quad (3)$$

где E_x^t – касательный модуль при деформировании под углом 45° к направлению 0a, т.е. вдоль направления 0x.

По аналогии для отрицательного сдвигового нагружения ($\tau_{ap} < 0$) использован касательный модуль E_y^t при деформировании под углом – 45° по направлению 0y.

$$G_{ap}^t |_{\tau_{ap} < 0} = \frac{E_y^t E_a^t (E_a^t + E_p^t + 2E_p^t \nu_{ap}^t)}{4(E_a^t (E_a^t + E_p^t - E_y^t) + 2E_a^t E_p^t \nu_{ap}^t + E_y^t E_p^t \nu_{ap}^2)}. \quad (4)$$

Сопоставляя тензор касательной жесткости в разных системах координат, можно заметить, что для уравнения (3) величины касательных модулей E_a^i и E_p^i , как и ранее, зависят только от значения соответствующих компонент напряжений σ_{aa} и σ_{pp} . А для модулей E_x^i и E_y^i аргумент принимает значение удвоенного сдвигового напряжения τ_{ap} .

Критерии прочности. Для данной модели были рассмотрены четыре критерия прочности слоя материала:

- квадратичный критерий прочности Мизеса–Хилла [8, 9];
- квадратичный критерий прочности Норриса–МакКиннона [8, 10];
- квадратичный критерий прочности Цая–Ву [8, 11];
- критерий прочности максимальных напряжений.

Пределы прочности используются в составе критериев для определения предельного состояния при комбинированном типе нагружения. Для критерия прочности максимальных напряжений несущая способность слоя сохраняется при выполнении шести условий для напряженного состояния:

$$\begin{aligned} P_{a(-)} < \sigma_{aa} < P_{a(+)}; \\ P_{p(-)} < \sigma_{pp} < P_{p(+)}; \\ P_{ap(-)} < \tau_{ap} < P_{ap(+)} \end{aligned} \quad (5)$$

Здесь $P_{a(+/-)}$, $P_{p(+/-)}$, $P_{ap(+/-)}$ – пределы прочности при растяжении / сжатии по направлениям $0a$, $0p$ и при сдвиге.

Для критериев прочности Цая–Ву, Мизеса–Хилла и Норриса–МакКиннона несущая способность слоя сохраняется при выполнении квадратичного критерия [8]:

$$S = F_1 \sigma_{aa} + F_2 \sigma_{pp} + F_6 \tau_{ap} + F_{11} \sigma_{aa}^2 + F_{22} \sigma_{pp}^2 + F_{12} \sigma_{aa} \sigma_{pp} + F_{66} \tau_{ap}^2 < 1. \quad (6)$$

Для разных критериев прочности константы F_1, \dots, F_{66} принимают разные значения:

– критерий Мизеса–Хилла

$$\begin{aligned} F_1 = F_2 = F_6 = 0, \quad F_{11} = \frac{1}{\Pi_{a(\pm)}^2}, \quad F_{22} = \frac{1}{\Pi_{p(\pm)}^2}, \\ F_{66} = \frac{1}{\Pi_{ap}^2}, \quad F_{12} = -\frac{1}{\Pi_{a(\pm)} \Pi_{p(\pm)}}; \end{aligned} \quad (7)$$

– критерий Норриса–МакКиннона

$$F_1 = F_2 = F_6 = F_{12} = 0, \quad F_{11} = \frac{1}{\Pi_{a(\pm)}^2}, \quad F_{22} = \frac{1}{\Pi_{p(\pm)}^2}, \quad F_{66} = \frac{1}{\Pi_{ap}^2}; \quad (8)$$

– критерий Цая–Ву

$$\begin{aligned} F_1 = \frac{1}{\Pi_{a(+)}}, \quad F_2 = \frac{1}{\Pi_{a(-)}}, \quad F_6 = 0, \\ F_{11} = \frac{1}{\Pi_{a(+)} \Pi_{a(-)}}, \quad F_{22} = \frac{1}{\Pi_{p(+)} \Pi_{p(-)}}, \quad F_{66} = \frac{1}{\Pi_{ap}^2}, \quad F_{12} = -\sqrt{F_{11} F_{22}}. \end{aligned} \quad (9)$$

Для прогнозирования поведения многослойной пластины при плосконапряженном состоянии эффективные характеристики были определены следующим образом: применив метод гомогенизации по Фойгту [12], можно определить скорость деформирования каждого i -го слоя пластины:

$$\dot{\varepsilon}^i = \dot{\bar{\varepsilon}}, \quad (10)$$

Напряженное состояние пластины определяется методом усреднения величин скоростей напряжений каждого слоя $\dot{\sigma}^i$ с учетом толщин h^i .

$$\dot{\bar{\sigma}} = \frac{1}{\sum_i^N h^i} \sum_i^N \dot{\sigma}^i h^i, \quad (11)$$

где h^i – толщина i -го слоя, $\dot{\bar{\sigma}}$ и $\dot{\bar{\varepsilon}}$ – скорости изменения гомогенизированных напряжений и деформаций ГПКМ.

Таким образом, исходя из (1), (10) и (11), для плосконапряженного состояния касательные модули \bar{C}^t многослойной пластины можно определять, как

$$\dot{\bar{\sigma}} = \bar{C}^t : \dot{\bar{\varepsilon}}; \quad (12)$$

$$\bar{C}^t = \frac{1}{\sum_i^N h^i} \sum_i^N C^t h^i. \quad (13)$$

Изложенная выше теоретическая база была проработана для использования в итерационном процессе численного интегрирования гомогенизированных свойств многослойной пластины ГПКМ. Для этого были использованы алгоритмы численного моделирования, предложенные в монографии «Computational Inelasticity» [16]. Был разработан программный код, с использованием которого были получены результаты расчетов [17].

2. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИСПЫТАНИЙ ОБРАЗЦОВ ПКМ ПРИ ОДНОСНОМ ТИПЕ НАГРУЖЕНИЯ И ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Расчеты проводились на основе экспериментальных данных о двух типах армирования:

- ПКМ на основе диагонального армирования (+/- 45°);
- ПКМ на основе ортогонального армирования (0°/90°).

Рассмотрены стекло и углепластики на основе винилэфирного связующего. Ортогональное армирование ткани в основе материала – это единственный критерий возможности применения данной модели для прогнозирования поведения ПКМ. Численное моделирование проводилось как для материалов на основе тканей мультиаксиального типа, так и для материалов на основе тканей с различными видами плетения.

Было проведено сравнение результатов численного моделирования с результатами экспериментов. Физико-механические свойства рассматриваемых материалов монослоев представлены в табл. 1.

Таблица 1

Свойства ПКМ монослоев

Характеристика и размерность	Углепластик №1	Стеклопластик №1	Углепластик №2	Углепластик №3	Углепластик №4
Тип армирования	[+/- 45°]	[+/- 45°]	[0°/90°]	[0°/90°]	[+/- 45°]
$^i E_a$, МПа	61 000	22 000	59 200	63 000	51 800
$^i E_p$, МПа	61 000	22 000	58 000	63 000	51 800
$^i G_{ap}^0$, МПа	3124*	3947*	3084*	4930	4066*
$^i \nu_{ap}$		0,480	0,053	0,475	0,05
$^i P_{a(+)}$, МПа	720	396	843	1067	708
$^i P_{a(-)}$, МПа	382	370	458	389	451
$^i P_{p(+)}$, МПа	720	396	671	1175	708
$^i P_{p(-)}$, МПа	382	370	446	495	451
$^i P_{x(+)}$, МПа	87	152	156	146	213
$^i P_{y(+)}$, МПа	125	173	156*	146*	196

* Получено из диаграммы растяжения $\sigma_{xx} = \sigma_{xx}(\varepsilon_{xx})$

Для демонстрации возможности моделирования неупругого деформирования для углепластика №1 приведены две диаграммы неупругого деформирования вдоль направлений $0x$ и $0y$ (рис. 1). Видно, что для сбалансированной ткани с близкими величинами упругих характеристик по направлениям $0x$ и $0y$ неупругие характеристики значительно отличаются. Максимальные напряжения и деформации на этапе неупругого деформирования значительно отличаются.

Для демонстрации работы численной модели при различных типах одноосного нагружения были представлены результаты прогнозирования поведения материала при по-

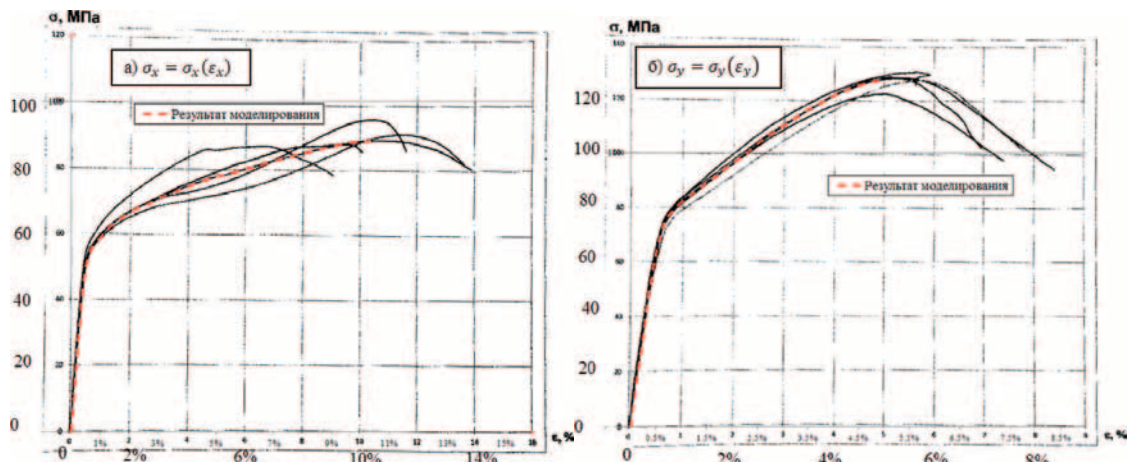


Рис. 1. Диаграммы деформирования для углепластика №1; результаты экспериментов. Образцы представлены несколькими кривыми: — в сравнении с результатом моделирования растяжения, - - - в направлении $0x$ (а) и $0y$ (б)

вороте слоя на произвольный угол θ в плоскости пластины относительно направления нагружения. Для углепластика №2 были рассчитаны диаграммы деформирования при одноосном растяжении и различными значениями угла θ (рис. 2). Ниже используется дополнительная система координат, связанная с направлением нагружения $0x$ (она связана с продольным направлением вырезки виртуального образца $0x$).

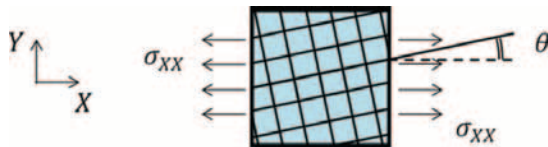


Рис. 2. Угол поворота монослоя θ в плоскости пластины

Результаты представлены на рис. 3. Видно, что при изменении угла θ от 0° до 45° вклад в жесткость упругого армирования уменьшается. При нагружении под углом $\theta = 45^\circ$ одноосное растяжение σ_{xx} превращается в сдвиговую нагрузку τ_{ar} и совпадает с экспериментальной диаграммой растяжения в направлении $0x$.

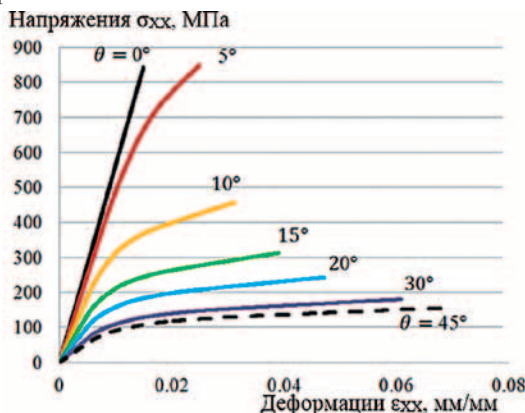


Рис. 3. Диаграммы деформирования углепластика №2 при одноосном нагружении в зависимости от угла поворота θ

Также было прослежено влияние угла θ на возникновение анизотропных свойств монослоя. На рис. 4 представлено изменение роста сдвиговых деформаций γ_{xy} при одноосном растяжении σ_{xx} . Наибольшие сдвиговые деформации проявляются при $\theta = 10^\circ$.

Диаграммы предельных поверхностей для ПКМ представлены для углепластиков №1 и №2. «Вытянутые по диагонали» формы предельных кривых (рис. 5) рассчитаны с учетом различных критериев прочности для ПКМ с типом армирования $[\pm 45^\circ]$. Естественными направлениями нагружения для моделирования предельных поверхностей такого

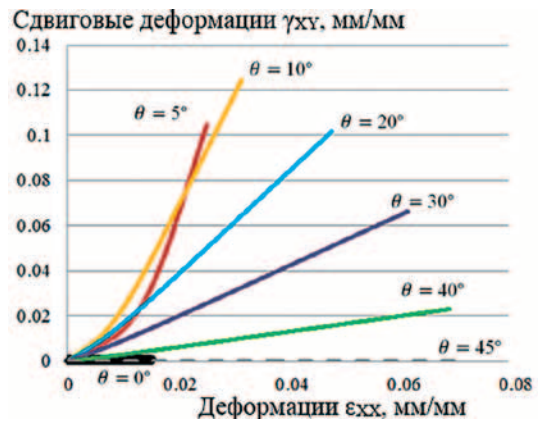


Рис. 4. Влияние угла на рост сдвиговых деформаций при одноосном нагружении углепластика №2 вдоль оси X

типа армирования являются направления вдоль осей $0x$ и $0y$ под углами $[\pm 45^\circ]$ к армированию $0a$. В принятой численной модели критерии прочности определены в системе координат армирования слоя $0ar$, и, таким образом, удастся корректно смоделировать эффект «растянутых по диагонали» сечений предельных поверхностей.

