

DOI: 10.24937/2542-2324-2019-1-387-73-92
УДК 629.5.024:623.566.5

А.И. Дульнев

ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

ВОЗДЕЙСТВИЕ БЛИЗКОГО ПОДВОДНОГО ВЗРЫВА НА ЭЛЕМЕНТЫ КОРПУСНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Объект и цель научной работы. Исследование особенностей деформирования и разрушения многопреградных металлических конструкций и образцов полимерных композиционных материалов (ПКМ) при воздействии близкого подводного взрыва, а также подкрепленных цилиндрических оболочек при совместном действии взрыва и гидростатического давления.

Материалы и методы. Исследования базируются на результатах испытаний, проведенных во взрывной камере ФГУП «Крыловский государственный научный центр», и компьютерном моделировании процессов подводного взрыва и деформирования конструкций.

Основные результаты. Впервые показано, что определяющее влияние на характер и параметры деформирования цилиндрической оболочки, подкрепленной круговыми ребрами жесткости, в условиях совместного действия на оболочку близкого подводного взрыва и большого гидростатического давления (5–7 МПа) оказывает вторая пульсация пузыря. Установлено, что взрывостойкость образцов из стеклопластика примерно вдвое выше взрывостойкости образцов из углепластика по критерию начала разрыва волокон. Выявлено влияние основных конструктивных параметров многопреградных конструкций на их взрывоустойчивость.

Закключение. Результаты исследований могут быть использованы при создании конструкций, эффективно сопротивляющихся воздействию близкого подводного взрыва.

Ключевые слова: подводный взрыв, гидростатическое давление, деформация, разрушение, эксперимент, компьютерное моделирование.

Автор заявляет об отсутствии возможных конфликтов интересов.

DOI: 10.24937/2542-2324-2019-1-387-73-92
UDC 629.5.024:623.566.5

A. Dulnev

Krylov State Research Centre, St. Petersburg, Russia

EFFECT OF CLOSE PROXIMITY UNDERWATER EXPLOSION UPON ELEMENTS OF HULL STRUCTURES

Object and purpose of research. This paper investigates straining and failure specifics of multi-barrier structures and specimens of polymeric composite materials under effect of a close proximity underwater explosion, as well as studies the behavior of stiffened cylindrical shells under joint effect of explosion and hydrostatic pressure.

Materials and methods. The studies are based on the test data obtained in Krylov State Research Centre Explosion Chamber, as well as on computer-based simulation of underwater explosion and structural straining.

Main results. This study is the first-ever demonstration that second pulsation of bubble has crucial influence upon straining character and parameters of a cylindrical shell with circular stiffeners under joint effect of close underwater explosion and high (5–7 MPa) hydrostatic pressure. It has been established that in terms of fiber tear GRP samples are ~ 2 times more explosion-resistant than CRP ones. It was found how main structural parameters of multi-barrier structures influence their explosion resistance.

Conclusion. The results of this study must be taken into account in development of structures that efficiently resist close underwater explosion.

Keywords: underwater explosion, hydrostatic pressure, straining, failure, experiment, computer-based simulation.

Author declares lack of the possible conflicts of interests.

Для цитирования: Дульнев А.И. Воздействие близкого подводного взрыва на элементы корпусных конструкций. Труды Крыловского государственного научного центра. 2019; 1(387): 73–92.

For citations: Dulnev A. Effect of close proximity underwater explosion upon elements of hull structures. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2019; 1(387): 73–92 (in Russian).

Введение

Introduction

Конструкции морских объектов (корабли, подводные аппараты, морские трубопроводы, платформы и др.) в процессе эксплуатации могут подвергаться различным видам нагрузок, одним из которых являются высокоинтенсивные динамические нагрузки, обусловленные подводным взрывом. Систематические исследования проблем воздействия подводного взрыва на морские объекты в Крыловском государственном научном центре (КГНЦ) были начаты 60-е гг. XX века с момента создания специализированной лаборатории. Научным руководителем теоретических исследований являлся академик В.В. Новожилов. Некоторые аспекты развития методов расчета реакции конструкций на воздействие подводного взрыва рассмотрены в [1].

К настоящему времени достаточно хорошо изучены процессы формирования и параметры поражающих факторов (ударная волна, вторичные пульсации газового пузыря) при взрыве в свободной воде [2–6]. Воздействие взрыва с качественной точки зрения принято характеризовать как контактное, близкое неконтактное и неконтактное (удаленное неконтактное). В условиях воздействия удаленного неконтактного взрыва, как правило, основное внимание уделяется анализу параметров движения (сотрясений) конструкций [7–13], что связано с необходимостью определения нагрузок, действующих на оборудование. С точки зрения обеспечения прочности конструкций, а также предотвращения или ограничения их разрушений наибольшую опасность представляют контактные или близкие неконтактные подводные взрывы. основополагающее значение при анализе возможных последствий таких взрывов для конструкций имеют экспериментальные исследования. В КГНЦ для проведения испытаний широко используется уникальная взрывная камера, обеспечивающая испытания конструкций, в том числе при совместном воздействии подводного взрыва и гидростатического давления (до 10–12 МПа) [14]. Наряду с экспериментом большое значение в исследованиях воздействия близких подводных взрывов играет компьютерное моделирование процессов формирования поражающих факторов взрыва и деформирования конструкций. Необходимость привлечения компьютерных моделей обусловлена в том числе ограниченными возможностями получения экспериментальной информации о процессе деформирования конструкции при испытаниях. В частности, в усло-

виях близкого взрыва практически отсутствует возможность регистрации деформаций на лицевой поверхности образца, а в центре образца (напротив взрыва) – даже на тыльной поверхности. Верифицированные относительно эксперимента компьютерные модели обеспечивают более детальный анализ особенностей нагружения и деформирования конструкций применительно к условиям испытаний.

В статье рассматриваются полученные в последние годы в КГНЦ результаты исследований ряда актуальных задач взрывостойкости элементов конструкций при воздействии близости подводного взрыва, к которым относятся:

- сопротивление цилиндрических оболочек совместному действию близкого взрыва и большого гидростатического давления;
- разрушение многопреградных металлических конструкций при контактном подводном взрыве и получение оценок влияния их основных конструктивных параметров (толщина преград, расстояние между ними и т.п.) на предельную взрывостойкость конструкции в целом и объем разрушений отдельных преград;
- взрывостойкость полимерных композиционных материалов (ПКМ), изготовленных из различных армирующих материалов.

Все испытания конструкций проводились во взрывной камере КГНЦ.

Сопротивляемость цилиндрических оболочек совместному действию близкого взрыва и большого гидростатического давления

Resistance of cylindrical shells to joint effect of close proximity explosion and high hydrostatic pressure

Цилиндрические оболочки являются типичным конструктивным элементом подводных аппаратов и трубопроводов. В условиях близкого неконтактного взрыва динамика пластического деформирования этих объектов может определяться действием не только ударной волны, но и пульсаций газового пузыря. При этом влияние пульсации пузыря будет зависеть от величины гидростатического давления, обуславливающего параметры пульсаций пузыря (максимальное давление, импульс, период пульсации, радиус пузыря) и, соответственно, характер его взаимодействия с объектом. В литературе отмечается влияние пульсации пузыря [15–19], однако

исследования особенностей его воздействия на объект при разном гидростатическом давлении отсутствуют. Кроме того, в указанной литературе упор делается главным образом на компьютерное моделирование, а экспериментальные данные, используемые в том числе для верификации моделей, ограничиваются глубиной погружения испытываемых оболочек до 10 м.

В настоящей работе на основе совместного анализа экспериментальных данных и компьютерного моделирования рассматривается сопротивляемость цилиндрических оболочек действию близкого взрыва при изменении гидростатического давления в диапазоне 1–7 МПа.

Опытные конструкции и условия эксперимента

Опытные образцы оболочек представляли собой сварную конструкцию, состоящую из нескольких частей. Рабочая часть оболочек, которая подвергалась непосредственному воздействию взрыва, – это цилиндрическая оболочка диаметром 900 мм, длиной около 1500 мм и толщиной 7,2 мм, подкрепленная внутренними кольцевыми ребрами жесткости (шпангоутами) в виде полосы (высота – 40 мм, толщина – 8 мм). Расстояние между кольцевыми ребрами (шпация) – 100 мм. Модель по торцам была закрыта переборками диаметром 1000 мм. Цилиндрическая часть соединена с торцевыми переборками посредством небольших конических вставок. Масса оболочек составляла около 1650 кг. Общий вид одной из оболочек и ее процесс загрузки во взрывную камеру показаны на рис. 1.

Оболочки были изготовлены из стали со следующими характеристиками (в условиях одноосного статического растяжения): предел текучести $\sigma_y = 620$ МПа, предел прочности $\sigma_{us} = 747$ МПа, относительное удлинение при разрыве $\delta_5 = 20$ %. Характеристики стали, из которой изготовлены шпангоуты: $\sigma_y = 640$ МПа, $\sigma_{us} = 695$ МПа, $\delta_5 = 19$ %.

Испытания проводились при четырех уровнях гидростатического давления: $p_{st} = 1, 3, 5$ и 7 МПа. Дистанция взрыва от обшивки оболочки до центра заряда D составляла 90, 160, 225 и 450 мм. Для испытаний использовался сферический заряд из пластического взрывчатого вещества (ВВ) массой $Q = 80$ г с тротильным эквивалентом по удельной энергии взрыва $\sim 1,0$ (плотность $\rho_{ВВ} = 1350$ кг/м³; удельная энергия взрыва $q_{ВВ} = 4,1$ МДж/кг; скорость детонации $D_{ВВ} = 7200$ м/с). Состав ВВ: гексоген – 80 %, флегматизатор – 20 %. Заряд располагался напротив середины шпации.



Рис. 1. Загрузка опытного образца оболочки во взрывную камеру

Fig. 1. Loading of shell specimen into explosion chamber

В процессе испытаний проводились измерения давления в свободной воде на расстоянии около 1 м от заряда и деформаций оболочки в районе воздействия взрыва. Типовая схема расположения тензорезисторов на внутренней стороне оболочки показана на рис. 2. Измерялись кольцевые (четные номера тензорезисторов) и продольные (нечетные номера) деформации. Тензорезисторы № 1 и 2 рас-

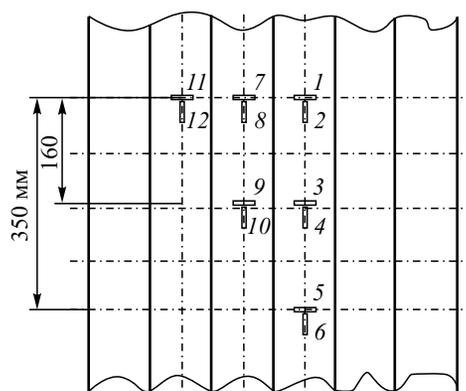


Рис. 2. Типовая схема расположения тензорезисторов в опытах

Fig. 2. Typical arrangement of strain gauges during the tests

полагались напротив заряда, в этой же шпации находились тензорезисторы № 3–6.

Сразу после взрыва гидростатическое давление «сбрасывалось» до атмосферного, выдержка образца под давлением не производилась. После каждого опыта с использованием координатно-измерительной машины с лазерным сканером производились измерения остаточных прогибов в районе вмятины.