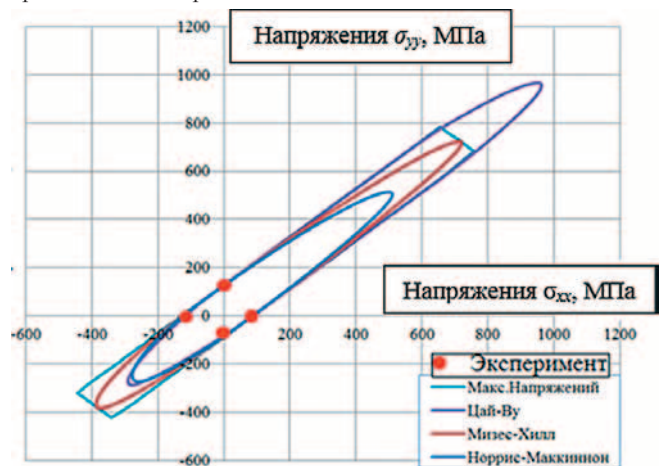


Рис. 5. Предельные поверхности для углепластика №1 в плоскости $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy})$

Сечения предельных поверхностей представлены на рис. 6 для материала с армированием $[0^\circ/90^\circ]$. Для слоя материала критерий максимальных напряжений определяет предельную поверхность как поверхность прямоугольного параллелепипеда в пространстве напряжений $\sigma_{aa}, \sigma_{pp}, \tau_{pp}$. На рис. 6 это проявляется в виде квадратного сечения поверхности предельного состояния на плоскости $(\sigma_{aa}, \sigma_{pp})$.

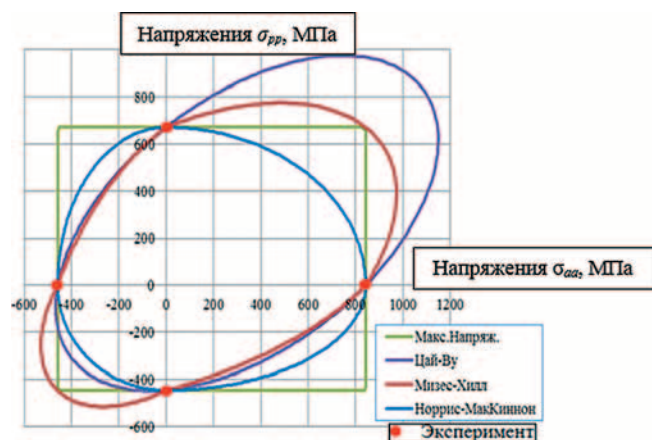


Рис. 6. Сечения предельных поверхности для углепластика №2 в плоскости напряжений (σ_{aa}, σ_{pp})

3. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИСПЫТАНИЙ ОБРАЗЦОВ ПКМ ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ ТИПЕ НАГРУЖЕНИЯ И ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Для исследования поведения ПКМ под воздействием комбинированного типа нагружения было предложено использовать результаты модифицированного Аркана теста. Для проведения испытаний применялась специальная оснастка (рис. 7). Испытания с комбинированным типом нагружения был разработан с помощью комбинации метода М. Аркана и оснастки стандартных испытаний ASTM D7078 [15, 18]. Метод М. Аркана был предложен им и соавторами для испытаний композитных материалов [13, 14].

Данный тест позволяет задавать соотношение между поперечной и сдвиговой силами, действующими в среднем сечении образца. Усредненные величины касательных напряжений τ_{xy} и нормальных напряжений σ_{xx} определяют по следующим зависимостям:

$$\sigma = \frac{P}{bh}, \quad \begin{cases} \tau_{xy} = \sigma \cos(\beta); \\ \sigma_{xx} = \sigma \sin(\beta); \\ \sigma_{yy} = \lambda \sigma \sin(\beta). \end{cases} \quad (14)$$

Здесь P – величина внешней нагрузки; b и h – ширина и толщина рабочего сечения образца, соответственно; σ – номинальные напряжения.

Усредненные компоненты напряжений τ_{xy} и σ_{xx} определяют, исходя из величины внешней нагрузки. Усредненные нормальные напряжения σ_{yy} создаются вследствие особенности геометрии образца и свойств материала. Был введен параметр λ , зависящий от характеристик испытываемого ма-

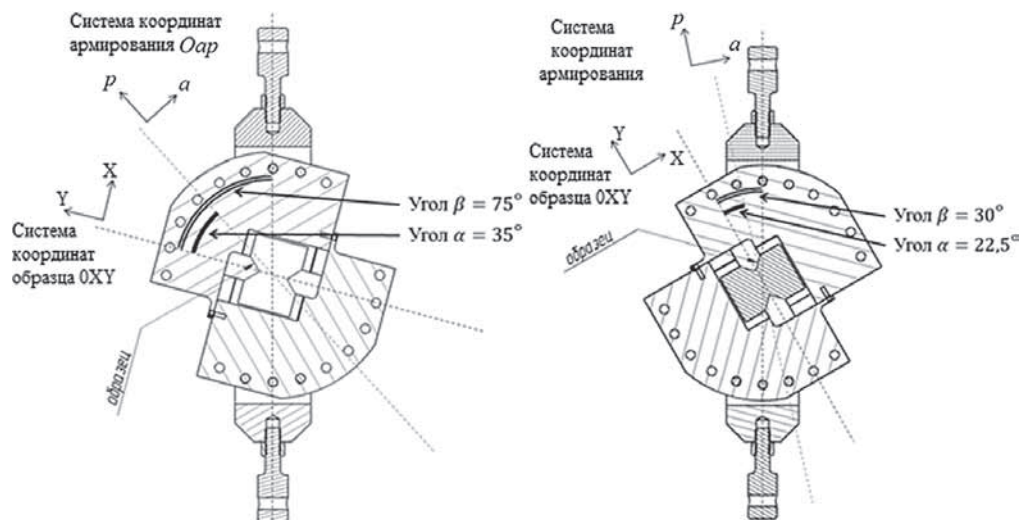


Рис. 7. Оснастка для проведения испытаний с комбинированным типом нагружения

териала, направления армирования, угла вырезок образца и угла β (рис. 7) [18]. Для обработки результатов экспериментов использовались величины параметра λ , приведенные в табл. 2. Они были получены численным методом с помощью конечно-элементной модели. Была проведена серия расчетов для двух типов материалов: рассмотрены стеклопластик и углепластик с ортогональной структурой армирования. Для получения величин λ в расчетах было использовано следующее соотношение:

$$\lambda = \frac{\int_A \sigma_{yy} dA}{\int_A \sigma_{xx} dA} = \frac{\int_A \sigma_{yy} dA}{\sigma A \sin(\beta)}, \quad (15)$$

где A – плоская площадка в среднем – рабочем – сечении образца.

Таблица 2

Используемые значения параметра λ

Угол α	Угол β	Параметр λ	
		Ортогонально армированный стеклопластик	Ортогонально армированный углепластик
0°	75°	0,195	0,117
35°		0,478	0,707
-35°		0,387	0,516
22,5°		0,400	0,542
-22,5°		0,261	0,258

Для обработки результатов экспериментов используются номинальные напряжения σ , определенные в соответствии с соотношением (14). Полученные деформации ϵ_{xx} , ϵ_{yy} , γ_{xy} сопоставлялись с номинальным напряжением σ , а также со значениями напряжений σ_{xx} , σ_{yy} и τ_{xy} , определенных на основании изменения внешней нагрузки P . Сравнение разрушающего нагружения с расчетными значениями приведено в табл. 3 и табл. 4. Значение относительного отклонения для разрушающего нагружения определялась по величинам номинальных напряжений σ :

$$\delta = 100\% \frac{\sigma_{рас.} - \sigma_{эксп.}}{\sigma_{эксп.}}. \quad (16)$$

Из табл. 3 и табл. 4 видно, что численное моделирование с использованием критерия Норриса–МакКиннона показывает наиболее консервативную величину разрушающего нагружения, а критерий максимальных напряжений дает наименее консервативную оценку. Наименьшее отклонение от результатов экспериментов показывает критерий Норриса–МакКиннона, однако и для этого критерия отклонение превышает 10%.

Сравнительная таблица для результатов экспериментов с образцами углепластиком №4 при комбинированном типе нагружения ($\alpha = -35^\circ$; $\beta = 75^\circ$)

Эксперимент	Расчет					Относительное отклонение δ , %
	Критерий прочности	Предельная номин. нагрузка σ , МПа	Предельные компоненты напряжений, МПа			
			σ_{xx}	σ_{yy}	τ_{xy}	
584,0	макс. напряжения	670,9	648,0	334,4	173,6	15
	Цая-Бу	647,8	625,7	322,9	167,7	11
	Мизеса-Хилла	555,8	536,9	277,0	143,9	-5
	Норриса-МакКиннона	494,0	477,2	246,2	127,9	-15

Таблица 4

Сравнительная таблица для результатов экспериментов с образцами углепластиком №3 при комбинированном типе нагружения ($\alpha = -22,5^\circ$; $\beta = 75^\circ$)

Эксперимент	Расчет					Относительное отклонение δ , %
	Критерий прочности	Предельная номин. нагрузка σ , МПа	Предельные компоненты напряжений, МПа			
			σ_{xx}	σ_{yy}	τ_{xy}	
640,8	макс. напряжений	1022,0	987,2	254,7	264,5	59
	Цая-Бу	953,9	921,4	237,7	246,9	49
	Мизеса-Хилла	755,7	729,9	188,3	195,6	18
	Норриса-Маккинона	726,7	701,9	181,1	188,1	13

Необходимо отметить, что используемые в табл. 3 и табл. 4 и рис. 8 обозначения направлений $0x$ и $0y$ соответствуют ориентации образца в момент испытаний, представленной на рис. 7 и не являются осями анизотропии материала $0x$ и $0y$.

В серии испытаний с углепластиком №4, при комбинированном типе нагружения ($\alpha = -35^\circ$; $\beta = 75^\circ$) были испытаны четыре образца. Для трех были построены кривые диаграмм деформирования. Замеры величин деформаций проходили в центре зауженного сечения образца с осреднением результатов на площадке 2×2 мм. Результат моделирования приведен в сравнении с диаграммами из тестов на рис. 8.

В проведенных экспериментах нагружение образцов проводилось в несколько этапов до полного разрушения. «Цикличность» нагружения в эксперименте не использовалась для верификации результатов рассматриваемой модели и была необходима для других исследований. Моделирование поэтапного нагружения не проводилось. Результаты численного моделирования показывают для представленного материала сходимость с диаграммами деформирования в зоне роста неупругих деформаций. Все образцы показывают поведение, близкое к прогнозируемому, разрушаясь при разных уровнях нагружения.

Для корректного отображения сечений предельных поверхностей в пространстве напряжений необходимо выбрать плоскость, к которой принадлежит вектор «пути нагружения» в пространстве $\{\sigma_{aa}, \sigma_{pp}, \tau_{ap}\}$. Таким образом, результат эксперимента будет находиться в одной плоскости с сечениями предельных поверхностей.

На рис. 9 представлены сечения предельных поверхностей критериев прочности в сравнении с результатами экспериментов. На рис. 9, а представлены сечения предельных поверхностей плоскостью, определенную по известным значениям углов α и β и параметра λ :

$$\tau_{ap} = \sigma_{aa} \frac{\cos(2\alpha)\cos(\beta) + \frac{(1-\lambda)}{2}\sin(2\alpha)\sin(\beta)}{\sin(\beta)(\lambda\sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2) - \sin(2\alpha)\cos(\beta)}. \quad (17)$$

На рис. 9, б представлены сечения предельных поверхностей плоскостью:

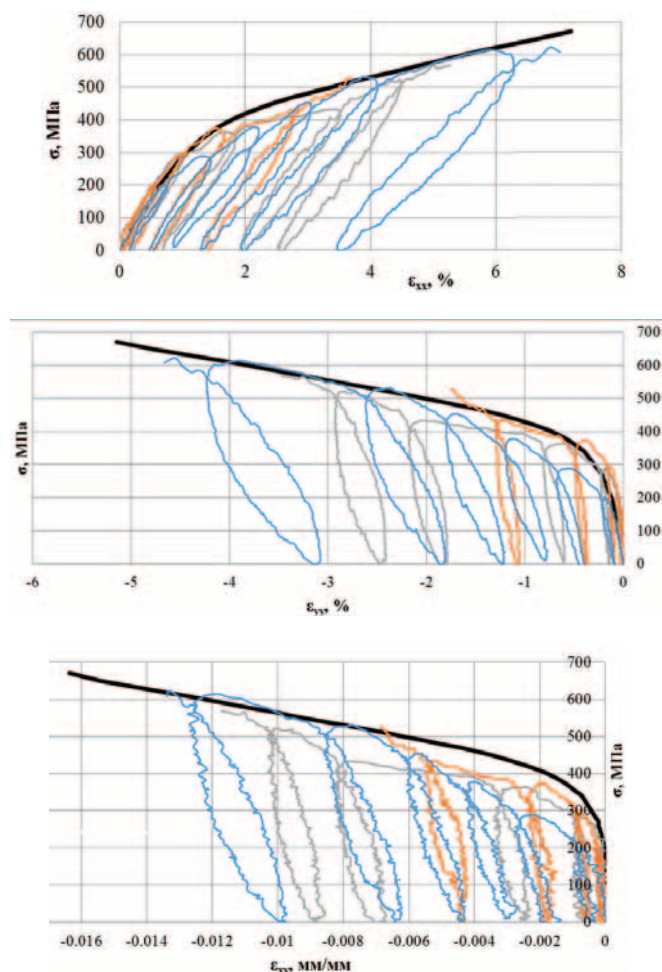


Рис. 8. Сравнение диаграмм деформирования экспериментов с образцами углепластика №4 при комбинированном типе нагружения ($\alpha = -35^\circ$; $\beta = 75^\circ$)
 — моделирование, — образец 1, — образец 2, — образец 3

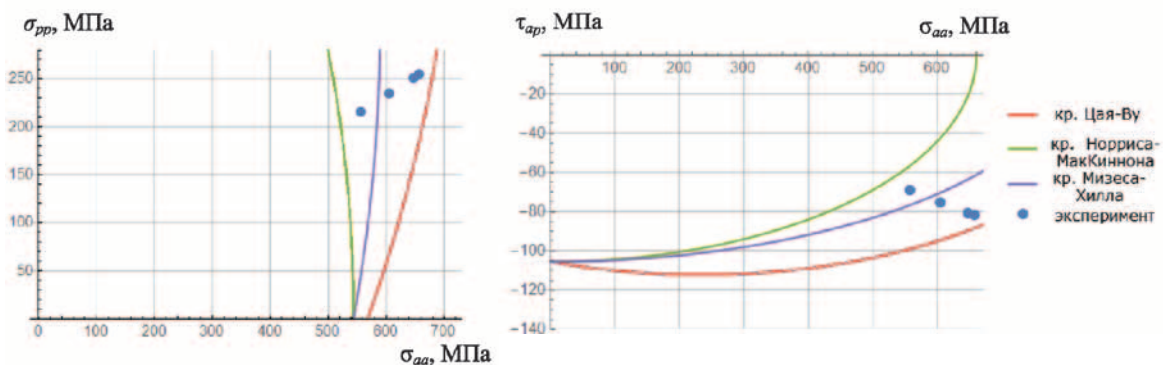


Рис. 9. Сечения предельных поверхностей критериев прочности в сравнении с результатами экспериментов [результат теста с углепластиком №4 ($\beta=75^\circ$, $\alpha=-35^\circ$)]

— критерий Цай-Бу, — критерий Норриса-МакКиннона, — критерий Мизеса-Хилла, ••• — эксперимент

$$\sigma_{pp} = \sigma_{aa} \frac{\sin(\beta)(\lambda \cos(\alpha)^2 + \sin(\alpha)^2) + \sin(2\alpha)\cos(\beta)}{\sin(\beta)(\lambda \sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2) - \sin(2\alpha)\cos(\beta)} \quad (18)$$

4. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИСПЫТАНИЙ ОБРАЗЦОВ ГПКМ И ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Гомогенизированные упругие характеристики двух ГПК-МУП №2 + СП №1 и УП №2 + УП №1 были рассчитаны и приведены в сравнении с результатами экспериментов в табл. 5. Обозначенные гибридные материалы образованы комбинациями тканей, используемых для углепластика №1 (УП№1), углепластика №2 (УП№2) и стеклопластика №1 (СП №1). Все рассматриваемые в работе ПКМ используют единый материал винилэфирного связующего.

Для материала УП №2 + СП №1 предсказанные модули Юнга E_1 и E_2 отличаются от замеренных в экспериментах

менее чем на 3%, или менее чем на 1,5 ГПа в абсолютных значениях. Расчетные значения сдвиговых модулей показывают значительно большее относительное отклонение с экспериментом – менее 30%, однако в абсолютных величинах отклонение – 2,5 ГПа.

Для материала УП №2 + УП №1 предсказанные модули Юнга E_1 и E_2 отличаются от экспериментальных значений менее чем на 6%, в то время как модули сдвига показывают отклонение менее чем на 15%. В абсолютных величинах отклонение расчетных эффективных свойств от экспериментальных менее 2 ГПа.

Помимо эффективных свойств были определены прочностные характеристики и формы предельных кривых для различных критериев прочности прогрессивного разрушения. В табл. 6 и табл. 7 представлено сравнение результатов моделирования с экспериментальными данными.

Таблица 5

Гомогенизированные эффективные упругие характеристики ГПКМ

Характеристика и размерность	УП№2 + СП №1			УП №2 + УП №1		
	Эксперимент	Расчет	Относит. отклонение	Эксперимент	Расчет	Относит. отклонение
E_1 , МПа	44 100	43 546	-1,3%	47 700	44 968	-5,7%
E_{12} , МПа	-	17 405		-	40 122	-
E_2 , МПа	41 700	42 864	2,8%	44 400	44 346	-0,1%
ν_{12}	-	0,2		-	0,29	-

Таблица 6

Прочностные характеристики для ГПКМ УП №2 + СП №1

Характеристика и размерность	Эксперимент	Расчет / Относит. отклонение							
		Макс. напряжения		Цай-Бу		Мизес-Хилл		Норриса-МакКиннона	
$P_{11(\sigma)}$, МПа	560	624	11%	530	-5%	526	-6%	549	-2%
$P_{22(\sigma)}$, МПа	500	509	2%	452	-10%	453	-9%	484	-3%
$P_{11(\sigma)}$, МПа	343 (410 и 275)*	345	1%	334	-3%	328	-4%	343	0%
$P_{22(\sigma)}$, МПа	370 (390 и 350)*	330	-11%	323	-13%	316	-15%	329	-11%
Среднее относительное отклонение			6%		8%		9%		4%

* Результаты экспериментов по определению пределов прочности при одноосном сжатии представлены двумя значениями, соответствующими двум формам испытываемых образцов

Таблица 7

Прочностные характеристики для ГПКМ УП №2 + УП №1

Характеристика и размерность	Эксперимент	Расчет / Относит. отклонение							
		Макс. напряжения		Цай-Бу		Мизес-Хилл		Норриса-МакКиннона	
$P_{11(\sigma)}$, МПа	563	638	13%	488	-13%	479	-15%	563	0%
$P_{22(\sigma)}$, МПа	531	515	-3%	420	-21%	419	-21%	480	-10%
$P_{11(\sigma)}$, МПа	364	351	-4%	330	-9%	322	-12%	346	-5%
$P_{22(\sigma)}$, МПа									
Среднее относительное отклонение			2%		-14%		-16%		-5%

Рассчитанные пределы прочности на растяжение $\Pi_{11(+)}$ и $\Pi_{22(+)}$ показывают большой разброс значений для разных критериев, в то время как для сжатия ($\Pi_{11(-)}$ и $\Pi_{22(-)}$) результаты расчетов мало зависят от выбора критерия прочности.

Среди предсказанных различными критериями пределов прочности при одноосном растяжении ($\Pi_{11(+)}$ и $\Pi_{22(+)}$) наименьшим средним относительным отклонением обладает критерий Норриса–МакКиннона. Важно отметить, что все «квадратичные» критерии ошибаются в консервативную сторону, в то время как критерий максимальных напряжений предсказывает прочность выше данных эксперимента.

Результаты прочностных расчетов при одноосном сжатии показывают отклонения от результатов экспериментов в пределах 25%.

На рис. 10 изображено сравнение кривых предельного состояния для различных критериев прочности при двuosном нагружении. При таком отображении предел прочности при одноосном нагружении определяется как пересечение кривой с любой из осей Ox или Oy . Видно, что вблизи зон одноосного растяжения/сжатия, критерии показывают самые близкие друг к другу значения.

Как показывают кривые предельного состояния, в зонах двuosного растяжения и двuosного сжатия критерии максимальных напряжений и Мизеса–Хилла показывают схожие значения. Критерий Норриса–МакКиннона, оказывается «вписанным» в многоугольник предела прочности критерия максимальных напряжений. Для большей части зон двuosного растяжения и двuosного сжатия этот критерий показывает наименьшие прочностные свойства материала.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная модель позволяет использовать существующие методики испытаний ПКМ на основе тканей при одноосном типе нагружения для определения эффективных физико-механических характеристик и прочностных свойств многослойных ГПКМ пластин. Для разработанной модели необходимо наличие результатов испытаний материалов ПКМ только при одноосном нагружении по направлениям

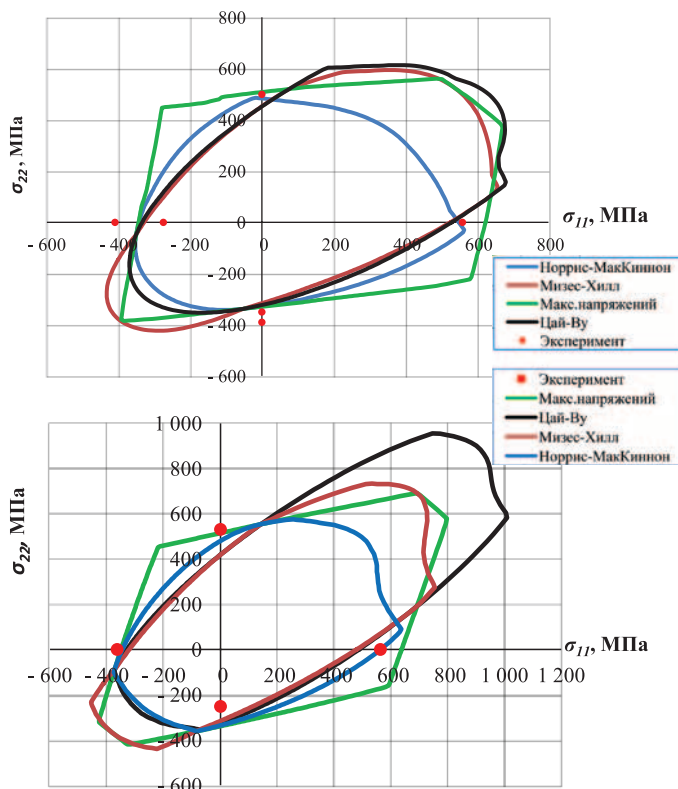


Рис. 10. Кривые предельного состояния ГПКМ на основе тканей: а – УП №2 + СП №1, б – УП №2 + УП №1

анизотропии. Численная модель материала не учитывает межслойные процессы при описании деформирования слоистого материала и рассматривает плоское напряженное состояние. Также в модели отсутствует аддитивность деформаций при неупругом поведении материала. Тем не менее результаты расчетов эффективных характеристик и процесса разрушения ГПКМ показывают хорошее совпадение с результатами испытаний. Результаты прогнозирования неупругого деформирования слоев ПКМ соответствуют результатам испытаний при комбинированном типе нагружения. Для прочностных характеристик относительное отклонение результатов расчетов не превышает дисперсию величин, измеряемых экспериментально. Критерий Норриса–МакКиннона показывает наилучшее совпадение с результатами различных экспериментов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рейфснейдер К.А., Хайсмит А. Изменение жесткости слоистых композитов в зависимости от механизма повреждений, вызывающих разрушение. – В кн.: Прочность и разрушение композитных материалов. – Рига: Зинатне, 1983.
2. Лехницкий С.Г. Теория упругости анизотропного тела. – М.: Наука, 1977.
3. Verpoest I., Lomov S.V. Virtual textile composites software WiseTex: integration with micro-mechanical, permeability and structural analysis // Composites Science and Technology 65 (15–16): 2005. – 2563–2574 p.
4. Ladeveze P., Dantec E. Le. Damage modelling of the elementary ply for laminated composites // Composites Science and Technology, 43: 1992. – 257–267 p.
5. Zinoviev P., Grigoriev S.V., Labedeva O.V., Tairova L.R. Strength of multilayered composites under plane stress state // Composite Science Technology, 58:1209–24, 1998.
6. Лурье А.И. Теория упругости. – М.: Наука, 1970.
7. Жилин П.А. Векторы и тензоры второго ранга в трехмерном пространстве. – СПб.: Нестор, 2001.
8. Гольденблат И.И., Копнов В.А. Критерии прочности и пластичности конструкционных материалов. – М.: Машиностроение, 1968.
9. Tsai S.W. Strength characteristics of composite materials. NASA CR-224, 1965.
10. Norris C. B., McKinnon P. F. Compression, tension and shear on yellow-poplar plywood panels of sizes that do not buckle with tests made at various angles to the face grain. – Wood Engineering Research Forest Products Laboratory Madison, 1962.
11. Tsai S.W., Wu E.M. A general theory of strength for anisotropic materials // Journal of Composite Materials, 1971. – Vol. 5. – P. 58 – 80.
12. Voigt W. Theoretische Studien ber die Elastizitatsverhaltnisse der Krystalle, Abhandl Kgl Ges Wiss Gottingen, Math Kl, 34, 1887, 3–51.
13. Goldenberg N, Arcan M, Nicolau E. On the most suitable specimen shape for testing shear strength of plastics. – ASTM STP 247, 1958,115–210 p.
14. Arcan M., Hashin Z., Voloshin A. A Method to Produce Uniform Plane-stress States with Applications to Fiber-reinforced Materials // Experimental mechanics. – 1978. – Vol.18(2). – p. 141-146.
15. ASTM D 7078/D 7078M Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by V-Notched Rail Shear Method.
16. Simo J.C., Hughes T.J.R. Computational Inelasticity. – New York: Springer, 1998.
17. Dodonov P.A., Fedonyuk N.N. Damage model for the composite material under multiaxial loading in Proceedings of the 17th European Conference on Composite Materials (ECCM17), München, 2016, p. 3.03-07.
18. Додонов П.А., Ераносян К.С., Паляк А.В. Оптический метод замеров деформаций для определения эффективных прочностных характеристик полимерных композиционных материалов при многоосном нагружении. – Тез. докл. конф. по строительной механике корабля памяти академика Ю.А.Шиманского, Санкт-Петербург, 2016, с.120–121. ■

Представлены результаты экспериментального исследования механических свойств конструкционного полиэтилена натурной толщины.