Результаты испытаний и компьютерного моделирования и их обсуждение

Компьютерное моделирование условий испытаний проводилось с использованием программного комплекса AUTODYN. Принималась трехмерная постановка задачи с условиями симметрии в поперечной и продольной плоскостях расположения заряда, что позволяло рассматривать четверть расчетной области. На рис. 3 приведены общий вид расчетной

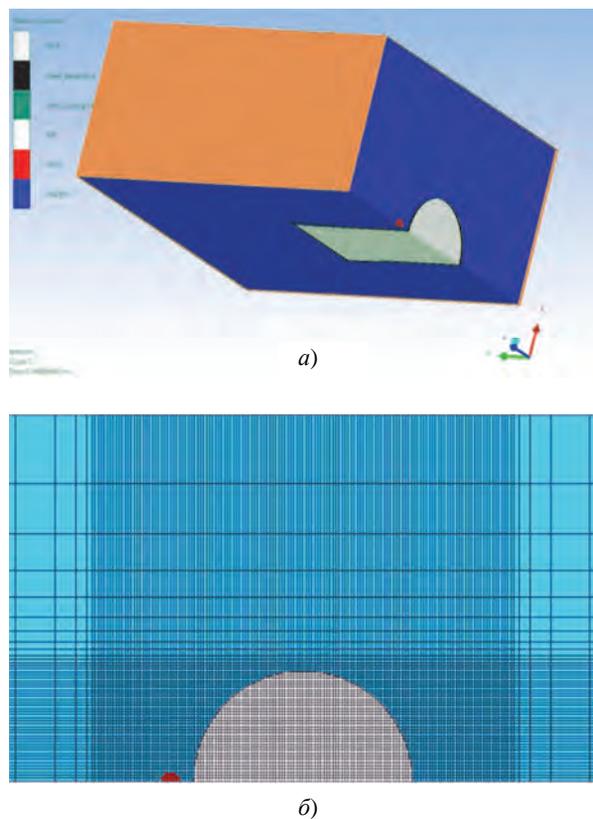


Рис. 3. Общий вид расчетной модели: а) расчетная область; б) эйлерова расчетная сетка

Fig. 3. General view of analytical model: а) calculation domain; б) Euler mesh

области и эйлеровой расчетной сетки. Расчетная область воды имела размеры $3 \times 3 \times 3$ м. По внешней границе области воды задавалось условие свободного протекания жидкости. Оболочка, заполненная воздухом, размещалась посередине (с учетом условий симметрии) расчетной области. Характерный размер ячеек эйлеровой сетки в районе оболочки и заряда составлял 12,5 мм. Оболочка и шпангоуты моделировались лагранжевыми оболочечными элементами. Использовалась равномерная сетка с размером около 12,5 мм. Какое-либо закрепление оболочки отсутствовало.

Для воды применялось полиномиальное уравнение состояния в виде

$$p = A_1 + A_2 \mu^2 + A_3 \mu^3 + (B_0 + B_1 \mu) e$$

при $\mu > 0$ (сжатие),

$$p = T_1 + T_2 \mu^2 + B_0 e$$

при $\mu < 0$ (растяжение),

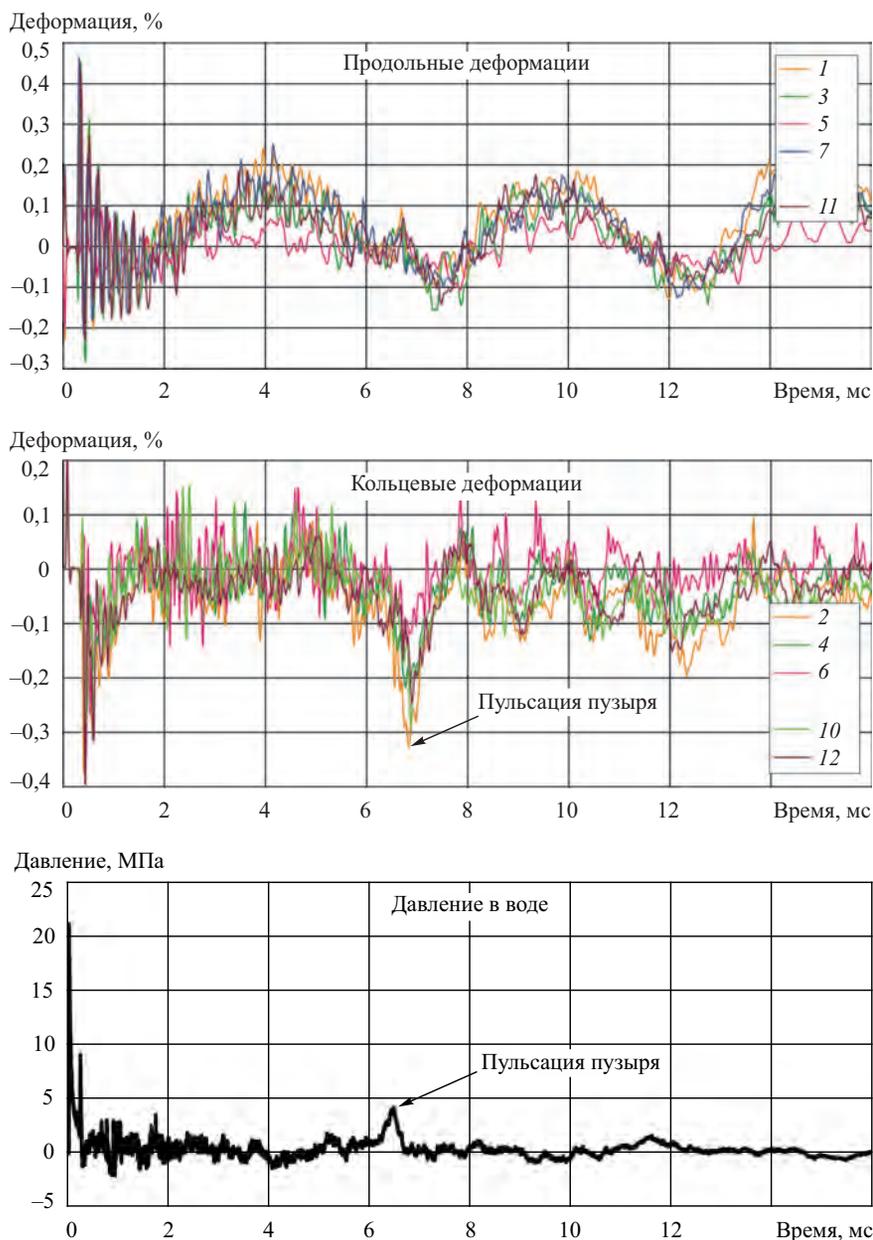
где $\mu = \rho/\rho_0 - 1$; ρ , $\rho_0 = 1000 \text{ кг/м}^3$ – текущая и начальная плотность; $A_1, A_2, A_3, B_0, B_1, T_1, T_2$ – эмпирические константы; e – внутренняя энергия на единицу массы. Принимались следующие значения констант $A_1 = 2,2 \text{ МПа}$, $A_2 = 9,54 \text{ МПа}$, $A_3 = 14,57 \text{ МПа}$, $B_0 = B_1 = 0,28$, $T_1 = A_1$, $T_2 = 0$. Начальная внутренняя энергия задавалась в соответствии с величиной рассматриваемого гидростатического давления. Полагалось, что давление в жидкости не может быть меньше давления наступления кавитации. Принималось $p_{cav} = -0,3 \text{ МПа}$. Такое предположение является наиболее простым способом учета кавитационных явлений в жидкости при взрывных процессах. Воздух моделировался уравнением состояния идеального газа $p = (\gamma - 1)\rho e$, где показатель адиабаты $\gamma = 1,4$. Начальная плотность $\rho_0 = 1,225 \text{ кг/м}^3$. Для моделирования продуктов взрыва использовалось уравнение состояния в форме Джонса – Уилкинса – Ли (JWL)

$$p = A \left(1 - \frac{R_1}{R_2} \right) e^{-\frac{R_1}{R_2}} + B \left(1 - \frac{R_1}{R_2} \right) e^{-\frac{R_1}{R_2}} + e,$$

где $\eta = \rho/\rho_0$; $\rho_0 = 1630 \text{ кг/м}^3$; A, B, R_1, R_2, ω – эмпирические коэффициенты; значения коэффициентов и параметры Чепмена – Жуге принимались, как для тротила [20]: $A = 371,2 \text{ ГПа}$, $B = 3,231 \text{ ГПа}$, $R_1 = 4,15$, $R_2 = 0,95$, $\omega = 0,3$, $p_{CJ} = 21,0 \text{ ГПа}$; $D_{CJ} = 6930 \text{ м/с}$ – скорость детонации; $e_0 = 7000 \text{ МДж/м}^3$ – начальная внутренняя энергия на единицу объема.

Рис. 4. Зависимость деформаций оболочки и давления в воде от времени при $D = 450$ мм и $p_{st} = 3$ МПа

Fig. 4. Time histories for shell straining and pressure in water at $D = 450$ mm and $p_{st} = 3$ МПа



Воздействие подводного взрыва на образец моделировалось в два этапа. На первом этапе рассматривался взрыв в свободной безграничной жидкости в одномерной постановке. Расчет в такой постановке выполнялся до момента времени, соответствующего подходу ударной волны к оболочке. Далее полученное решение экспортировалось в трехмерную модель, содержащую оболочку, и проводился второй этап расчета.

Для описания поведения материала преграды в области пластических деформаций использовалась

модель Купера – Саймондса [21], определяющая зависимость предела текучести материала от скорости деформаций и деформационного упрочнения в виде

$$\sigma = \left(A + B \cdot \dot{\epsilon}^n \right) \left[1 + \left(\frac{\epsilon}{C} \right)^{1/q} \right],$$

где $A = 450$ МПа, $B = 650$ МПа, $n = 0,2$ – для оболочки; $A = 380$ МПа, $B = 610$ МПа, $n = 0,21$ – для шпангоутов; $C = 3,9 \cdot 10^4 \text{ c}^{-1}$, $q = 4,7$ – для оболочки и для шпангоутов.