На первом этапе работы ставилась задача получить зависимость «условное напряжение–условная деформация» при максимальной продольной деформации порядка 20% до образования шейки. В задачу входило определение модуля нормальной упругости E и коэффициента Пуассона μ на материале в исходном состоянии, после нагружения и последующей разгрузки и в процессе разгрузки, а также исследование влияния скорости нагружения на указанные параметры.

На втором этапе ставилась задача получить указанные данные при максимальной продольной деформации порядка 100%, когда на образцах появилась шейка. При проведении этих испытаний были определены коэффициент Пуассона μ_{12} , характеризующий поперечное сокращение в направлении 2, при растяжении в направлении 1 (1, 2 – направления в плоскости пластины) и коэффициент μ_{13} , характеризующий поперечное сокращение в направлении 3 при растяжении в направлении 1 (3 – направление, перпендикулярное плоскости пластины), что позволило построить зависимости «истинное напряжение–истинная деформация».

На третьем этапе деформация была представлена в виде суммы упругой, высокоэластической и остаточной деформации, как это рассматривается в [1], на всех испытанных образцах.

Испытания проводились в условиях одноосного растяжения на пятикратных прямоугольных образцах-лопатках (рис. 1) на универсальной сервогидравлической испытательной машине с процессорным управлением «Инстрон-8801» с максимальным усилием ± 100 кН. В процессе испытаний образцов фиксировались значения нагрузки P , продольной деформации $\epsilon_{\text{прод}}$ и поперечной деформации по ширине образца $\epsilon_{\text{поп}}$ на жесткий диск управляющего персонального компьютера с интервалом сканирования Δt , который выбирался в зависимости от скорости деформирования таким образом, что общее число точек сканирования на каждом нагружении составляло величину порядка 400.

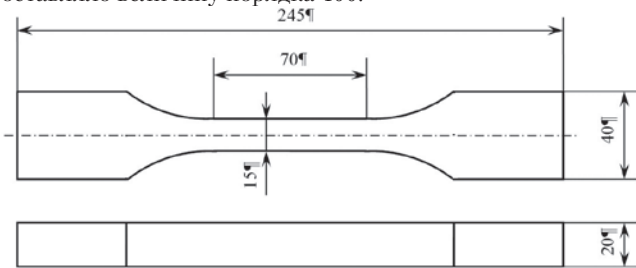


Рис. 1. Форма и размеры образцов

Для измерения деформации использовались экстензометры фирмы «Инстрон» с измерительной базой 25 мм и ходом ± 5 мм ($\pm 20\%$) для измерения продольной деформации и с базой измерения, равной ширине образца, и ходом $\pm 2,5$ мм для измерения поперечной деформации.

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОНСТРУКЦИОННОГО ПОЛИЭТИЛЕНА

В.И. Нигматуллин, канд. техн. наук, науч. сотрудник,
О.А. Строгонова, канд. техн. наук, науч. сотрудник,
Э.Ю. Михайлов, инженер 1-й категории,
 ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
 контакт. тел. (812) 415 4610

Два образца (маркировка 1 и 2) были испытаны при постоянных скоростях деформирования (перемещения плунжера V_e) 1 мм/мин и 50 мм/мин соответственно до максимальной продольной деформации порядка 20%. Два образца (маркировка 3 и 4) были испытаны при постоянной скорости деформирования 1 мм/мин до максимальной продольной деформации свыше 100%. Причем каждый образец подвергался четырем циклам нагружения с последующей полной разгрузкой. В табл. 1 приведены номинальные размеры рабочей части образцов, а также скорость перемещения плунжера V_e и интервал сканирования Δt .

На рис. 2 представлены зависимости «условное напряжение σ –условная продольная деформация $\epsilon_{\text{прод}}$ », полученные при испытании образцов 1 и 2 при двух различных скоростях нагружения V_e .

Эксперимент показал, что снижение скорости нагружения образца V_e приводит к существенному снижению напряжения на диаграмме деформирования материала. Отметим, что испытания проводились при постоянной скорости перемещения плунжера. Длина рабочей части в процессе испытаний увеличивалась, что приводило к уменьшению скорости деформирования. В последующем предполагается проводить более корректные испытания при постоянной скорости деформации.

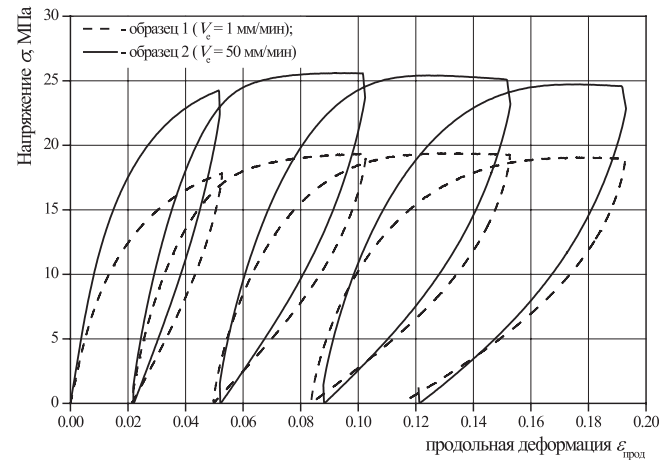


Рис. 2. Зависимости «условное напряжение σ –условная продольная деформация $\epsilon_{\text{прод}}$ » при двух скоростях нагружения V_e

Из рис. 2 видно, что на всех циклах зависимость «напряжение–деформация» нелинейная. Нелинейная зависимость

Таблица 1

Номинальные размеры образцов и скорость нагружения

Маркировка образца	Размеры рабочей части образца, мм			Скорость перемещения плунжера V_e , мм/мин	Интервал сканирования Δt , с
	Длина ℓ	Толщина s	Ширина b		
1	70	19,84	14,92	1	1,00
2		19,40	15,04	50	0,03
3		19,86	15,03	1	1,50
4		19,90	15,01	1	1,50

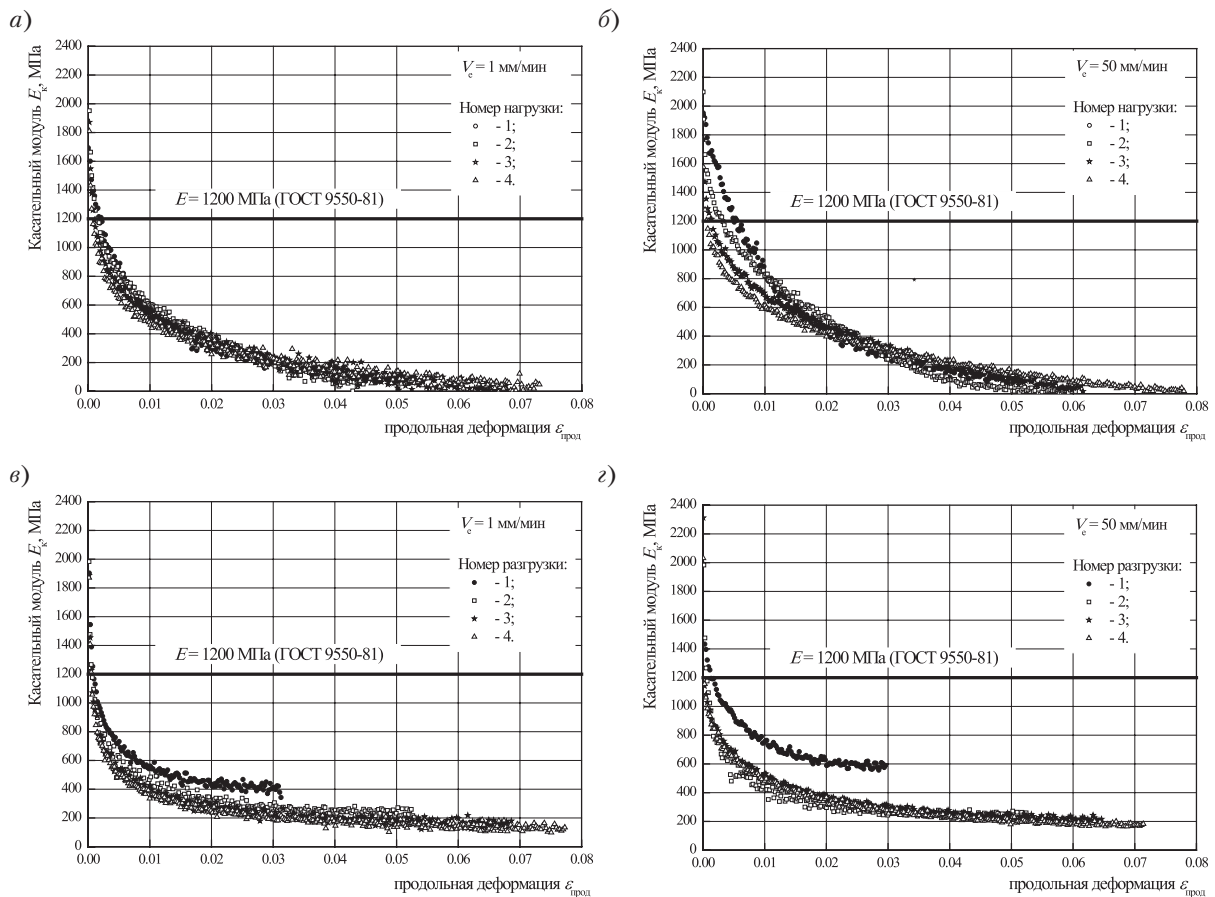


Рис. 3. Зависимости «касательный модуль E_k – продольная деформация $\epsilon_{\text{прод}}$ »: а – образец 1 ($V_e = 1$ мм/мин) при нагрузке; б – образец 1 ($V_e = 1$ мм/мин) при разгрузке; в – образец 2 ($V_e = 50$ мм/мин) при нагрузке; г – образец 2 ($V_e = 50$ мм/мин) при разгрузке

имеет место как при нагрузке, так и при разгрузке, на всех четырех циклах и при обеих скоростях нагружения.

На рис. 3 для образцов, испытанных при разных скоростях нагружения, представлены зависимости «касательный модуль E_k – продольная деформация $\epsilon_{\text{прод}}$ » при активном нагружении и при последующей разгрузке.

Отметим, что в соответствии с ГОСТ 9550–81 [2] величина модуля упругости E определяется при скорости нагружения (перемещения плунжера) $V_e = 1$ мм/мин по диаграмме «напряжение σ – продольная деформация $\epsilon_{\text{прод}}$ » на участке продольной деформации 0,1–0,3%, на котором зависимость между напряжением σ и продольной деформацией $\epsilon_{\text{прод}}$ линейно аппроксимируется. Для сравнения на рисунке приведено значение модуля E , определенного по ГОСТ 9550–81.

Очевидно, значения касательного модуля E_k на начальном участке диаграмм превосходят величину модуля упругости E , а при дальнейшем деформировании существенно снижаются. Сравнение значений касательного модуля для четырех циклов нагружения свидетельствует о незначительном влиянии предварительной деформации.

При испытаниях образцов фиксировались значения продольной деформации $\epsilon_{\text{прод}}$ и поперечной деформации по ширине образца $\epsilon_{\text{поп}}$, что позволило определить коэффициент Пуассона μ_{12} , характеризующий поперечное сокращение в направлении 2 при растяжении в направлении 1 (1, 2 – направления в плоскости пластины) на всем протяжении деформирования образцов. На рис. 4 отдельно для каждого цикла нагружения показаны зависимости коэффициента Пуассона

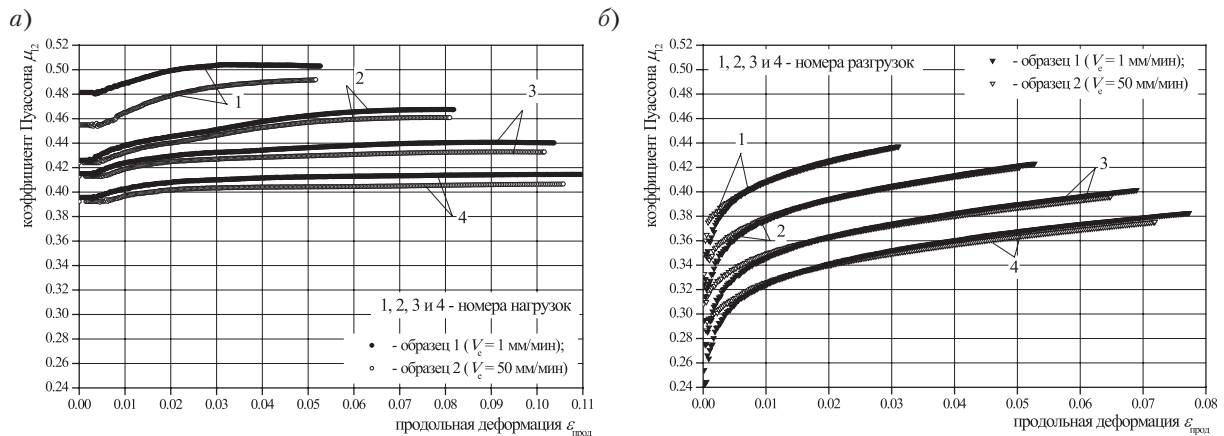


Рис. 4. Зависимости «коэффициент Пуассона μ_{12} – продольная деформация $\epsilon_{\text{прод}}$ »: а – образец 1 ($V_e = 1$ мм/мин) и образец 2 ($V_e = 50$ мм/мин) при нагрузке; б – образец 1 ($V_e = 1$ мм/мин) и образец 2 ($V_e = 50$ мм/мин) при разгрузке

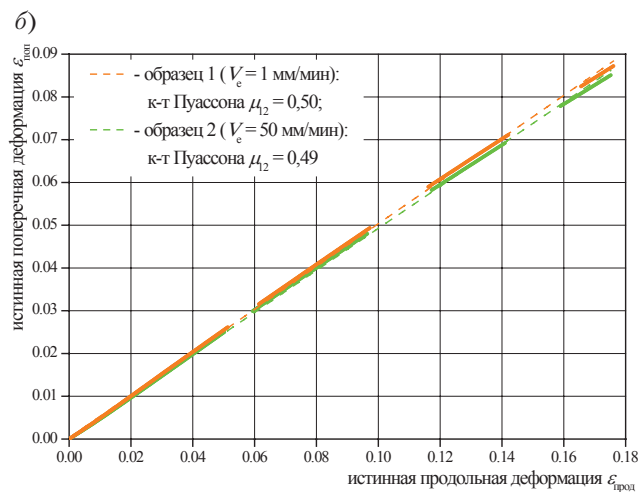
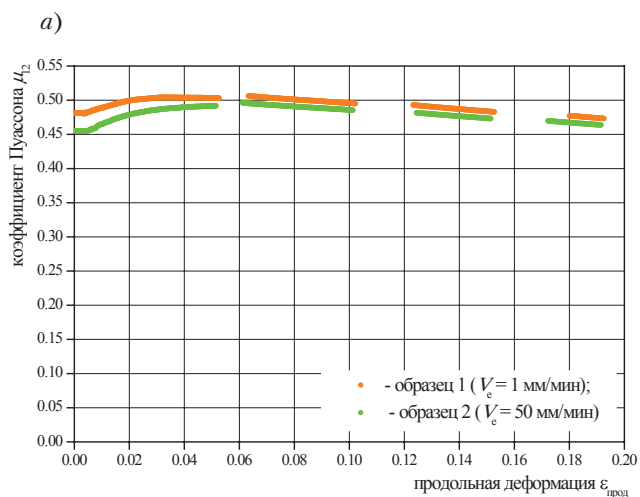


Рис. 5. Зависимости для образцов 1 и 2, испытанных при разных скоростях нагружения:

а – «коэффициент Пуассона μ_{12} – продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$ »; б – «истинная поперечная деформация $\varepsilon_{\text{поп}}$ – истинная продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$ »

Таблица 2

Продольная $\varepsilon_{\text{прод}}$, поперечная $\varepsilon_{\text{поп}}$ деформации и коэффициент Пуассона μ_{12}

№ точки	Образец 1 ($V_e = 1$ мм/мин)			Образец 2 ($V_e = 50$ мм/мин)		
	Продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$	Поперечная деформация, $\varepsilon_{\text{поп}}$	Коэффициент Пуассона μ_{12}	Продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$	Поперечная деформация $\varepsilon_{\text{поп}}$	Коэффициент Пуассона μ_{12}
1	1,53E-4	7,36E-5	0,481	1,85E-4	8,44E-5	0,456
2	0,02	0,0100	0,500	0,02	0,0097	0,485
3	0,04	0,0202	0,505	0,04	0,0196	0,490
4	0,06	0,0304	0,507	0,06	0,0299	0,498
5	0,08	0,0401	0,501	0,08	0,0393	0,491
6	0,10	0,0496	0,496	0,10	0,0486	0,486
7	0,12	0,0593	0,494	0,12	0,0581	0,484
8	0,14	0,0683	0,488	0,14	0,0668	0,477
9	0,16	0,0776	0,485	0,16	0,0760	0,475
10	0,18	0,0859	0,477	0,18	0,0840	0,468
11	0,193	0,0911	0,472	0,191	0,0888	0,465

μ_{12} от продольной деформации $\varepsilon_{\text{прод}}$ как при активном нагружении, так и при разгрузке.

Результаты, полученные в процессе четырех циклов, объединены и представлены на рис. 5 и в табл. 2 в виде зависимостей поперечной деформации $\varepsilon_{\text{поп}}$ и коэффициента Пуассона μ_{12} от продольной деформации $\varepsilon_{\text{прод}}$.

При проведении исследований поведения материала при деформации порядка 100 % (испытания образцов 3 и 4) потребовался ход как продольного, так и поперечного экстензометров, существенно превосходящий указанный выше. Каждый образец подвергался четырем циклам нагружения с последующей полной разгрузкой. После достижения экстензометром поперечной деформации максимального значения хода (12,5%) выполнялась разгрузка образца, и экстензометр снимался. После каждой разгрузки проводился осмотр образца. Уже после первой разгрузки было установлено, что на каждом образце образовалась шейка, причем место установки поперечного экстензометра могло не оказаться на месте образования шейки. Отметим, что термин «шейка» используется условно, так как минимальное по длине образца поперечное сечение не локализуется, как это происходит при испытании металлических образцов, а имеет определенную протяженность. С помощью цифрового штангенциркуля в минимальном сечении образца (рис. 6) измерялись ширина b и толщина s образца, что позволяло установить экстензометр поперечной деформации на участке с минимальным поперечным сечением (в шейке) для следующего нагружения.

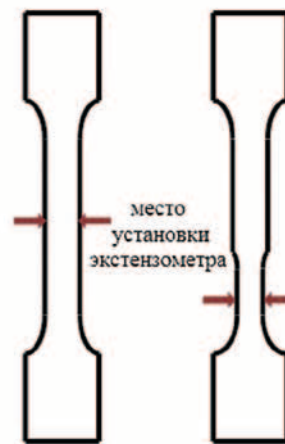


Рис. 6. Корректная установка экстензометра для измерения поперечной деформации

Эти измерения позволили определить коэффициент Пуассона μ_{13} , характеризующий поперечное сокращение в направлении 3 при растяжении в направлении 1 (3 – направление, перпендикулярное плоскости пластины), причем оказалось выполненным приближенное равенство $\mu_{12} \approx \mu_{13}$. Значения коэффициента Пуассона μ_{13} приведены в табл. 3. Этих данных достаточно, чтобы вычислить текущие значе-

Коэффициенты Пуассона μ_{12} и μ_{13}

№ точки	коэффициент Пуассона μ_{12}	Образец 3 ($V_e = 1$ мм/мин)		Образец 4 ($V_e = 1$ мм/мин)	
		$\frac{\varepsilon_{\text{поп толщ}}}{\varepsilon_{\text{поп шир}}}$	коэффициент Пуассона μ_{13}	$\frac{\varepsilon_{\text{поп толщ}}}{\varepsilon_{\text{поп шир}}}$	коэффициент Пуассона μ_{13}
		$\mu_{13} = \mu_{12} \frac{\varepsilon_{\text{поп толщ}}}{\varepsilon_{\text{поп шир}}}$			
2	0,50	1,05	0,53	0,86	0,43
3		1,08	0,54	0,89	0,45
4		1,04	0,52	1,00	0,50
5		1,00	0,50	0,98	0,49
Среднее значение			0,52		0,47

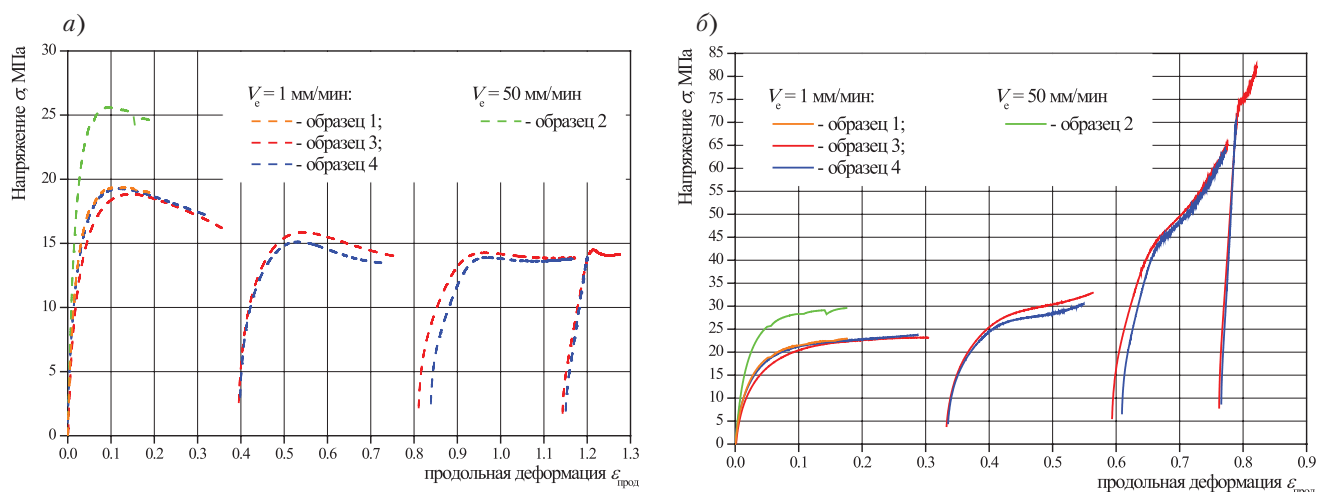


Рис. 7. Зависимость «условное напряжение σ – условная продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$ » (а) и зависимость «истинное напряжение σ – истинная продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$ » (б)

ния площади поперечного сечения и продольной деформации $\varepsilon_{\text{прод}}$ образцов.

На рис. 7 представлены зависимости между напряжениями и деформациями, построенные для условных и истинных значений этих параметров.

После проведения испытаний проводилась запись релаксации поперечной высокоэластической деформации для всех четырех образцов в течение 25 – 250 часов. На рис. 8 приведены зависимости «продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$ – время t » для

всех четырех образцов, нагруженных до продольной деформации $\varepsilon_{\text{прод}} \approx 20\%$ и $\varepsilon_{\text{прод}} \approx 100\%$, соответственно.

Деформация может быть разделена на упругую, т.е. такую обратимую деформацию, которая снимается одновременно с нагрузкой, и деформацию, остающуюся после разгрузки. Эта деформация, в свою очередь, может быть подразделена на высокоэластическую, т.е. такую, которая после завершения разгрузки снимается со значительно меньшей скоростью, и остаточную, или полностью необратимую деформацию.

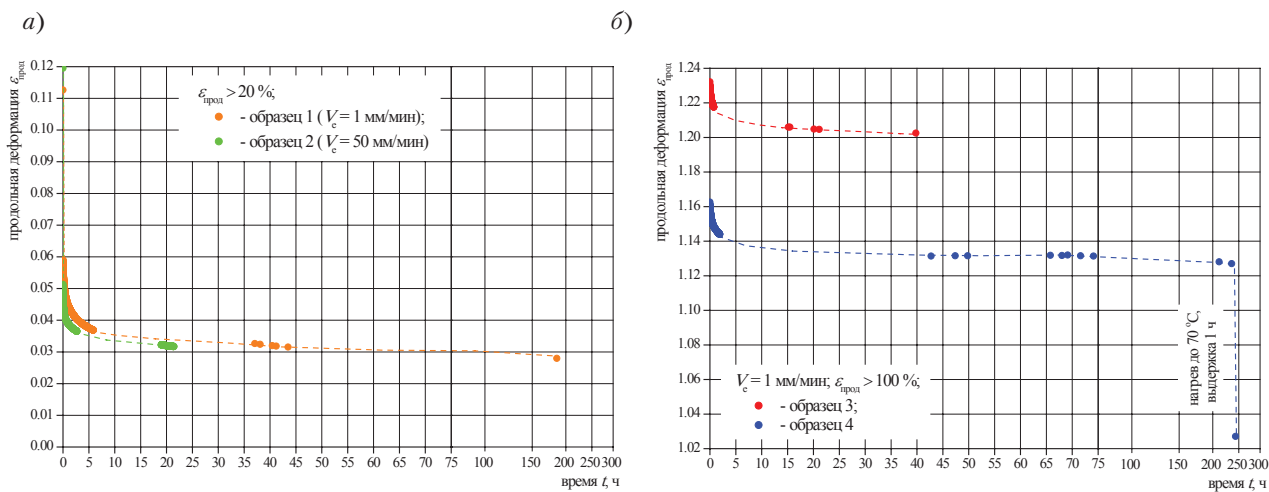


Рис. 8. Зависимости «продольная деформация $\varepsilon_{\text{прод}}$ – время t »

Упругая, высокоэластическая и остаточная деформации

Маркировка образца	Номер цикла	Скорость нагружения V_e , мм/мин	Достигнутое условное напряжение, МПа	Достигнутая условная деформация, %	Упругая деформация, %	Деформация после разгрузки, %	Высокоэластическая деформация, %	Остаточная деформация, %
1	1	1	17,8	5,3	3,1	2,2	{2,2} [*]	
	2		19,3	10,3	5,3	5,0	{5,0}	
	3		19,3	15,3	6,9	8,4	{8,4}	
	4		19,0	19,3	7,8	11,5	8,5	3,0
2	1	50	24,2	5,2	3,0	2,2	{2,2}	
	2		25,6	10,2	5,0	5,2	{5,2}	
	3		25,4	15,3	6,5	8,8	{8,8}	
	4		24,7	19,3	7,2	12,1	9,0	3,1
3	1	1	16,2	35,5	8,0	27,5	{27,5}	
	2		14,0	75,6	8,2	67,4	{67,4}	
	3		13,8	117,2	4,7	112,5	{112,5}	
	4		14,1	127,3	4,1	123,2	2,9	120,3
4	1	1	17,0	33,3	9,2	24,1	{24,1}	
	2		13,4	73,1	8,3	64,8	{64,8}	
	3		13,8	116,5	4,5	112,0	{112,0}	
	4		14,1	120,1	3,8	116,3	3,6	112,7 ^{**}

* Сумма высокоэластической и необратимой (остаточной) деформации.