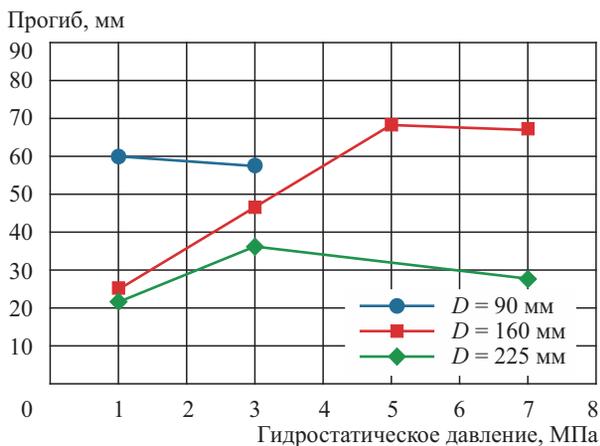


Рис. 5. Экспериментальные данные по остаточному прогибу оболочек в эпицентре взрыва (точками обозначены результаты измерений)

Fig. 5. Test data on residual bending of shells at the epicenter of explosion (measurement data shown by dots)

В соответствии с результатами испытаний при дистанции взрыва 450 мм и любом гидростатическом давлении оболочка практически не получает заметных пластических прогибов. На рис. 4 показана динамика изменения деформаций в оболочке и избыточного давления взрыва в воде (на расстоянии 0,96 м от заряда) при $p_{st} = 3$ МПа. Номера тензорезисторов на рисунке соответствуют рис. 2. Как видно, деформации носят практически упругий характер, несмотря на то, что их максимальная величина достигает 0,3–0,4 %. Это является следствием зависимость (повышения) предела текучести от скорости деформаций. На внутренней поверхности оболочки в продольном направлении в целом реализуется растяжение, что связано с изгибом оболочки между шпангоутами. В то же время кольцевые деформации имеют выраженный сжимающий характер, обусловленный дифракцией взрывной нагрузки, которая вызывает общее обжатие оболочки. Уровень и динамика

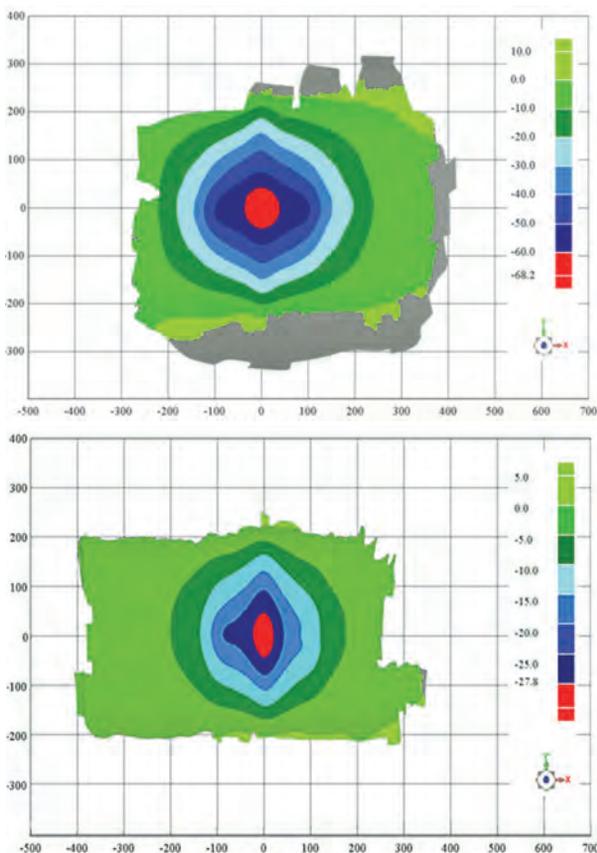
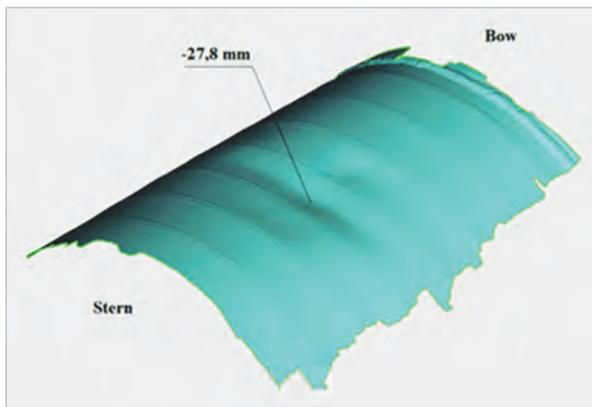
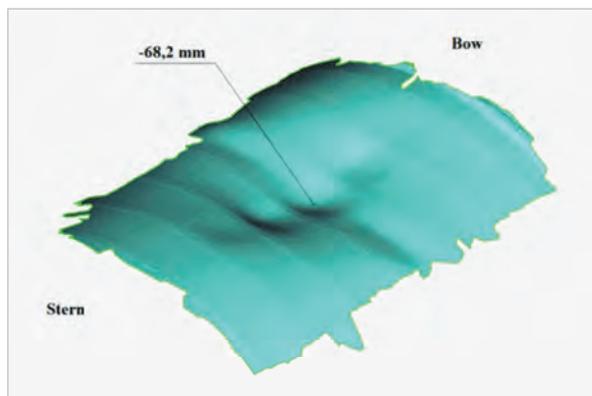


Рис. 6. Типичная картина распределения остаточных прогибов (вверху при $D = 160$ мм, $p_{st} = 5$ МПа; внизу при $D = 225$ мм, $p_{st} = 7$ МПа)

Fig. 6. Typical distribution of residual bendings (top: at $D = 160$ mm, $p_{st} = 5$ MPa; bottom: at $D = 225$ mm, $p_{st} = 7$ MPa)



изменений деформаций в шпациях в районе взрыва примерно одинаковы, что соответствует относительно равномерному распределению нагрузки по длине оболочки в рассматриваемом районе. Как видно из рисунка, обжатие оболочки вызывается не только действием ударной волны, но и первой пульсацией газового пузыря. При этом уровень деформаций в обоих случаях примерно одинаков, несмотря на то, что максимальное давление при пульсации пузыря в 4–5 раз меньше давления в ударной волне. Поскольку при $p_{st} = 3$ МПа максимальный радиус пузыря примерно вдвое меньше рассматриваемой дистанции взрыва, то оболочка практически не оказывает влияния на параметры пульсации и они отчетливо регистрируются датчиками давления.

Аналогичная картина нагружения и деформирования оболочки при взрывах на дистанции 450 мм реализуется в условиях гидростатического давления 5 и 7 МПа. Но в этих случаях оболочка получала небольшой остаточный прогиб в эпицентре взрыва w_{dent} , в частности $w_{dent} \approx 1$ мм при $p_{st} = 7$ МПа.

Нагружение и деформирование оболочки имеет иной характер при уменьшении дистанции взрыва. Уже при $p_{st} = 1$ МПа оболочка получает заметный остаточный прогиб в виде локальной вмятины. На рис. 5 приведены результаты измерений максимального остаточного прогиба оболочки при различных дистанциях взрыва и разном гидростатическом давлении, а на рис. 6 – типичный вид остаточных вмятин. Как видно, уменьшение дистанции взрыва однозначно приводит к увеличению остаточного прогиба. Вместе с тем влияние гидростатического давления на прогиб носит более сложный характер, который определяется в том числе параметрами и условиями взаимодействия газового пузыря с оболочкой.

В соответствии с результатами компьютерного моделирования при $p_{st} = 1$ и 3 МПа величины остаточного прогиба и пластических деформаций практически полностью определяются действием ударной волны и для одной и той же дистанции взрыва мало зависят от изменения гидростатического давления. Влияние вторичных волн давления, вызванных пульсацией газового пузыря, мало. Это хорошо согласуется с результатами испытаний при $D = 90$ мм. В то же время при дистанциях взрыва $D = 160$ и 225 мм в экспериментах наблюдается рост величины остаточных прогибов при увеличении гидростатического давления с 1 до 3 МПа. Это может быть связано со следующи-

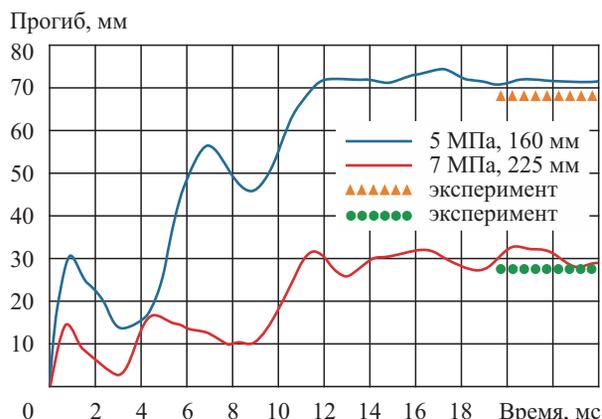


Рис. 7. Расчетная зависимость прогиба оболочки в эпицентре взрыва от времени

Fig. 7. Analytical time history of shell bending at the epicenter of explosion

ми обстоятельствами. При гидростатическом давлении 1–3 МПа на параметры пульсации пузыря в той или иной мере оказывают влияние ограниченные размеры взрывной камеры (радиус и период пульсации пузыря уменьшаются) [14], что и проявляется при $D = 160$ и 225 мм, когда максимальный радиус пузыря соизмерим с дистанцией взрыва. При $D = 90$ мм на уровень и характер воздействия газового пузыря влияет, в первую очередь, его взаимодействие с оболочкой, а ограниченность размеров камеры становится несущественной.

Пульсация пузыря оказывает определяющее влияние на напряженно-деформированное состояние (НДС) оболочки при гидростатическом давлении $p_{st} = 5$ и 7 МПа. На рис. 7 представлена расчетная динамика изменения прогиба оболочки в эпицентре взрыва; также чертой для соответствующих условий взрыва показана величина остаточного прогиба, полученная в эксперименте. На рис. 8 приведены зависимости от времени изменения продольных и кольцевых деформаций в различных точках оболочки (номера точек на рисунке соответствуют номерам тензорезисторов на рис. 2). В целом, имеется хорошее соответствие между результатами компьютерного моделирования и экспериментальными данными. Некоторое различие между экспериментальным и расчетным уровнем пластических деформаций может быть связано с погрешностью в моделировании граничных условий для оболочки, неполном соответствии координат точек расчета деформаций и месторасположения тензорезисторов, погрешностью измерений больших пла-

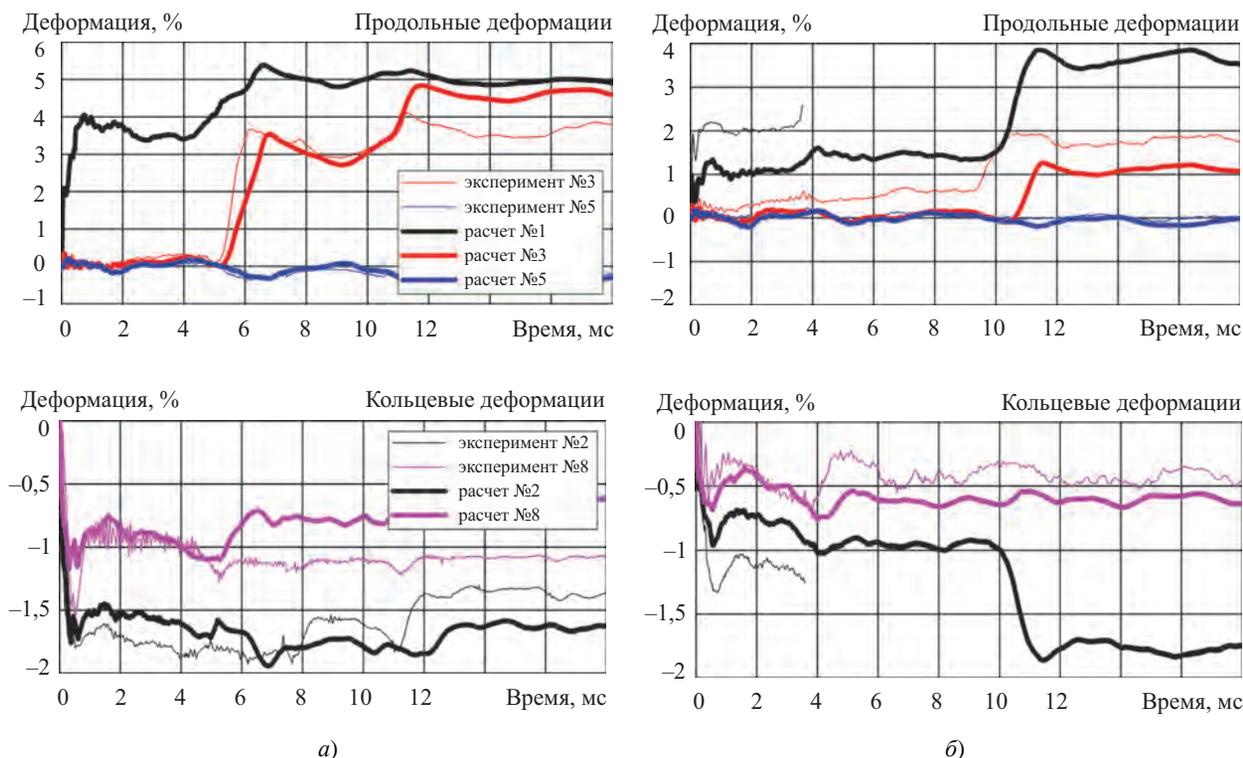


Рис. 8. Расчетные и экспериментальные зависимости деформаций от времени в различных точках оболочки: а) $D = 160$ мм, $p_{st} = 5$ МПа; б) $D = 225$ мм, $p_{st} = 7$ МПа

Fig. 8. Analytical and experimental time histories of strains at different points of shell: а) $D = 160$ mm, $p_{st} = 5$ MPa; б) $D = 225$ mm, $p_{st} = 7$ MPa

стических деформаций и др. Кроме того, расчетный уровень деформаций по сравнению с величиной прогиба более чувствителен к параметрам модели Купера – Саймондса.