** Отметим, что на образце 4 необратимая (остаточная) деформация была уменьшена в результате нагрева образца до 70 °С еще на 10 % и составила 102,7%.

На вертикальной оси рис. 8 отложена продольная деформация, оставшаяся после быстрого снятия упругой деформации. Далее во времени шел процесс снятия высокоэластической деформации, после чего была зафиксирована необратимая остаточная деформация. В табл. 4 представлены результаты испытаний: упругая, высокоэластическая и остаточная деформация для всех образцов.

В результате оказалось, что соотношение высокоэластической и необратимой (остаточной) деформации существенно зависит от величины полной достигнутой деформации. На образцах 1 и 2 высокоэластическая деформация составила

значительную часть общей деформации. На образцах 3 и 4 деформация, оставшаяся после разгрузки, почти полностью оказалась необратимой (остаточной).

ЛИТЕРАТУРА

1. Рабинович А.Л. Введение в механику армированных полимеров. – М.: Наука, 1970, 482 с.
2. ГОСТ 9550–81. Пластмассы. Метод определения модуля упругости при растяжении, сжатии и изгибе. ■

1. Автор представляет статью в электронном виде объемом до 20 000 знаков, включая рисунки. Текст набирается в редакторе MS Word под Windows, формулы – в формульном редакторе MathType. Иллюстрации, помещенные в статью, должны быть представлены дополнительно в форматах: TIFF CMYK (полноцветные), TIFF GRAYSCALE (полуполноцветные), TIFF BITMAP (штриховые), EPS, JPEG, с разрешением 300 dpi для полутоновых, 600 dpi для штриховых и в размерах, желательных для размещения.

2. Статья должна содержать реферат объемом до 300 знаков, ключевые слова и библиографо-библиотечный индекс УДК. Автор указывает ученую степень, ученое звание, место работы, должность и контактный телефон, а также дает в письменной форме разрешение редакции журнала на размещение статьи в Интернете и Научной электронной библиотеке после публикации в журнале. Статья представляется с рецензией.

3. Статьи соискателей и аспирантов принимаются к публикации на бесплатной и безгонорарной основе.

4. Контрольное рецензирование этих статей осуществляет редакционная коллегия с привлечением при необходимости профильных специалистов. Рецензии на статьи хранятся в редакции журнала в течение 5 лет.

5. В случае отказа в публикации автору высылается рецензия. Копии рецензий направляются в Минобрнауки России при поступлении соответствующего запроса в редакцию журнала.

6. Содержание журнала ежеквартально представляется на рассмотрение редакционно-му совету. Решение о выпуске очередного номера оформляется протоколом.

РЕФЕРАТЫ

УДК 627.032:629.5.018.712 **Ключевые слова:** локальные ледовые давления, модельные испытания, ледовый бассейн, пересчет, проектные ледовые нагрузки
А.В. Александров, Р.А. Матанцев, В.В. Платонов. Масштабирование локальных ледовых давлений на стационарную платформу по результатам испытаний в ледовом бассейне // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 7

Предложен новый подход к масштабированию ледовых давлений. Он основан на принципе использования различных масштабных коэффициентов для разрушения льда изгибом и смятием. Переход от модельных данных к натурным осуществляется с использованием компьютерных моделей деформирования льда. Проведены испытания ледостойкой платформы в ледовом бассейне, измерены значения ледовых давлений на различные площади контактной поверхности. По разработанной технологии выполнен пересчет модельных значений на натурные. Ил. 3. Библиогр. 19 назв.

УДК 629.543 532.5 **Ключевые слова:** шлошинг, СПГ, нагрузки, мембранный танк, метод объема жидкости

М.С. Бойко, К.А. Добрыжинский. Исследование характера нагрузки на стенки грузовой емкости танкера для перевозки СПГ // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 10

Целью данной работы являлось исследование характера нагрузки на стенки грузовой емкости судна для перевозки сжиженного газа. Для решения поставленной задачи применялся метод численного моделирования на основе уравнений Навье-Стокса и методе объема жидкости. В качестве расчетного был принят случай бортовой качки на регулярном волнении. Ил. 6. Библиогр. 12 назв.

УДК 629.5.02:624.042.43 **Ключевые слова:** лед, суда двойного действия, корпус, методология, ледовые нагрузки, ледовое взаимодействие, ледовое давление, прочность льда.

А.В. Андрушин, П.С. Зуев, М.А. Кутейников, О.А. Григорьева, А.С. Большев, С.А. Фролов. Ледовые нагрузки на суда, форма корпуса которых отличается от регламентируемых правилами РС // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 13

Представлена методология определения ледовой нагрузки, воздействующей на ледовый пояс судна. Этот метод применим в том числе и для кормовых оконечностей современных судов двойного действия. Расчетные параметры ледовой нагрузки позволяют оценивать прочность корпуса судна, работающего в различных ледовых условиях в зависимости от скорости движения. Разработанная методология верифицирована по результатам натурных измерений ледовой нагрузки. Результаты анализа показывают, что получаемая в расчёте ледовая нагрузка коррелируется с расчётами результатов натурных измерений. Ил. 6. Библиогр. 17 назв.

УДК 629.5.028.2 **Ключевые слова:** толкаемый состав, сцепные устройства, усилия в счалах, курсовой угол
С.В. Преснов. Влияние курсового угла на усилия

в счалах толкаемых составов // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 17

Предложена методика определения усилий, возникающих в сцепных устройствах толкаемого состава в условиях волнения, основанная на прямом решении системы дифференциальных уравнений движения толкача и баржи. Приведены графики продольных и вертикальных усилий для трех типов сцепных устройств в зависимости от курсового угла к направлению волнения. Установлены значения курсового угла, при которых сальные силы и моменты достигают своего максимума. Сделаны выводы о влиянии на эти усилия жесткости самого устройства и наличия люфта в его узлах, характера волнения и скорости движения. Ил. 4. Библиогр. 3 назв.

УДК 629.546.2 **Ключевые слова:** балкер, конструкция корпуса, набор по Правилам, навалочные суда, Общие Правила МАКО, сравнительный анализ, CSR

К.В. Плотников. Анализ развития требований нормативных документов к размерам конструкции корпуса навалочных судов в средней части // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 19

Проведен сравнительный анализ результатов проектирования конструкций корпуса навалочного судна дедевитом ок.70 000 т по требованиям Общих Правил (CSR), Правил РМРС в редакции 2005 г. и Правил Регистра СССР 1990 г. Полученные результаты согласуются с оценками классификационных обществ. Кратко описано развитие требований Правил к размерам конструкции балкеров от послевоенных лет до наших дней. Т. 7. Ил. 6. Библиогр. 11 назв.

УДК 629.5.015.4–27.21 **Ключевые слова:** силы веса, силы поддержания, распределение по длине, изгибающий момент, тихая вода, вершина и подошва волны, вероятность разрушения, затраты, функция цели

И.Ф. Давыдов. К оценке прочности на начальных стадиях проектирования судов // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 26

Рассмотрены практические способы расчетных определений нагрузок, действующих на корпуса морских транспортных судов на начальных этапах проектирования, включая распределение сил веса и поддержания по длине судна, изгибающие моменты на вершине и подошве волны. Для сухогрузных судов, предназначенных для перевозки грузов и контейнеров без машинной установки, систем, грузового устройства, надстроек и рубок, предложено безразмерное распределение сил веса по длине. Предложена форма затратной части критерия экономической эффективности, позволяющая учесть характеристики прочности в решении оптимизационной задачи общего проектирования на начальных стадиях. Ил. 3. Библиогр. 8 назв.

УДК 621.178:539.4 **Ключевые слова:** суда арктические, платформы арктические, усталость стальных конструкций в низкотемпературных условиях

Г.Б. Крыжевич. Усталостная прочность стальных конструкций в низкотемпературных условиях // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 30
Показано, что современные правила расчета ус-

талости сварных конструкций, включенные в нормативные документы – правила классификационных обществ, МАКО и другие материалы, не являются удовлетворительной основой для оценки усталостной прочности конструкций, эксплуатирующихся в условиях низких температур, характерных для арктических регионов. Предложены существенные изменения процедур расчета низкотемпературной усталостной прочности конструкций по сравнению с применяемыми при обычных температурах. При разработке методов расчета малоциклового и многоциклового усталости предпринят учет следующих явлений: снижение резервов пластического деформирования материала в узлах конструкции в результате совместного влияния двух факторов – стеснения деформирования в зонах концентрации напряжений и низкой температуры; увеличение пределов текучести σ_m и прочности σ_r материала при понижении температуры; изменение угла наклона низкотемпературных усталостных кривых, построенных в двойных логарифмических координатах, по сравнению с аналогичными кривыми, установленными по результатам испытательных образцов при комнатной температуре. Ил. 3. Библиогр. 15 назв.

УДК [624.073:669.715]:629.5023.4 **Ключевые слова:** трехслойные панели Fixcel, судовые надстройки, прочность, Правила РМРС

Е.А. Шишенин, С.В. Сочинский. Применение Fixcel-панелей при изготовлении судовых надстроек // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 33

Рассмотрен опыт применения Fixcel-панелей в конструкциях судовых надстроек, жилых блоков и стоечных судов зарубежной постройки. Приведены результаты статических испытаний элементов кормовой переборки, изготовленных из Fixcel-панелей, а также результаты эксперимента с расчетом по разработанной «КГНЦ» методике. Показаны эксплуатационные преимущества Fixcel-панелей перед классическими стальными панелями (снижение веса, сборка надстройки из готовых макро модулей, гладкость поверхности) и возможности их использования в качестве внутрикорпусных выгородок вместо стандартных регистровых конструкций. Ил. 17. Библиогр. 3 назв.

УДК 629.5.024.32 **Ключевые слова:** столкновение, вероятность, пуассоновский поток, бульбовая наделка, гофрированная вставка

П.Е. Бураковский. Разработка конструктивных мероприятий по снижению последствий столкновений судов // *Морской вестник*. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 36

Предложены математические модели, позволяющие оценивать риск столкновения судов при их движении встречными, а также пересекающимися курсами, причем характеристики судов являются случайными величинами, а сами суда образуют пуассоновский поток. Показано, что в зависимости от характера распределения судов и интенсивности их потоков вероятность столкновения существенно изменяется и может быть весьма значительной, поэтому перспективным путем повышения безопасности мореплавания является разработка конструктивных мероприятий, снижающих последствия столкновения судов. Представлены конструктивные решения,

позволяющие исключить возникновение подводных пробоин при столкновении судов и, тем самым, снизить ущерб от данного вида аварий. Ил. 4. Библиогр. 14 назв.

УДК 665:539.376:531.78 **Ключевые слова:** тензорезистор, ползучесть, клеевой слой

М.В. Бойкова, М.А. Дмитриев, А.А. Дудин. Экспериментальное исследование ползучести клевого слоя тензорезисторов при длительной выдержке под нагрузкой // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 39

Содержит оценку изменения относительных деформаций, измеренных с помощью наклеенных на конструкцию тензорезисторов, обусловленных ползучестью клевого слоя. Ил. 1. Библиогр. 1 назв.

УДК 656.61.086.16 **Ключевые слова:** ледовая нагрузка, разрушение льда, одноопорные морские сооружения, сцепляющие элементы, формулировка Лагранжа–Эйлера, пластическое деформирование, механика разрушения, метод конечных элементов

В.А. Коршунов, Д.А. Пономарев, А.А. Родионов. Численное моделирование взаимодействия морских сооружений с ледовым полем // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 41

Разработана численная модель метода конечных элементов для анализа процесса разрушения ледового поля. Для реализации модели разработан алгоритм построения конечно-элементной сетки для моделирования ледового поля с применением сцепляющих элементов. Проведены тестовые расчеты образцов льда с определением прочностных свойств. Рассмотрены различные типы конструкций стационарных морских ледостойких сооружений. В результате моделирования получены формы разрушения ледового поля и зависимость глобальной ледовой нагрузки от времени. Сопоставлены величины глобальной нагрузки со значениями, регламентируемыми Правилами РМРС. Т. 1. Ил. 24. Библиогр. 11 назв.