Из приведенных результатов видно, что остаточный прогиб и пластические деформации оболочки формируются в результате воздействия пульсаций газового пузыря, причем не только первой, но и второй. Столь существенное влияние второй пульсации газового пузыря на НДС подкрепленной круговыми ребрами цилиндрической оболочки, насколько известно автору, отмечается впервые. Степень ее влияния зависит как от величины гидростатического давления, так и от дистанции взрыва. При $D = 160$ мм и $p_{st} = 5$ МПа максимальный прогиб при первой пульсации пузыря увеличивается относительно прогиба от ударной волны примерно на 80 %, а затем, при второй пульсации, еще на 25–30 %. В то же время при $D = 225$ мм и $p_{st} = 7$ МПа эти соотношения составляют 20 и 70–80 % соответственно.

Качественно аналогичная ситуация имеет место и для величины пластических деформаций, причем для условий взрыва $D = 225$ мм и $p_{st} = 7$ МПа влияние первой пульсации пузыря проявляется относительно мало, зато при второй пульсации продольные и кольцевые пластические деформации в эпицентре взрыва увеличиваются в 2–2,5 раза (рис. 8). Для рассматриваемых условий взрыва зона больших пластических деформаций в продольном направлении развивается в трех шпациях напротив взрыва, а в кольцевом направлении – в шпации, в которой происходит взрыв (рис. б). Интересно отметить, что в кольцевом направлении в указанной шпации величина пластических деформаций и, соответственно, размер вмятины определяются практически только воздействием газового пузыря. На характер деформирования оболочки заметное влияние оказывает ее обжатие, вызванное действием взрывной нагрузки. В частности, расчетные мембранные деформации в кольцевом направлении во всех точках измере-

ний являются сжимающими, а их величина достигает 3–4 %.

Таким образом, проведенные исследования позволили выявить новые факты, характеризующие условия нагружения и деформирования цилиндрических оболочек, подкрепленных круговыми ребрами, при совместном действии близкого взрыва и большого гидростатического давления.

Взрывопротивляемость многопреградных конструкций при контактном взрыве

Explosion resistance of multi-barrier structures in case of contact explosion

Многие корабельные конструкции представляют собой многопреградные системы, например, дно – второе дно, борт (двойной борт) – продольная переборка и т.п. Кроме того, многопреградные системы могут применяться как специальные конструкции для защиты объектов или отдельных помещений от воздействия контактного подводного взрыва [22, 23]. При этом в составе таких систем между преградами располагается различного типа наполнитель, обычно вода или другая жидкость. Несмотря на достаточно широкое распространение многопреградных конструкций имеется относительно небольшое количество публикаций, посвященных исследованию различных аспектов их взрывопротивляемости [24–26]. Как показывают эти исследования, заметное влияние на взрывопротивляемость таких конструкций оказывает жидкий наполнитель.

В настоящей работе приведены основные результаты экспериментальных исследований взрывопротивляемости многопреградных конструкций, полученные в КГНЦ. Более подробно результаты представлены в [27]. Проведенные исследования позволили выявить основные особенности разрушения многопреградных конструкций при контактном подводном взрыве и получить оценки влияния их основных конструктивных параметров (толщина преград, расстояние между ними и т.п.), а также влияния наполнителя на предельную взрывопротивляемость конструкции в целом и объем разрушений отдельных преград.

Постановка эксперимента и опытные конструкции

Опытные конструкции представляли собой упрощенные масштабные макеты конструкции, включающей наружную обшивку (НО) и продольные

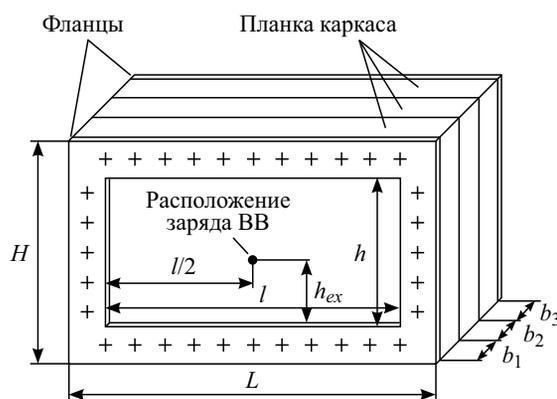


Рис. 9. Типовая схема макета с четырьмя преградами

Fig. 9. Typical layout of dummy with four barriers

переборки. Основными типовыми элементами макетов являлись (рис. 9) каркас, стальные безнаборные пластины (преграды), имитирующие наружную обшивку борта и переборки, фланцы и крепежные комплекты. Каркас и система преград образуют замкнутые объемы (камеры), перед опытом остававшиеся пустыми (заполненными воздухом) либо с размещенным в них наполнителем (вода). Камера между последней (по отношению к расположению заряда ВВ) и предпоследней преградами всегда была пустой. Эта камера имитирует внутреннее (защищаемое) помещение, а предпоследняя преграда является главной преградой (ГП), ограничивающей распространение разрушений. Далее камеру, занятую воздухом, будем называть воздушной камерой (ВК), а заполненную водой – балластной камерой (БК); преграду, расположенную между наружной и главной, – разделительной преградой (РП). Последняя в макете преграда называется фильтрационной (ФП).

Взрывопротивляемость опытных конструкций оценивалась по характеру и размеру разрушений наружной обшивки и разделительных преград и по характеру и величине остаточных прогибов и относительных деформаций главной преграды.

В ходе испытаний варьировались отстояние ГП от НО, соотношение ширины ВК и БК, толщина НО, РП и ГП, марка стали ГП, масса и тип заряда ВВ, габариты каркаса и др. Отстояние ГП b_0 составляло 120 и 160 мм. Соотношение ширины ВК b_1 и БК b_2 варьировалось от нуля до единицы. Толщина НО s_1 составляла 0,6 и 0,8 мм, РП s_2 – 0,35, 0,6 и 0,8 мм, ГП s_3 – 2,5, 3,0 и 4,0 мм. Для изготовления НО, РП и ФП использовалась сталь Ст3

($\sigma_y = 235$ МПа, $\sigma_{ис} = 400\text{--}520$ МПа, $\delta = 22\%$). ГП изготавливалась из стали Ст3 и 10ХСНД ($\sigma_y = 390$ МПа, $\sigma_{ис} = 510\text{--}660$ МПа, $\delta = 20\%$). Макеты испытывались зарядами цилиндрической формы (отношение длины заряда к диаметру ~ 1), изготовленными из прессованного тротила ($\rho_{ТНТ} = 1600$ кг/м³, $q_{ТНТ} = 4,23$ МДж/кг, $D_{ТНТ} = 6900$ м/с) или пластического ВВ с характеристиками, указанными выше. Масса зарядов тротила Q составляла 27 г, пластического ВВ – от 20 до 50 г. Рабочее поле ($\ell \times h$) макетов равнялось 400×400 и 800×400 мм. Балластная камера заполнялась водой на 85 % от объема камеры.

Испытания выполнялись применительно к условиям взрыва у борта. Для проведения каждого опыта собирался макет в соответствии со схемой, приведенной на рис. 9. Макет на стальных стропях подвешивался в камере так, чтобы уровень воды в камере находился на 160 мм ниже верхней кромки макета, что обеспечивало имитацию положения ватерлинии. Заряд располагался в центре НО на уровне середины осадки макета $h_{ex} = 170$ мм.

Результаты испытаний и их обсуждение

В общем случае при наличии в составе многопреградной конструкции ВК и БК качественная картина процесса нагружения и разрушения преград состоит в следующем. В результате контактного взрыва в НО появляется пробоина, начальный диаметр которой примерно равен диаметру заряда. Разрушенный участок НО образует осколочный поток, распространяющийся в направлении РП.

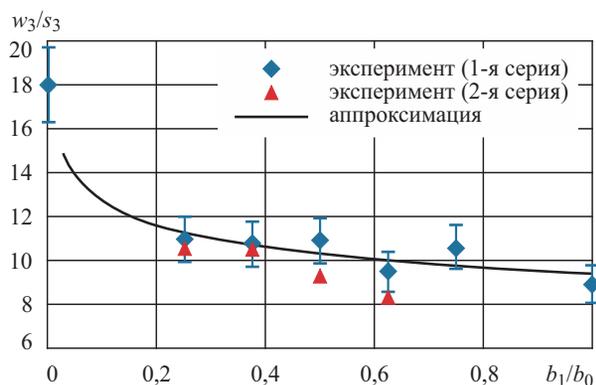


Рис. 10. Влияние ширины воздушной камеры на прогиб главной преграды (испытания первой группы макетов)

Fig. 10. Effect of air chamber width upon deflection of the main barrier (tests of Group 1 dummies)

Практически одновременно в пробоину, разрывая и отгибая ее края, начинают истекать продукты детонации. Разделительная преграда от воздействия потока осколков и продуктов детонации разрушается, а в процессе их торможения в жидкости БК формируется ударная волна. Затекающие в БК продукты детонации вытесняют воду из этой камеры, что, в свою очередь, может приводить (в зависимости от соотношения ширины ВК и БК) к выпучиванию РП и НО наружу. В результате в балластной камере формируется сложная картина динамического нагружения ГП. Действие этой нагрузки приводит к пластическому деформированию (без разрушения) преграды.

Несколько иная картина нагружения и разрушения преград имеет место при отсутствии воздушной либо балластной камеры. В случае отсутствия заполненной водой БК осколочный поток, образующийся при разрушении НО и РП, и продукты детонации воздействуют непосредственно на ГП. В результате ГП помимо общего пластического прогиба получает ярко выраженную вмятину напротив центра взрыва, а также отдельные выбоины от воздействия осколков. В проведенных опытах пробития ГП осколками не происходило, однако при определенных условиях взрыва и конструктивных размерах многопреградной конструкции такое разрушение ГП может иметь место. Неразрушенные части НО и РП получают общий прогиб внутри макета. В случае отсутствия ВК формирование нагрузки на РП и ГП происходит в основном за счет распространения внутрь макета подводной ударной волны и продуктов детонации. Размер пробоины в НО заметно меньше, чем в макетах с ВК. С другой стороны, прогиб ГП значительно возрастает. Это обусловлено тем, что при отсутствии ВК главная преграда находится, по существу, в условиях воздействия высокоинтенсивной подводной ударной волны близкого неконтактного взрыва. Воздействие ударной волны на РП происходит по схеме «вода – вода» (в этом случае нагрузка от ударной волны на преграду относительно невелика), и если отстояние РП от заряда таково, что отсутствует непосредственное воздействие продуктов детонации, то разрушения этой преграды в большинстве случаев не происходит.

Влияние соотношения ширины ВК и БК на взрывсопротивляемость многопреградных конструкций в целом оценивалось по величине максимального остаточного прогиба ГП. На рис. 10 приведены экспериментальные данные зависимости максимального относительного остаточного прогиба

ба ГП (w_3/s_3) от относительной ширины ВК (b_1/b_0), полученные в двух сериях испытаний. На рисунке показана максимальная планка погрешности (коэффициент вариации). Из результатов испытаний видно, что наличие ВК приводит к уменьшению прогиба ГП. Наиболее резко это происходит в диапазоне относительной ширины ВК от 0 (отсутствие ВК) до 0,15. При дальнейшем увеличении ширины ВК ее влияние на прогиб проявляется в значительно меньшей степени. Такое влияние ширины ВК объясняется отмеченным выше сложным характером формирования динамической нагрузки, действующей на ГП.

В соответствии с обработкой результатов испытаний получена следующая аппроксимационная зависимость (уравнение регрессии) максимального остаточного прогиба ГП от ширины ВК (коэффициент детерминации $R^2 = 0,56$):

$$\frac{w_3}{s_3} = 9,4 \left(\frac{b_1}{b_0} \right)^{-0,13}.$$

Анализ результатов испытаний позволил получить оценку зависимости прогиба ГП и от других параметров многопреградной конструкции, а именно: от массы заряда Q , толщины ГП и РП, отстояния ГП от НО и от соотношения длины к высоте ГП.

В соответствии с экспериментальными данными коэффициент приведения толщины ГП из стали 10ХСНД к стали Ст3 принимался в виде

$$= \frac{(y + us)_1 (p)_1}{(y + us)_2 (p)_2},$$

где индексы 1 и 2 относятся, соответственно, к характеристикам стали 10ХСНД и Ст3; δ_p – относительное равномерное удлинение. Тротильный эквивалент зарядов из пластического ВВ для условий контактного подводного взрыва определялся по формуле, предложенной в [28]:

$$\beta_{ТНТ} = \frac{q_{ВВ} \beta_{ВВ} D_{ВВ}}{q_{ТНТ} \beta_{ТНТ} D_{ТНТ}}.$$

В соответствии с этим для зарядов из пластического ВВ $\beta_{ТНТ} = 0,85$.

Уравнение регрессии для зависимости максимального остаточного прогиба ГП от варьируемых параметров принималось в виде

$$\frac{w_3}{s_3} = A \left(\frac{b_1}{b_0} \right)^{-0,13} \left(\frac{s_3}{\sqrt[3]{Q}} \right) \left(\frac{b_0}{\sqrt[3]{Q}} \right) \left(\frac{s_2}{s_1} \right) \left(\frac{\ell}{h} \right).$$

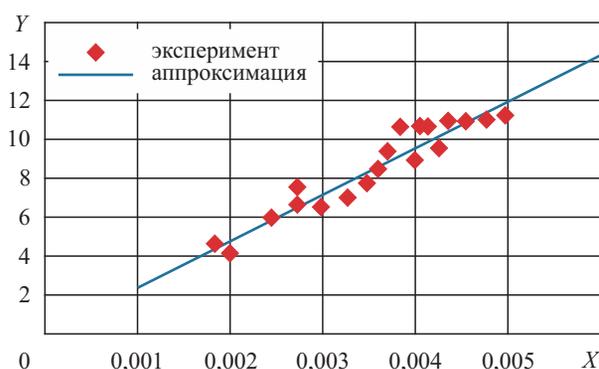


Рис. 11. Влияние параметров многопреградной конструкции на прогиб ГП

Fig. 11. Effect of multi-barrier structure parameters upon deflection of main barrier

В данной зависимости учтен полученный выше показатель степени «-0,13», характеризующий влияние ширины ВК. На основе обработки экспериментальных данных найдены следующие значения показателей степени в регрессионном уравнении: $\alpha = -1,5$; $\beta = -1,5$; $\gamma = -0,2$; $\eta = 0,25$. На рис. 11 приведено сопоставление экспериментальных данных и аппроксимационной зависимости

$$Y = 2380 \cdot X,$$

$$\text{где } Y = \frac{w_3}{s_3} \left(\frac{\ell}{h} \right)^{-0,25};$$

$$X = \left(\frac{b_1}{b_0} \right)^{-0,13} \left(\frac{s_3}{\sqrt[3]{Q}} \right)^{-1,5} \left(\frac{b_0}{\sqrt[3]{Q}} \right)^{-1,5} \left(\frac{s_2}{s_1} \right)^{-0,2};$$

здесь и далее Q – масса заряда в тротильном эквиваленте (г), геометрические параметры макетов в мм. Коэффициент детерминации аппроксимационной зависимости составляет $R^2 = 0,92$. Учитывая, что толщина НО в рассматриваемых опытах была постоянна, полученную зависимость можно записать в виде

$$w_3 = A \cdot \left(\frac{\ell}{h} \right)^{0,25} \cdot \frac{Q}{b_1^{0,13} b_0^{1,37} s_2^{0,2} s_3^{0,5}}.$$

Выбирая в качестве критерия взрывоспротивляемости ГП ее предельный пластический прогиб или предельную пластическую деформацию, можно получить зависимость влияния параметров многопреградной конструкции на величину

ну предельной (по указанным критериям) массы заряда:

$$Q_{\text{lim}} = A \cdot \left(\frac{h}{\ell}\right)^{0,25} b_1^{0,13} b_0^{1,37} s_2^{0,2} s_3^{0,5}.$$

Значение константы A будет зависеть от принятых размерностей массы заряда Q и параметров конструкции. Из формулы видно, что предельная взрывосопrotivляемость ГП определяется, прежде всего, ее отстоянием от НО b_0 , а также толщиной s_3 .

Одной из характеристик взрывосопrotivляемости, представляющих интерес для многопреградных конструкций в связи с наличием заполненной жидкостью БК, является размер пробойны в НО и РП. Размер пробойны характеризовался ее радиусом «в свету» без учета отдельных разрывов. В том случае, когда форма пробойны заметно отличалась от круга, радиус определялся, исходя из площади пробойны S , по формуле $r = \sqrt{S/\pi}$. На основе анализа и обработки экспериментальных данных получены следующие зависимости для радиусов пробойны в НО $r_{\text{НО}}$ и РП $r_{\text{РП}}$:

$$r_{\text{НО}} = 1,09 \sqrt{\frac{Q}{s_1}} \frac{b_1}{\sqrt[3]{Q}} \text{ и } r_{\text{РП}} = 2,38 \sqrt{\frac{Q}{s_1 + s_2}} \frac{b_1}{\sqrt[3]{Q}} \sqrt{\frac{b_2}{b_0}}.$$

Применительно к рассмотренным экспериментальным данным радиус пробойны в НО линейно увеличивается при увеличении ширины ВК. С другой стороны, очевидно, что влияние ширины ВК должно постепенно ослабевать и при некоторой ширине будет отсутствовать. Исходя из результатов испытаний, отсутствие влияния ширины ВК имеет место, когда $b_1 / \sqrt[3]{Q} > 40 - 50 \text{ мм/г}^{1/3}$. В этом случае радиус пробойны в НО будет определяться формулой

$$r_{\text{НО}} = (43,6 - 54,5) \sqrt{\frac{Q}{s_1}}.$$

Как показано в [27], эта оценка согласуется с результатами, полученными другими авторами.

Влияние ширины ВК и БК на радиус пробойны в РП имеет более сложный и неочевидный характер. Так, при принятых конструктивных параметрах макетов увеличение ширины ВК приводит к увеличению пробойны, что, в первую очередь, связано с действием расширяющихся в ВК продуктов детонации и соответствующим увеличением площади нагружения РП. Такой характер влияния ширины ВК будет иметь место до тех пор, пока интенсивность воздействия струи и продук-

тов детонации будет достаточной для разрушения РП. Увеличение ширины БК также приводит к увеличению пробойны, что обусловлено уменьшением влияния отраженных от ГП волн давления и потоков жидкости, действующих на РП со стороны БК. Однако при сохранении суммарной ширины ВК и БК доминирующими будут процессы в ВК, поэтому при увеличении ширины БК и соответствующем уменьшении ширины ВК размер пробойны будет уменьшаться. При достаточной большой ширине БК воздействие на РП отраженных от ГП волн давления и потоков жидкости будет отсутствовать, при этом степень влияния ширины ВК может измениться. В связи с этим следует отметить, что при отсутствии жидкости в БК обычно полагается

$$r_{\text{РП}} \sim \sqrt{\frac{Q}{s_1 + s_2}}.$$

Таким образом, экспериментальные данные позволили установить зависимости влияния параметров многопреградных конструкций с жидким наполнителем на их взрывосопrotivляемость и формирование пробойн в наружной обшивке и разделительной преграде при контактном подводном взрыве.

Взрывостойкость ПКМ, изготовленных из различных армирующих материалов

Explosion resistance of polymeric composites with various reinforcing materials

В последнее время для изготовления корпусных конструкций кораблей и судов все большее применение находят полимерные композиционные материалы. Сопrotivляемость композиционных материалов зависит от применяемого армирующего материала и связующего, от способа армирования, технологии изготовления и др. Наиболее широко в настоящее время сопrotivляемость композиционных материалов рассматривается применительно к условиям статического и квазистатического нагружения и в значительной меньшей степени – к условиям взрывного воздействия, в частности подводного взрыва. Однако такие исследования представляют интерес для выбора перспективных ПКМ. Различные аспекты реакции ПКМ на воздействие подводного взрыва рассматривались в работах [29–34 и др.]. Целью проведенных в КГНЦ исследований [35–37] являлись оценка влияния параметров взрывного воздействия на объем

и характер повреждения образцов ПКМ из стеклопластика и углепластика, а также сопоставление их взрывостойкости при близком подводном взрыве. Исследования включали проведение испытаний образцов и компьютерное моделирование воздействия на них взрыва. Ниже представлены основные результаты этих исследований.