УДК 629.12.011.1, 539.3 **Ключевые слова:** слеминг, гидроупругость, конструкция корпуса судна, формулировка Лагранжа–Эйлера, метод конечных элементов

В.А. Коршунов, Д.А. Пономарев, А.А. Родионов. Численное моделирование процессов деформирования судового корпуса при динамическом воздействии водовоздушной среды // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 49

Работа посвящена численному моделированию взаимодействия деформируемой конструкции носовой оконечности высокоскоростного судна с водовоздушной средой. Моделирование взаимодействия конструкции и жидкости выполнено в рамках метода конечных элементов с помощью формулировки Лагранжа–Эйлера с привлечением контактного алгоритма, основанного на методе штрафа. Для настройки и верификации численного алгоритма использовано аналитическое решение для абсолютно жесткого двумерного клина, погружающегося в покоящуюся жидкость с постоянной скоростью. Рассмотрены три режима движения конструкции. Исследовано влияние вертикальной скорости погружения и горизонтальной скорости хода судна. Проведен учет деформирования конструкции носовой оконечности. Ил. 22. Библиогр. 12 назв.

УДК 621.01 **Ключевые слова:** срывное обтекание, математическая модель, гидроупругое возбуждение, метод вязких вихревых доменов, критерии устойчивости

А.В. Самольсов, С.М. Капунов, Н.Г. Вальес, Е.А. Дронова. Оценка области устойчивости для пучков труб теплообменников // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 56

На основании проведенного в работе анализа результатов экспериментальных исследований поведения пучков труб при срывном обтекании создана математическая модель гидроупругого механизма возбуждения колебаний трубного пучка. Проблема возникновения гидроупругого возбуждения пучка труб сводится к развитию неустойчивости невозмущенного состояния упругих трубок. На базе теоретического исследования математической модели получено необходимое и достаточное условие устойчивости пучка труб, выраженное через безразмерные параметры системы. В работе используются два численных вихревых метода расчета: метод дискретных вихрей и метод вязких вихревых доменов. Ил. 3. Библиогр. 7 назв.

УДК 62-752:629.5024 **Ключевые слова:** композиты, демпфирование, полиуретан, слой

К.А. Румянцев, А.Г. Таубин. Новые модели обшивки с повышенным демпфированием для корабельных корпусных конструкций // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 59

Для снижения вибрации обшивок корпусов предлагается введение демпфирующего слоя в район срединной плоскости композиционного пакета. Рассмотрено влияние этого слоя на прочностные и виброакустические свойства обшивки. Показано, что снижение прочности не настолько значительно, чтобы препятствовать реализации данного предложения, зато коэффициент потерь демпфирующей панели может быть увеличен в несколько раз. Т. 3. Ил. 8. Библиогр. 3 назв.

УДК 629.5.015.5:629.5.021.16.001.5 **Ключевые слова:** вибрация, лед, статистика, ледокол, измерения

М.А. Иванов, Н.Н. Спиридонов, О.Н. Гурьев. Исследование параметров ходовой формы дизель-электрического ледокола по данным эксплуатационного мониторинга // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 62

Посвящена вопросам получения натуральных статистических данных о вибрации ледоколов при плавании во льдах. Объектом исследования является дизель-электрический ледокол категории Icebreaker 6. Проанализированы данные, полученные в результате непрерывных измерений в течение 10-суточного рейса, проходившего как в ледовых условиях, так и на свободной ото льда воде. Получены числовые характеристики распределений уровней вибрации на квазистационарных режимах хода в ровных льдах, а также при преодолении торосов с помощью набегов. Экспериментальные данные сопоставлены с результатами расчета. Т. 4. Ил. 8. Библиогр. 8 назв.

УДК 539.4.014.11 **Ключевые слова:** монтаж, морские платформы, верхнее строение, метод оценки усилий, силы трения, вероятностный анализ сил, деформации конструкций

Г.Б. Крыжевич, Н.Г. Попов. Разработка методов оценки усилий в обеспечении безопасного морского монтажа полупогружных и стационарных платформ // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 66

Проанализированы особенности процесса стыковки и возможности его развития с учетом трения в стыковочных устройствах в морских условиях. Разработан вероятностный метод оценки усилий в стыковочном устройстве и метод расчета напряженного состояния конструкций полупогружных буровых установок при проведении морского монтажа наплавным способом. Ил. 4. Библиогр. 3 назв.

УДК 627.26:624.046 **Ключевые слова:** корпус морского плавучего сооружения, арматура композитная полимерная, армированные бетонные конструкции, прочность, деформации конструкций,

трещины в бетоне, долговечность конструкций

М.В. Знаменский, Л.Н. Подгорный, В.М. Шапошников. О перспективах применения композитной полимерной арматуры в корпусных конструкциях морских плавучих сооружений из армированного бетона // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 71

Проанализированы достоинства и недостатки арматуры композитной полимерной (АКП) при использовании ее в составе несущих конструкций из бетона. Рассмотрены проблемы, связанные с обеспечением прочности, деформирования и трещинообразования в бетоне корпусных конструкций морских плавучих сооружений в пределах допустимых уровней, и дана оценка возможности создания корпусов крупных морских плавучих сооружений из нового конструкционного материала – бетона, армированного стержнями АКП. Т. 2. Ил. 5. Библиогр. 13 назв.

УДК 539.4.012.1 **Ключевые слова:** транспортировка, верхнее строение, морская платформа, транспортное судно, жесткость, опорное устройство, реакции, балластыровка

Н.Г. Попов. Оценка реакции опорных устройств при безопасной отгрузке и транспортировке крупногабаритных конструкций морских платформ на палубе транспортного судна // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 76

Оценивается распределение опорных усилий при транспортировке крупногабаритных блоков морских платформ. С учетом жесткостей их и транспортного судна предложен способ оценки величин силовых реакций опорного устройства при заводской отгрузке и морской транспортировке блоков. Представлены результаты расчетов в обеспечении прочности и безопасности транспортировки модулей верхних строений ППБУ «Полярная звезда» и «Северное сияние». Т. 3. Ил. 7. Библиогр. 8 назв.

УДК 627.26:539.4.013 **Ключевые слова:** сталебетонная конструкция, внешнее листовое армирование, морская платформа, ледостойкое перекрытие, бетон, жесткий и гибкий упор, прочность, трещина, стержень, ледовая нагрузка

М.В. Знаменский, Л.Н. Подгорный, Н.Г. Попов. Перспективы применения, конструктивно-технологические решения и прочность сталебетонных конструкций морских ледостойких стационарных платформ // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 80

Рассмотрены вопросы обеспечения прочности сталебетонных конструкций с внешним листовым армированием в составе ледового пояса морских платформ. Определена перспектива сталебетонных конструкций в составе опорных блоков МЛСП для работы в тяжелых ледовых условиях. Ил. 9. Библиогр. 13 назв.

УДК 629.5.024 **Ключевые слова:** надстройка из композиционного материала; соединение надстройки с корпусом

М.М. Манченко, Е.А. Маслич, Н.Н. Федонюк. Разработка новой конструкции клеоболтового соединения композитной надстройки с металлическим корпусом судна // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 85

Представлено новое конструктивно-технологическое решение узла соединения стенок надстройки из трехслойного полимерного композиционного материала с металлическим корпусом корабля, позволяющее снизить массогабаритные характеристики и упростить монтаж конструкции. Доказана целесообразность внедрения разработки при проектировании кораблей. Т. 1. Ил. 9. Библиогр. 3 назв.

УДК 539.4 **Ключевые слова:** гибридный композиционный материал, прогрессивное

разрушение, комбинированное нагружение

П.А. Додонов, Н.Н. Федюнок. Разработка и верификация методов прогнозирования процессов разрушения полимерного композиционного материала в условиях многоосного нагружения // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 89

Представлены результаты расчетов с использованием математической модели многослойной пластины гибридного полимерного композиционного материала (ГПКМ). Приведено сравнение расчетных и экспериментальных прочностных характеристик

ГПКМ. Использованы результаты испытаний ПКМ под действием комбинированного типа нагружения. Т. 7. Ил. 10. Библиогр. 18 назв.

УДК 620.17:678.742.2 **Ключевые слова:** конструкционный полиэтилен, касательный модуль, коэффициент Пуассона, истинное напряжение, истинная деформация, высокоэластическая деформация, релаксация.

В.И. Нигматуллин, О.А. Строгонова, Э.Ю. Михайлов. Исследование механических свойств конструк-

ционного полиэтилена // Морской вестник. 2017. Спецвыпуск № 1 (13). С. 96

Проанализированы результаты экспериментального исследования механических свойств конструкционного полиэтилена натурной толщины. Показано влияние скорости нагружения на механические свойства материала. Выявлен нелинейный характер диаграммы деформирования материала. Определены коэффициенты Пуассона. Получены условные и истинные диаграммы деформирования. Исследована релаксация высокоэластической деформации. Т. 4. Ил. 8. Библиогр. 2 назв.

REQUIREMENTS FOR THE PREPARATION OF ARTICLES AND THE TERMS OF THEIR SUBMISSION

1. Authors shall submit articles of up to 20,000 characters, including figures, in electronic form. The text shall be typed in MS Word under Windows, formulas – in the equation editor "MathType." Illustrations present in the article shall be submitted additionally, in the following formats: TIFF CMYK (full color), TIFF GRAYSCALE (grayscale), TIFF BITMAP (dashed), EPS, JPEG, with resolution of 300 dpi for grayscale figures and 600 dpi for dashed ones and in sizes desired for placement.

2. Articles shall contain an abstract of up to 300 characters, keywords, and bibliographic library UDC identifier. Authors shall indicate their degree, academic status, place of employment, job position, and telephone number, as well as provide a written permission of the Editor to place articles on the Internet and in the Scientific Electronic Library after publication in the journal. Articles shall be submitted with reviews.

3. The articles of postgraduate and degree-seeking students shall be accepted for publication on a free and royalty-free basis.

4. The control review of these articles shall be performed by the editorial board, with the assistance of dedicated experts, if necessary. Reviews of articles are stored in editorial office of the magazine within 5 years.

5. In case of refusal to publish articles, reviews shall be sent to authors. Copies of reviews go to the Ministry of Education and Science of the Russian Federation at receipt of the corresponding inquiry in editorial office of the magazine

6. The contents of the journal shall be submitted to the editorial board quarterly. The decision concerning the next issue of the journal shall be formally established with the protocol

SUMMARIES

UDC 627.032:629.5.018.712 **Keywords:** local ice pressure, model tests, ice basin, recalculation, design ice loads

A.V. Aleksandrov, R.A. Matantsev, V.V. Platonov. Scaling of local ice pressures on a stationary platform based on test results in an ice basin // Morskoy vestnik. 2017. Special edition № 1 (13). P. 7

A new approach to the scaling of ice pressures is proposed. It is based on the principle of using various scale factors for the destruction of ice by bending and crushing. The transition from model data to full-scale data is carried out using computer models of ice deformation. The ice-resistant platform in the ice basin was tested, the values of the ice pressures on various areas of the contact surface were measured. According to the developed technology, the model values are recalculated to the real ones. Fig.3. Bibliography 19 titles.

UDC 629.543:532.5 **Keywords:** slashing, LNG, loads, membrane tank, fluid volume method

M.S. Boyko, K.A. Dobrzhinsky. Investigation of the nature of the load on the walls of the cargo tanker for LNG transport // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue. № 1 (13). P. 10

The purpose of this work was to study the nature of the load on the walls of cargo capacity of a vessel for the transport of liquefied gas. To solve this problem, a numerical simulation method was used based on the Navier-Stokes equations and the fluid volume method. As a calculation, the case of rolling roll on regular excitement was adopted. Fig.6. Bibliography 12 titles.

UDC 629.5.02: 624.042.43 **Keywords:** ice, double-effect vessels, hull, methodology, ice loads, ice interaction, ice pressure, ice strength.

A.V. Andryushin, P.S. Zuev, M.A. Kuteinikov, O.A. Grigor'ieva, A.S. Bolshev, S.A. Frolov. Ice load on ships, the shape of the hull of which differs from those regulated by the RS Rules // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 13

The methodology for determining the ice load acting on the ice belt of the vessel is presented. This method is also applicable for the feeding ends of modern double-acting vessels. The design parameters of the ice load make it possible to assess the strength of the hull of the vessel operating in different ice conditions, depending on the speed of movement. The developed methodology is verified by the results of full-scale measurements of the ice load. The results of the analysis show that the ice load obtained in the calculation is correlated with calculations of the results of field measurements. Fig. 6. Bibliography 12 titles.

UDC 629.5.028.2 **Keywords:** pushed convoy, coupling devices, effort in the saddle, course angle

S.V. Presnov. Influence of the course angle on the forces in the pylons of the pushed convoys // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 17

A technique is proposed for determining the forces that arise in coupling devices of a pushed convoy under wave conditions, based on the direct solution of the system of differential equations of motion of a pusher and a barge. Graphs of longitudinal and vertical forces for three types of coupling devices are given, depending on the course angle to the direction of the wave. The values of the heading angle at which the side forces and moments reach their maximum are established. Conclusions are made about the effect on these efforts of the rigidity of the device itself and the presence of play in its nodes, the nature of the excitement and the speed of motion. Fig. 4. Bibliography 3 titles.