Материалы, образцы и условия испытаний

Испытывались четыре группы образцов ПКМ, изготовленных из следующих армирующих материалов:

- квадраксиальная стеклоткань, схема армирования $[0^\circ/+45^\circ/90^\circ/-45^\circ]$ – группа 1;
- углеткань саржевого переплетения (армирование $0^\circ/90^\circ$) и биаксиальная диагональная углеткань (армирование $+45^\circ/-45^\circ$), схема армирования в пакете $[(0^\circ/90^\circ)2/(+45^\circ/-45^\circ)1/.../(+45^\circ/-45^\circ)1/(0^\circ/90^\circ)2]$ – группа 2;
- биаксиальная углеткань (армирование $0^\circ/90^\circ$) и биаксиальная диагональная углеткань (армирование $+45^\circ/-45^\circ$), схема армирования в пакете $[(0^\circ/90^\circ)2/(+45^\circ/-45^\circ)1/.../(+45^\circ/-45^\circ)1/(0^\circ/90^\circ)2]$ – группа 3;
- квадраксиальная углеткань, схема армирования $[0^\circ/+45^\circ/90^\circ/-45^\circ]$ – группа 4.

Образцы были изготовлены методом вакуумного формования (метод инфузии) с использованием винилэфирного связующего. Во всех случаях схема армирования в пакете обеспечивала квазиизотропность материала. Основные характеристики групп образцов приведены в табл. 1.

Образцы представляли собой круглые пластины. Радиус пластин – 300–400 мм. Каждая пласти-

на имела 18 отверстий для болтового закрепления. Радиус установки болтов – 250 мм. Для проведения опыта образец фиксировался между тубингом и прижимной металлической планкой (кольцом) при помощи крепежных болтовых комплектов. Диаметр рабочего поля образца, закрепленного на тубинге, составлял 400 мм. Собранный макет подвешивался вертикально во взрывной камере, которая заполнялась водой так, чтобы кромка воды возвышалась над верхней кромкой макета не менее чем на 1,0 м.

Испытания образцов проводились по схеме «вода – воздух», т.е. с противоположной взрыву стороны располагалось пространство, заполненное воздухом. Каждый образец подвергался воздействию одного взрыва. Во всех опытах заряд располагался напротив центра образца на фиксированном расстоянии 300 мм, масса заряда Q варьировалась от 8 до 90 г. Использовался заряд цилиндрической формы (отношение длины заряда к диаметру ~ 1) из пластического ВВ с характеристиками, указанными выше.

В результате испытаний для каждой группы образцов определялась масса заряда ВВ, соответствующая различному объему разрушений. Объем разрушений образцов оценивался по трем характерным признакам (критериям): 1 – разрушение связующего (для образцов из стеклопластика данный признак визуально фиксировался как изменение цвета – побеление – участка образца в средней части после опыта); 2 – разрыв отдельных волокон; 3 – сквозное разрушение (образование пробоины). В соответствии с указанными признаками устанавливались три уровня взрывостойкости образцов. В качестве меры взрывного воздействия для обоб-

Таблица 1. Основные характеристики образцов ПКМ

Table 1. Main parameters of polymeric composite specimens

| Группа образцов | Количество образцов | Толщина, δ , мм | Поверхностная масса, m , кг/м ² | Число слоев |
|-----------------|---------------------|------------------------|--|-------------|
| 1 | 6 | 7,91–8,75 | 14,71–15,23 | 10 |
| | 5 | 7,36–7,40 | 14,49–14,69 | 10 |
| | 5 | 5,18–5,20 | 10,20–10,40 | 7 |
| | 5 | 3,66–3,75 | 7,28–7,46 | 5 |
| 2 | 4 | 5,85–5,94 | 8,93 | 14 + 6 |
| | 4 | 5,16–5,21 | 7,91 | 12 + 6 |
| 3 | 4 | 5,73–5,76 | 8,60 | 7 + 6 |
| 4 | 4 | 5,28–5,37 | 8,33 | 7 |



Рис. 12. Характерные виды разрушения образцов из стеклопластика (группа 1): а) разрушение связующего, вид на тыльную поверхность ($Q = 8$ г, $\beta = 0,44$ %, $\delta = 7,32$ мм, $m = 14,49$ кг/м²); б) разрыв волокон трех слоев с тыльной стороны ($Q = 70$ г, $\beta = 3,83$ %, $\delta = 7,40$ мм, $m = 14,50$ кг/м²); в) пробоина, вид на лицевую поверхность ($Q = 55$ г, $\beta = 4,20$ %, $\delta = 5,20$ мм, $m = 10,40$ кг/м²)

Fig. 12. Characteristic failure patterns of GRP samples (Group 1): a) failure of binder, rear side ($Q = 8$ g, $\beta = 0.44$ %, $\delta = 7.32$ mm, $m = 14.49$ kg/m²); b) fiber tear in three layers, rear side ($Q = 70$ g, $\beta = 3.83$ %, $\delta = 7.40$ mm, $m = 14.50$ kg/m²); c) hole, front side ($Q = 55$ g, $\beta = 4.20$ %, $\delta = 5.20$ mm, $m = 10.40$ kg/m²)

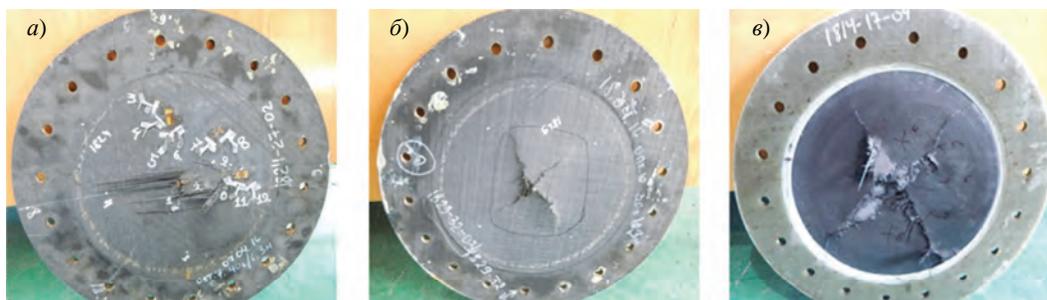


Рис. 13. Характерные виды разрушения образцов из углепластика: а) разрыв волокон двух слоев с тыльной стороны ($Q = 40$ г, $\beta = 3,81$ %, $\delta = 5,29$ мм, $m = 8,33$ кг/м²) – группа 4; б) разрыв волокон двух слоев с тыльной стороны ($Q = 30$ г, $\beta = 3,01$ %, $\delta = 5,21$ мм, $m = 7,91$ кг/м²) – группа 2; в) пробоина, вид на лицевую поверхность ($Q = 40$ г, $\beta = 3,55$ %, $\delta = 5,88$ мм, $m = 8,93$ кг/м²) – группа 2

Fig. 13. Characteristic failure patterns of CRP samples: a) fiber tear in two layers, rear side ($Q = 40$ g, $\beta = 3.81$ %, $\delta = 5.29$ mm, $m = 8.33$ kg/m²) – Group 4; b) fiber tear in two layers, rear side ($Q = 30$ g, $\beta = 3.01$ %, $\delta = 5.21$ mm, $m = 7.91$ kg/m²) – Group 2; c) hole, front side ($Q = 40$ g, $\beta = 3.55$ %, $\delta = 5.88$ mm, $m = 8.93$ kg/m²) – Group 2

Таблица 2. Взрывостойкость испытанных групп образцов

Table 2. Explosion resistance of tested specimen groups

| Группа образцов | Поверхностная масса, кг/м ² | Относительная масса заряда β для различных уровней взрывоустойчивости, % | | |
|-----------------|--|--|-----------|-----------|
| | | β_1 | β_2 | β_3 |
| Группа 1 | 14,71–15,23 | ≈0,52 | ≈3,13 | ≈4,38 |
| | 14,49–14,69 | ≤0,44 | ≈3,27 | >3,83 |
| | 10,20–10,40 | ≤0,62 | ≈3,50 | ≈3,85 |
| | 7,28–7,46 | ≤0,87 | ≈3,77 | – |
| Группа 2 | 8,93 7,91 | – | ≤1,78 | ≈3,29 |
| Группа 3 | 8,60 | – | ≈1,84 | ≈4,34 |
| Группа 4 | 8,33 | – | ≤1,90 | >4,76 |

щения результатов испытаний образцов с различной поверхностной массой использовалась величина $\beta = m_{ex}/m$ – относительная масса заряда, где m_{ex} – масса заряда на единицу рабочей площади образца, кг/м²; m – поверхностная масса образца, кг/м². Таким образом, относительная масса заряда, при которой реализуется начало того или иного типа разрушений, будет являться показателем удельной взрывостойкости образцов.

Результаты испытаний и компьютерного моделирования

На рис. 12 и 13 показаны характерные виды разрушения образцов, а в табл. 2 – полученные на основе анализа экспериментальных данных величины относительной массы заряды ВВ для различных уровней взрывостойкости образцов.

В целом, из результатов испытаний следует:

- по критерию образования пробойны наибольшей взрывостойкостью обладают образцы из углепластика группы 4, изготовленные из квадраксиальной углеткани, однако их взрывостойкость лишь ненамного (примерно на 10–15 %) превосходит взрывостойкость образцов из стеклопластика (группа 1); наименьшей взрывостойкостью по критерию образования пробойны обладают образцы из углеткани саржевого переплетения и биаксиальной диагональной углеткани (группа 2);
- взрывостойкость образцов из стеклопластика по критерию разрыва волокон значительно (примерно в 2 раза) превосходит взрывостойкость всех образцов из углепластика; это различие связано, прежде всего, с предельной величиной относительного удлинения для рассмотренных углепластиков и стеклопластика;
- образцы из углепластика (группы 2–4), изготовленные из разных армирующих материалов, имеют примерно одинаковую взрывостойкость до начала разрыва волокон; в то же время до образования пробойны взрывостойкость образцов из квадраксиальной углеткани заметно выше.

Компьютерное моделирование условий испытаний осуществлялось с применением программ LS-DYNA и AUTODYN. В силу симметрии рассматривалась четверть расчетной области в виде сегмента жидкости (воды) радиусом 660–900 мм и высотой 810–1050 мм с вырезом в верхней части по контуру, размеры которого равнялись габаритным размерам тубинга (рис. 14). Внутри выреза располагался образец, над которым формировалась

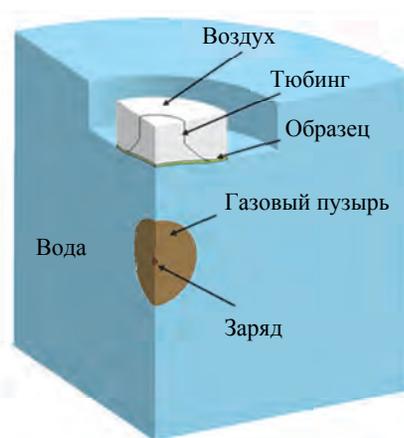


Рис. 14. Расчетная область при моделировании испытаний образцов ПКМ

Fig. 14. Calculation domain during test simulation

область воздуха, соответствующая свободному объему в тубинге за образцом. Расчетный диаметр образца принимался равным диаметру установки болтового крепления 500 мм.

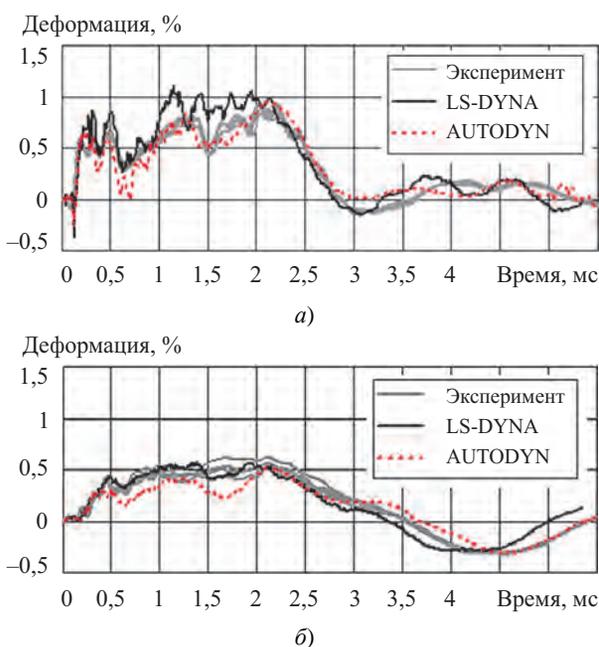


Рис. 15. Сопоставление результатов расчета с экспериментом: а) радиальные деформации, $Q = 10$ г, $\delta = 8,75$ мм; б) окружные деформации, $Q = 10$ г, $\delta = 8,75$ мм

Fig. 15. Comparison of calculation results versus test data

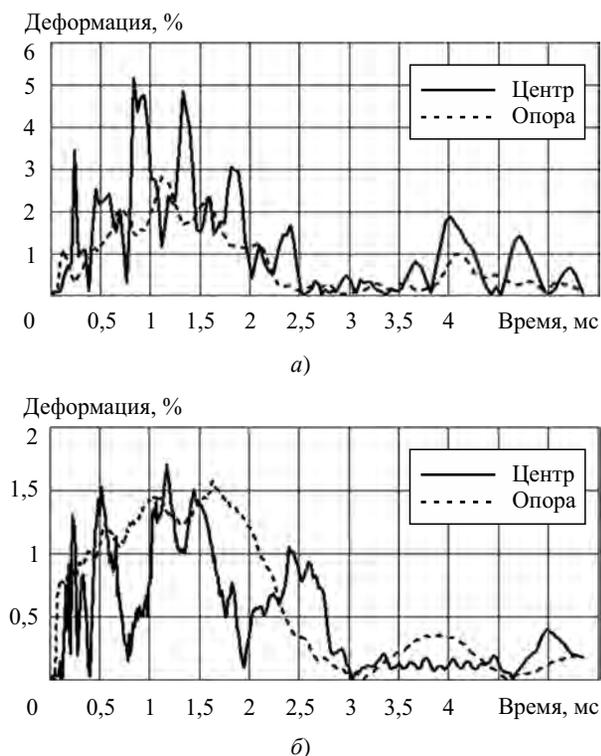


Рис. 16. Расчетные зависимости интенсивности деформаций (в центре – для тыльной поверхности, на опоре – для лицевой):
 а) стеклопластик, группа 1, $Q = 60$ г, $\delta = 8,75$ мм;
 б) углепластик, группа 4, $Q = 20$ г, $\delta = 5,28$ мм

Fig. 16. Calculation strain intensity curves (center: rear side; at the support – front side):
 а) GRP, Group 1, $Q = 60$ g, $\delta = 8.75$ mm;
 б) CRP, Group 4, $Q = 20$ g, $\delta = 5.28$ mm

Для моделирования всех объектов – образец, вода, воздух, ВВ использовались КЭ типа SOLID, при этом для воды, воздуха и ВВ применялась эйлерова сетка, а для образца – лагранжева. Параметры сеток (размеры, соотношение сторон, сгущение) выбирались таким образом, чтобы они мало влияли на результаты расчета. Уравнения состояния ВВ, воды и воздуха выбирались аналогично разделу 1. Материал образцов рассматривался как квазиизотропный с линейно-упругими характеристиками. Для корректного сопоставления с результатами испытаний характеристики образцов (толщина, плотность, модули упругости и др.) при расчетах принимались такими же, как у образца в том или ином рассматриваемом опыте. На рис. 15 показано сопоставление расчетных зависимостей радиальных и окружных деформаций

от времени с аналогичными зависимостями, полученными экспериментально для стеклопластика. Более подробно результаты верификации компьютерных моделей приведены в [35–37].

Разработанные компьютерные модели использовались для более детального анализа НДС образцов при испытаниях. В частности, оценивались цепные и изгибные деформации, а также интенсивность деформаций (рис. 16) в центре и на опоре образца.

Анализ результатов расчетов показал следующее. При мощности воздействия, примерно соответствующей началу разрыва отдельных волокон, в центре образца реализуется практически одинаковый уровень изгибных и цепных деформаций. При этом у образцов из стеклопластика величина цепных деформаций составляет около 2 %, а у образцов из углепластика – около 0,5–0,6 %. На опоре же преобладают изгибные деформации, уровень которых значительно, более чем в 4 раза, превосходит уровень цепных деформаций. Максимальная величина радиальных деформаций (суммарные изгибные и цепные деформации) на опоре примерно в 1,4–1,5 раза больше, чем в центре образца. Несмотря на то, что на опоре реализуется более высокий уровень радиальных деформаций, разрушение образца (разрыв волокон), в соответствии с результатами испытаний, начинается из центра. С другой стороны, максимальная величина интенсивности деформаций (деформаций по Мизесу) как для образцов из стеклопластика, так и из углепластика в центре больше, чем на опоре (для образцов из стеклопластика – в 1,5–2 раза, для образцов из углепластика – на 10–20 %). К началу разрыва волокон интенсивность деформаций в центре у образцов из стеклопластика (группа 1) достигает примерно 5 %, а у образцов из углепластика (группа 4) – 1,8–2,0 %. Полученный результат позволяет предполагать, что для ПКМ, структура армирования которых обеспечивает квазиизотропность материала, в качестве оценки их взрывоустойчивости (по критерию начала разрыва волокон) может быть использована интенсивность деформаций, предельная величина которой устанавливается на основе совместного анализа экспериментальных данных и результатов численного моделирования. В дальнейшем представляет интерес для оценки предельной величины интенсивности деформаций учитывать накопление повреждений материала (в частности, разрушение связующего) в процессе деформирования образца.

Заключение

Conclusion

В статье представлены результаты исследований воздействия близкого подводного взрыва на элементы корпусных конструкций, проведенных в КГНЦ в последние годы. Получены новые данные о влиянии пульсации газового пузыря взрыва на характер и параметры деформирования цилиндрической оболочки, подкрепленной круговыми ребрами жесткости, в условиях совместного действия на оболочку близкого подводного взрыва и гидростатического давления. Впервые показано, что при гидростатическом давлении 5–7 МПа определяющее влияние на формирование вмятины и НДС оболочки оказывает вторая пульсация пузыря.

Выявлено влияние основных конструктивных параметров многопреградных конструкций с жидким наполнителем на их взрыво-сопротивляемость при контактном подводном взрыве. Установлены эмпирические зависимости, определяющие размер разрушения (пробоины) наружной обшивки и разделительной преграды. Обоснована зависимость для оценки предельной массы заряда для главной преграды многопреградных систем.

Получены оценки взрывостойкости образцов ПКМ из стеклопластика и углепластика по трем характерным признакам, соответствующим разной степени разрушения материала образцов: разрушение связующего, разрыв отдельных волокон, образование сквозного разрушения (пробоины). Установлено, что взрывостойкость образцов из стеклопластика по критерию разрыва волокон значительно (примерно в 2 раза) превосходит взрывостойкость образцов из углепластика. Наибольшей взрывостойкостью по критерию образования пробоины обладают образцы из углепластика (квадраксимальная углеткань).

Полученные результаты могут быть использованы при проектировании конструкций, эффективно сопротивляющихся воздействию близкого подводного взрыва.

Автор благодарит за помощь в подготовке материалов Будаева А.Ю., Васильеву Н.Л., Дмитриева С.В., Неклюдову Е.А., Чижевского В.В, а также Лавренова М.Б., Паюсова А.В. и Кулеша Ю.Ю. за подготовку и проведение испытаний во взрывной камере.

Библиографический список

1. *Dulnev A., Karateev N.* Evolution of methods for calculating submarine hull structures response to underwater explosion // Proc. 6th Int. Conf. 'Navy and shipbuilding nowadays' (NSN'2011). June 30 – July 1, 2011, St. Petersburg, Russia. P1-04.
2. *Коул Р.* Подводные взрывы. М.: Изд. иностр. лит., 1950.
3. *Замышляев Б.В., Яковлев Ю.С.* Динамические нагрузки при подводном взрыве. Л.: Судостроение, 1967.
4. *Swisdak M.M.* Explosion effects and properties. Part II. Explosion effects in water // NSWC/WOL TR 76-116 NSWC, 1978.
5. *Кедринский В.К.* Гидродинамика взрыва: эксперимент и модели. Новосибирск: Изд. СО РАН, 2000.
6. *Geers T.L., Hunter K.S.* An integrated wave-effects model for an underwater explosion bubble // J. Acoust. Society of America. 2002. 111 (4). P. 1584–1601.
7. *Schneider N.A.* Prediction of surface ship response to severe underwater explosions using a virtual underwater shock environment (Thesis). Naval Postgraduate School, Monterey, California, 2003.
8. *Park I.K. et al.* Measurement of naval ship responses to underwater explosion shock loadings // Shock and Vibration. 2003. 10. P. 365–377.
9. *Shin Y.S.* Ship shock modeling and simulation for far-field underwater explosion // Computers and Structures. 2004. 82. P. 2211–2219.
10. *Liang C.C., Tai Y.S.* Shock responses of a surface ship subjected to noncontact underwater explosions // Ocean Engineering. 2006. 33. P. 748–772.
11. *Salajegheh E., Salajegheh J., Biglarkhani M.* Dynamic response of spar platform subjected to far-field underwater shock // The 4th National Conference on Civil Engineering. University of Tehran. May 2008. URL: https://www.civilica.com/Paper-NCCE04-NCCE04_650.html (дата обращения: 08.12.2018).
12. *Qiankun J., Gangyi D.* A finite element analysis of ship sections subjected to underwater explosion // Int. J. Impact Eng. 2011. 38. P. 558–566.
13. *Zhang N., Zong Z., Zhang W.* Dynamic response of a surface ship structure subjected to an underwater explosion bubble // Marine Structures. 2014. 35. P. 26–44.
14. *Каратеев Н.С.* Исследование особенностей испытаний конструкций во взрывной камере стенда ВКВД // Труды ЦНИИ им. акад. А.Н. Крылова. 2011. Вып. 60(344). С. 35–50.
15. *Kuda K., Daddazio R.P.* Comparison of test data and numerical simulation for a submerged stiffened cylinder