UDC 629.546.2 **Keywords:** bulkers, hull design, set according to the Rules, bulk carriers, General Rules of IACS, comparative analysis, CSR

K.V. Plotnikov. Analysis of the development of the requirements of regulatory documents for the size of the hull structure of bulk carriers in the middle part // Morskoy Vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 19

The results of a comparative analysis of the results of designing the hull structure of a bulk vessel with a deadweight of 770,000 dwt according to the requirements of the General Rules (CSR), the RS Rules in 2005 and the Rules of the Register of the USSR of 1990. The results are consistent with the ratings of classification societies. The development of the requirements of the Rules for the size of bulk carriers from the postwar years to the present day is briefly described. Т. 7. Fig.6. Bibliography 11 titles.

UDC 629.5.015.4–27.21 **Keywords:** force of weight, support force, length distribution, bending moments, quiet water, top and bottom of the wave, probability of destruction, costs, goal function

I.F. Davydov. To the evaluation of strength at the initial stages of the design of ships // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 26

Practical methods of design definitions of loads acting on the hulls of marine transport vessels at the initial stages of design, including the distribution of weight and support forces along the length of the vessel, bending moments at the top and bottom of the wave are considered. For dry cargo vessels intended for the carriage of goods and containers without a machine installation, systems, a cargo device, superstructures and cuttings, a dimensionless distribution of the weight forces along the length is proposed. The form of a cost part of the criterion of economic efficiency is proposed, which allows taking into account the strength characteristics in solving the optimization

problem of general design at the initial stages. Fig. 3. Bibliography 8 titles.

UDC 621.178: 539.4 **Keywords:** arctic vessels, arctic platforms, fatigue of steel structures in low-temperature conditions

G.B. Kryzhevich. Fatigue strength of steel structures under low-temperature conditions // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 30

It is shown that the modern rules for calculating the fatigue of welded structures included in the normative documents – the rules of classification societies, IACS and other materials, are not a satisfactory basis for assessing the fatigue strength of structures operating under conditions of low temperatures typical for the Arctic regions. Essential changes in the procedures for calculating the low-temperature fatigue strength of structures as compared to those used at ordinary temperatures are proposed. When developing methods for calculating low-cycle and multi-cycle fatigue, the following phenomena are taken into account: Reduction of the reserves of plastic deformation of the material in the structural units as a result of the combined influence of two factors – the constraint of deformation in zones of stress concentration and low temperature; increase in the yield strength and strength of the material with decreasing temperature; the change in the angle of inclination of low-temperature fatigue curves constructed in double logarithmic coordinates, compared to similar curves established from the results of testing samples at room temperature. Fig. 3. Bibliography 15 titles.

UDC [624.073: 669.715]: 629.5023. **Keywords:** three-layer panels Fixcel, ship superstructures, strength, rules of RMRS

E.A. Shishenin, S.V. Sochinsky. Application Fixcel-panels in the manufacture of ship superstructures // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 33

The experience of using Fixcel-panels in the constructions of ship superstructures, residential blocks and rack-mount vessels of foreign construction is considered. The results of static tests of the bulkhead elements made of Fixcel-panels are presented. The results of the experiment are given with the calculation according to the method developed by KGNC. The operational advantages of Fixcel-panels are shown in front of the classic steel panels (weight reduction, assembly of the superstructure from the finished macromodules, smoothness of the surface) and the possibility of using them as intracorporeal fences instead of standard register structures. Fig.17. Bibliography 3 titles.

UDC 629.5.024.32 **Keywords:** collision, probability, Poisson flow, bulb fit, corrugated insert

P.E. Burakovskiy. Development of constructive measures to reduce the consequences of collisions of LNG ships // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 36

Mathematical models are proposed that allow assessing the risk of collision of ships during their movement by colliding, as well as intersecting courses, with the characteristics of the vessels being random variables, and the vessels themselves forming a Poisson flow. It is shown that, depending on the nature of the distribution of vessels and the intensity of their flows, the probability of a collision varies significantly and can be very significant, so a promising way to improve the safety of navigation is to develop constructive measures that reduce the consequences of ship collisions. Constructive solutions are presented, which make it possible to exclude the occurrence of underwater holes in the collision of ships and, thereby, to reduce the damage from this type of accidents. Fig.4. Bibliography 5 titles.

UDC 665: 539.376: 531.78 **Keywords:** tensor, creep, adhesive layer

M.V. Boykova, M.A. Dmitriev, A.A. Dudin. Experimental study of the creep of an adhesive layer of strain gauges under prolonged exposure to a load // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue. № 1 (13). P. 39

It contains an estimate of the change in the relative deformations measured with the help of glued-on strain gauges caused by the creep of the adhesive layer. Fig.1. Bibliography 1 titles.

UDC 656.61.086.16 **Keywords:** ice load, destruction of ice, single-bearing marine structures, coupling elements, Lagrange–Euler formulation, plastic deformation, fracture mechanics, finite element method

V.A. Korshunov, D.A. Ponomarev, A.A. Rodionov. Numerical simulation of the interaction of offshore structures with the ice field // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 41

A numerical model of the finite element method for analyzing the process of ice field failure is developed. To implement the model, an algorithm has been developed for constructing a finite element mesh for modeling the ice field with the use of coupling elements. Test calculations of ice samples with determination of strength properties are carried out. Various types of structures of stationary marine ice-resistant structures are considered. As a result of the simulation, the forms of ice field failure and the global ice load dependence on time were obtained. The values of the global load are compared with the values regulated by the Rules of the Russian Maritime Register of Shipping. T.1. Fig.24. Bibliography 11 titles.

UDC 629.12.011.1, 539.3 **Keywords:** slimming, hydroelasticity, hull structure, Lagrange–Euler formulation, finite element method

V.A. Korshunov, D.A. Ponomarev, A.A. Rodionov. Numerical modeling of deformation processes of the ship's hull under the dynamic influence of the water-air environment // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 49

The work is devoted to numerical modeling of the interaction of the deformable design of the bow of a high-speed vessel with a water-air medium. Modeling of interaction of a design and a liquid is carried out within the framework of a finite element method by means of formulation of Lagrange–Euler with attraction of the contact algorithm based on the penalty method. To adjust and verify the numerical algorithm, an analytical solution is used for an absolutely rigid two-dimensional wedge immersed in a fluid at rest with constant velocity. Three modes of motion of the structure are considered. The influence of the vertical immersion velocity and the horizontal speed of the vessel's progress is investigated. The deformation of the structure of the nasal extremity was recorded. Fig.22. Bibliography 12 titles.

UDC 621.01 **Keywords:** discontinuous flow, mathematical model, hydroelastic excitation, method of viscous vortex domains, stability criteria

A.V. Samolysov, S.M. Kaplunov, N.G. Val'es, E.A. Dronova. Estimation of the region of stability for tube bundles of heat exchangers // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue. № 1 (13). P. 56

Based on the analysis of the results of experimental studies of the behavior of tube bundles in the case

of discontinuous flow, a mathematical model of the hydroelastic mechanism of excitation of tube bundle oscillations was developed. The problem of the onset of hydroelastic excitation of a tube bundle reduces to the development of an instability of the unperturbed state of elastic tubes. On the basis of a theoretical study of the mathematical model, a necessary and sufficient condition for the stability of the tube bundle, expressed through the dimensionless parameters of the system, is obtained. Two numerical vortex calculation methods are used: the method of discrete vortices and the method of viscous vortex domains. Fig.3. Bibliography 7 titles.

UDC 62–752: 629.5024 **Keywords:** composites, damping, polyurethane, layer

K.A. Rumyantsev, A.G. Taubin. New models of casing with increased damping for ship hull structures // Morskoy Vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 59

To reduce the vibration of the shells of the shells, it is proposed to insert a damping layer into the region of the median plane of the composite package. The effect of this layer on the strength and vibroacoustic properties of the skin is considered. It is shown that the reduction in strength is not so significant as to hamper the implementation of this proposal, but the loss factor of the damping panel can be increased several times. T. 3. Fig. 8. Bibliography 3 titles.

UDC 629.5.015.5:629.5.021.16.001.5 **Keywords:** vibration, ice, statistics, icebreaker, measurements

M.A. Ivanov, N.N. Spiridonov, O.N. Gur'ev. Investigation of the parameters of running vibration of a diesel-electric icebreaker according to operational monitoring data // Morskoy Vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 62

It is devoted to the issues of obtaining full-scale statistical data on the vibration of icebreakers during navigation in ice. The object of the study is a diesel-electric icebreaker of the category Icebreaker 6. The data obtained as a result of continuous measurements during a 10-day flight, which took place both in ice conditions and on ice-free water, are analyzed. Numerical characteristics of the distribution of vibration levels are obtained for quasi-stationary operation modes in flat ice, and also for overcoming hummocks with the help of raids. Experimental data are compared with the results of the calculation. T. 4. Fig.8. Bibliography 8 titles.

UDC 539.4.014.11 **Keywords:** installation, offshore platforms, upper structure, method of estimating forces, frictional forces, probabilistic analysis of forces, deformation of structures

G.B. Kryzhevich, N.G. Popov. Development of methods for assessing efforts to ensure safe sea installation of semisubmersible and stationary platforms // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 66

The features of the docking process and the possibility of its development taking into account friction in docking devices in sea conditions are analyzed. A probabilistic method for estimating the forces in a docking device and a method for calculating the stressed state of the structures of semisubmersible drilling rigs during a sea installation by a floating method are developed. Fig.4. Bibliography 3 titles.

UDC 627.26: 624.046 **Keywords:** hull of marine floating structure, composite polymeric armature, reinforced concrete structures, strength, deformation of structures, cracks in concrete, durability of structures

M.V. Znamensky, L.N. Podgorny, V.M. Shaposhnikov. On the prospects of using composite polymer reinforcement in hull structures of marine floating structures from reinforced concrete // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 71

The merits and demerits of the composite resin reinforcement (AKP) are analyzed when it is used in the structure of load-bearing structures made of concrete. The problems associated with ensuring the strength, deformation and cracking in the concrete of hull structures of marine floating structures within the permissible levels are considered, and the possibility of creating hulls of large marine floating structures from a new structural material – concrete reinforced with AKP rods is given. T. 2. Fig.5. Bibliography 13 titles.

UDC 539.4.012.1 **Keywords:** transportation, superstructure, offshore platform, transport ship, rigidity, supporting device, reactions, ballasting

N.G. Popov. Evaluation of reactions of support devices for the safe shipment and transportation of large-sized structures of offshore platforms on the deck of a transport vessel // Morskoy Vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 76

The distribution of support forces during transportation of large blocks of offshore platforms is estimated. Taking into account the rigidity of them and the transport vessel, a method for estimating the strengths of the support device during factory shipment and sea transportation of units is proposed. The results of calculations in ensuring the strength and safety of the transportation of the modules of the upper structures of the Polar Star and Polaris Severnoye Siyanie are presented. T. 2. Fig.7. Bibliography 8 titles.

UDC 627.26: 539.4.013 **Keywords:** steel-concrete construction, external sheet reinforcement, offshore platform, ice-resistant overlapping, concrete, hard and flexible stop, strength, crack, rod, ice load

M.V. Znamensky, L.N. Podgorny, N.G. Popov. Prospects of application, structural and technological solutions and strength of steel structures of marine ice-resistant stationary platforms // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 80

The issues of ensuring the strength of reinforced concrete structures with external sheet reinforcement as part of the ice belt of offshore platforms are considered. The perspective of the concrete structures in the structure of the OIRFP support blocks for working in severe ice conditions is determined. Fig. 9. Bibliography 13 titles.

UDC 629.5.024 **Keywords:** superstructure made of composite material; Connection of superstructure with housing

M.M. Manchenko, E.A. Maslich, N.N. Fedonyuk. Development of a new design of the composite connection of the composite superstructure with the metal hull of the vessel // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 85

A new constructive-technological solution of the junction of the superstructure walls from a three-layer polymer composite material to the metal hull of the ship is presented, which makes it possible to reduce the weight and size characteristics and simplify the installation of the structure. It is proved expediency of introduction of development at designing of the ships. T. 1. Fig.9. Bibliography 3 titles.

UDC 539.4 **Keywords:** hybrid composite material, progressive destruction, combined loading

P.A. Dodonov, N.N. Fedonyuk. Development and verification of methods for predicting the destruction of polymer composite material under multiaxial loading conditions // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 89

The results of calculations using a mathematical model of a multilayer plate of a hybrid polymer composite material (GICM) are presented. A comparison is made between the calculated and experimental strength characteristics of the GPC. The results of PKM tests under the action of a combined loading type are used. T. 7. Fig.10. Bibliography 17 titles.

UDC 620.17: 678.742.2 **Keywords:** structural polyethylene, tangential module, Poisson's ratio, true stress, true deformation, high-elastic deformation, relaxation

V.I. Nigmatullin, O.A. Stroganova, E.Yu. Mikhailov. Investigation of the mechanical properties of structural polyethylene // Morskoy vestnik. 2017. Special Issue № 1 (13). P. 96

The results of an experimental study of the mechanical properties of structural polyethylene of natural thickness are analyzed. The influence of the loading rate on the mechanical properties of the material is shown. The nonlinear character of the material deformation diagram is revealed. The Poisson coefficients are determined. Conditional and true deformation diagrams are obtained. Relaxation of the high-elastic deformation is studied. T. 4. Fig.8. Bibliography 2 titles.