- subjected to an underwater explosion // 69th Shock and Vibration Symposium. Minneapolis / St. Paul, Minnesota, 12–16 October 1998.
16. *Hung C.F., Lin B.J., Hwang-Fuu J.J., Hsu P.Y.* Dynamic response of cylindrical shell structures subjected to underwater explosion // *Ocean Engineering*. 2009. 36. P. 564–577.
 17. *Yuan J.H., Zhu X.* Dynamic response of a ring-stiffened cylindrical shell subjected to underwater explosive loading // *Applied Mechanics and Materials*. 2012. 105–107. P. 931–936.
 18. *Monti P.* et al. Structural integrity assessment of pipeline subjected to an underwater explosion // *Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2011)*. Rotterdam, The Netherlands, June 19–24, 2011. Paper No. OMAE2011-49178.
 19. *Bartolini L.M.* et al. Effects of underwater explosion on pipeline integrity // *Proceedings of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2015)*. St. John's, Newfoundland, Canada, May 31 – June 5, 2015. Paper No. OMAE2015-41092.
 20. Физика взрыва / Под ред. *Л.П. Орленко*. Т. 1. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2002.
 21. *Саймондс П.* Динамика неупругих конструкций. М.: Мир, 1982.
 22. *Короткин И.М.* Боевые повреждения надводных кораблей. Л.: Судпромгиз, 1960.
 23. *Guo-min W., Xin-tao Z., Hong D.* et al. Analysis on design of U.S. aircraft carrier protection structures // *Chines J. of Ship Research*. 2011. 6(5). P. 1–6. (на китайском).
 24. *Кормилицин Ю.Н., Мельников С.Ю., Томашевский В.Т.* Подводный взрыв и его взаимодействие со средами и преградами. СПб.: Наука, 2006.
 25. *Kong X., Wu W., Li J.* et al. Experimental and numerical investigation on a multi-layer protective structure under the synergistic effect of blast and fragment loadings // *Int. J. Impact Eng.* 2014. 65. P. 146–162.
 26. *Zhang J., Shi X.H., Soares C.G.* Experimental study on the response of multi-layered protective structure subjected to underwater contact explosions // *Int. J. Impact Eng.* 2017. 100. P. 23–34.
 27. *Дульнев А.И., Чижевский В.В.* Экспериментальные исследования многопреградных конструкций при воздействии контактного подводного взрыва // *Труды Крыловского государственного научного центра*. 2018. Вып. 3(385). С. 61–76.
 28. *Озерецковский О.И.* Действие взрыва на подводные объекты. М.: ФГУП «ЦНИИХМ», 2007.
 29. *Mouritz A.P.* The effect of underwater explosion shock loading on the fatigue behaviour of GRP laminates // *Composites*. 1995. 26(1). P. 3–9.
 30. *Batra R.C., Hassan N.M.* Response of fiber reinforced composites to underwater explosive loads // *Composites: Part B*. 2007. 38. P. 448–468.
 31. *LeBlanc J., Shukla A.* Dynamic response and damage evolution in composite materials subjected to underwater explosive loading: an experimental and computational study // *Composite Structures*. 2010. Вып. 92(10). P. 2421–2430.
 32. *LeBlanc J., Shukla A.* Response of E-glass/vinyl ester composite panels to underwater explosive loading: Effects of laminate modifications // *Int. J. Impact Eng.* 2011. 38. P. 796–803.
 33. *Schiffer A., Tagarielli V.L.* The response of circular composite plates to underwater blast: experiments and modelling // *J. of Fluids and Structures*. 2015. Vol. 52. P. 130–144.
 34. *Explosion blast response of composites / Ed. A. Mouritz and Y. Rajapakse.* Woodhead Publishing, 2017.
 35. *Дульнев А.И., Неклюдова Е.А., Ваїс И.Ю.* Взрыво-сопротивляемость полимерных композиционных материалов при неконтактном подводном взрыве // *Труды Крыловского государственного научного центра*. 2017. Вып. 2(380). С. 54–64.
 36. *Dulnev A.I., Nekliudova E.A.* Resistance of GRP samples to non-contact underwater explosion // *J. Phys.: Conf. Ser.* 2017. 919. 012003.
 37. *Dulnev A.I., Nekliudova E.A.* Influence of Reinforcement Materials on Explosion Resistance of Carbon Fiber Reinforced Plastic // *Proc. 18th European Conference on Composite Materials (ECCM18)*, Athens, Greece, June 24–28, 2018. 2.04-01.

References

1. *Dulnev A., Karateev N.* Evolution of methods for calculating submarine hull structures response to underwater explosion // *Proc. 6th Int. Conf. 'Navy and shipbuilding nowadays' (NSN'2011)*. June 30 – July 1, 2011, St. Petersburg, Russia. PI-04.
2. *Cole, R.H.* Underwater explosions (*Russian translation*). Moscow, Foreign Languages Publishing House, 1950.
3. *Zamyshlyayev B., Yakovlev Yu.* Dynamic loads caused by underwater explosion. Leningrad, Sudostroyeniye, 1967 (*in Russian*).
4. *Swisdak M.M.* Explosion effects and properties. Part II. Explosion effects in water // *NSWC/WOL TR 76-116 NSWC*, 1978.
5. *Kedrinsky V.* Explosion hydrodynamics: experiment and models. Novosibirsk, Publishing House of Siberian Branch of Russian Academy of Sciences, 2000 (*in Russian*).

6. *Geers T.L., Hunter K.S.* An integrated wave-effects model for an underwater explosion bubble // *J. Acoust. Society of America*. 2002. 111 (4). P. 1584–1601.
7. *Schneider N.A.* Prediction of surface ship response to severe underwater explosions using a virtual underwater shock environment (Thesis). Naval Postgraduate School, Monterey, California, 2003.
8. *Park I.K. et al.* Measurement of naval ship responses to underwater explosion shock loadings // *Shock and Vibration*. 2003. 10. P. 365–377.
9. *Shin Y.S.* Ship shock modeling and simulation for far-field underwater explosion // *Computers and Structures*. 2004. 82. P. 2211–2219.
10. *Liang C.C., Tai Y.S.* Shock responses of a surface ship subjected to noncontact underwater explosions // *Ocean Engineering*. 2006. 33. P. 748–772.
11. *Salajegheh E., Salajegheh J., Biglarkhani M.* Dynamic response of spar platform subjected to far-field underwater shock // *The 4th National Conference on Civil Engineering*. University of Tehran. May 2008. URL: https://www.civilica.com/Paper-NCCE04-NCCE04_650.html (дата обращения: 08.12.2018).
12. *Qiankun J., Gangyi D.* A finite element analysis of ship sections subjected to underwater explosion // *Int. J. Impact Eng.* 2011. 38. P. 558–566.
13. *Zhang N., Zong Z., Zhang W.* Dynamic response of a surface ship structure subjected to an underwater explosion bubble // *Marine Structures*. 2014. 35. P. 26–44.
14. *Karateev N.* Studying the specifics of the structural tests in the high-pressure explosion test tank // *Transactions of the Krylov State Research Institute*. 2011. Issue 60(344). P. 35–50 (*in Russian*).
15. *Kuda K., Daddazio R.P.* Comparison of test data and numerical simulation for a submerged stiffened cylinder subjected to an underwater explosion // *69th Shock and Vibration Symposium*. Minneapolis / St. Paul, Minnesota, 12–16 October 1998.
16. *Hung C.F., Lin B.J., Hwang-Fuu J.J., Hsu P.Y.* Dynamic response of cylindrical shell structures subjected to underwater explosion // *Ocean Engineering*. 2009. 36. P. 564–577.
17. *Yuan J.H., Zhu X.* Dynamic response of a ring-stiffened cylindrical shell subjected to underwater explosive loading // *Applied Mechanics and Materials*. 2012. 105–107. P. 931–936.
18. *Monti P. et al.* Structural integrity assessment of pipeline subjected to an underwater explosion // *Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2011)*. Rotterdam, The Netherlands, June 19–24, 2011. Paper No. OMAE2011-49178.
19. *Bartolini L.M. et al.* Effects of underwater explosion on pipeline integrity // *Proceedings of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2015)*. St. John's, Newfoundland, Canada, May 31 – June 5, 2015. Paper No. OMAE2015-41092.
20. Under editorship of L. Orlenko. Vol. 1. Moscow, Fizmatlit, 2002 (*in Russian*).
21. *Symonds P.* Dynamics of non-elastic structures. Collection of papers. Moscow, Mir, 1982 (*in Russian*).
22. *Korotkin I.* Battle damage of surface ships. Leningrad, Sudpromgiz, 1960 (*in Russian*).
23. *Guo-min W., Xin-tao Z., Hong D. et al.* Analysis on design of U.S. aircraft carrier protection structures // *Chines J. of Ship Research*. 2011. 6(5). P. 1–6. (*in Chinese*).
24. *Kormilitsyn Yu., Melnikov S., Tomashevsky V.* Underwater explosion and its interaction with media and barriers. St. Petersburg, Nauka, 2006 (*in Russian*).
25. *Kong X., Wu W., Li J. et al.* Experimental and numerical investigation on a multi-layer protective structure under the synergistic effect of blast and fragment loadings // *Int. J. Impact Eng.* 2014. 65. P. 146–162.
26. *Zhang J., Shi X.H., Soares C.G.* Experimental study on the response of multi-layered protective structure subjected to underwater contact explosions // *Int. J. Impact Eng.* 2017. 100. P. 23–34.
27. *Dulnev A., Chizhevsky V.* Experimental investigation of multiple-barrier structures subject to contact underwater explosion // *Transactions of the Krylov State Research Centre*. 2018. Issue 3(385). P. 61–76 (*in Russian*).
28. *Ozeretskovsky O.* Explosion effects on underwater objects. Moscow, Central Research Institute of Chemistry and Mechanics, 2007 (*in Russian*).
29. *Mouritz A.P.* The effect of underwater explosion shock loading on the fatigue behaviour of GRP laminates // *Composites*. 1995. 26(1). P. 3–9.
30. *Batra R.C., Hassan N.M.* Response of fiber reinforced composites to underwater explosive loads // *Composites: Part B*. 2007. 38. P. 448–468.
31. *LeBlanc J., Shukla A.* Dynamic response and damage evolution in composite materials subjected to underwater explosive loading: an experimental and computational study // *Composite Structures*. 2010. Vol. 92(10). P. 2421–2430.
32. *LeBlanc J., Shukla A.* Response of E-glass/vinyl ester composite panels to underwater explosive loading: Effects of laminate modifications // *Int. J. Impact Eng.* 2011. 38. P. 796–803.
33. *Schiffer A., Tagarielli V.L.* The response of circular composite plates to underwater blast: experiments and modelling // *J. of Fluids and Structures*. 2015. Vol. 52. P. 130–144.
34. Explosion blast response of composites / Ed. A. Mouritz and Y. Rajapakse. Woodhead Publishing, 2017.

35. *Dulnev A., Neklyudova Ye., Weis I.* Resistance of polymeric composites to non-contact underwater explosion // Transactions of the Krylov State Research Centre. 2017. Issue 2(380). P. 54–64 (*in Russian*).
36. *Dulnev A.I., Nekliudova E.A.* Resistance of GRP samples to non-contact underwater explosion // J. Phys.: Conf. Ser. 2017. 919. 012003.
37. *Dulnev A.I., Nekliudova E.A.* Influence of Reinforcement Materials on Explosion Resistance of Carbon Fiber Reinforced Plastic // Proc.18th European Conference on Composite Materials (ECCM18), Athens, Greece, June 24–28, 2018. 2.04-01.

Сведения об авторе

Дульнев Андрей Иванович, д.т.н., начальник лаборатории ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Тел.: 8 (812) 415-48-23.
E-mail: A_Dulnev@ksrc.ru.

About the author

Andrey I. Dulnev, Dr. Sci. (Eng.), Head of Laboratory, Krylov State Research Centre. Address: 44, Moskovskoye sh., St. Petersburg, Russia, post code 196158. Tel.: 8 (812) 415-48-23. E-mail: A_Dulnev@ksrc.ru.

Поступила / Received: 25.10.18
Принята в печать / Accepted: 30.01.19
© Дульнев А.И., 2019