

Деформирование осесимметричной преграды при подводном взрыве кумулятивного заряда

© А.В. Бабкин, С.В. Ладов, Л.П. Орленко

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, 105005, Россия

Проведено численное моделирование деформирования плоской, круглой, заземленной по внешнему контуру пластины, нагружаемой взрывом кумулятивного заряда в воде. Выполнено сравнение конфигурации деформированной пластины для двух случаев: сплошной пластины и пластины с центральным отверстием от действия кумулятивной струи. Для оценки предельного расстояния от центра масс заряда взрывчатого вещества до преграды, которое соответствует предельному прогибу преграды, приводящему к ее разрушению по механизму трещинообразования, предлагается приближенный расчетно-экспериментальный метод определения предельного прогиба преграды. Приведены результаты конкретных расчетов конфигурации деформированной пластины (сплошной и с центральным отверстием) и экспериментальных данных для разных типов задаваемых нагрузок, толщин и материалов преграды. Получены зависимости относительной энергии изгиба от относительной толщины преграды и относительного прогиба от энергии деформирования преграды.

Ключевые слова: кумулятивный заряд, пластина, вода, взрывная нагрузка, деформирование, прогиб, разрушение, трещинообразование, численное моделирование

Введение. В последнее время в связи с повышением взрывостойкости корпусов подводных лодок и днищ надводных кораблей большой интерес вызывает применение нетрадиционных средств их поражения, в частности использование в подводных боеприпасах кумулятивных зарядов (КЗ) [1–8]. В отличие от взрыва традиционного фугасного заряда, формирующего взрывную ударную волну (УВ), на подводную конструкцию при использовании КЗ дополнительно действует кумулятивная струя (КС), генерирующая в процессе движения баллистическую УВ [9, 10]. Применение кумулятивного эффекта совместно с ударно-волновым действием взрыва заряда взрывчатого вещества позволяет существенно повысить эффективность разрушения подводной конструкции как по радиусу поражения, так и по площади сквозной пробоины в преграде [11].

Цель настоящей статьи – разработка приближенной методики оценки предельного расстояния от центра масс заряда (фугасного или кумулятивного) до преграды, при котором происходит ее разрушение по механизму трещинообразования. Разрушение связано с соответствующим предельным прогибом, получаемым преградой от взрывной нагрузки.

В статье рассматривается один из возможных подходов к расчетной оценке прогибов, которые получает преграда под действием

импульсной нагрузки от взрыва КЗ в воде. При этом элемент конструкции корпуса подводной лодки или днища надводного корабля может быть заменен плоской пластиной, заземленной по внешнему контуру и нагружаемой взрывной нагрузкой [11, 12].

Постановка задачи. Схема, реализуемая при нагружении такой пластины взрывом КЗ в воде, показана на рис. 1. В отличие от схемы, рассматриваемой в работе [12], в пластине имеется сквозное отверстие от действия КС. Основные физические особенности подводного взрыва КЗ связаны с образованием и дальнейшим прониканием в воду КС с соответствующими кинематическими параметрами [9, 10, 13, 14]. Как указывалось выше, в процессе проникания КС в воду генерируется и распространяется в среде баллистическая УВ. Одновременно с этим действует взрывная УВ, которая образуется при расширении продуктов детонации в воде [9, 13]. При подходе к преграде КС пробивает ее, нагружая затем баллистической и взрывной УВ. Под

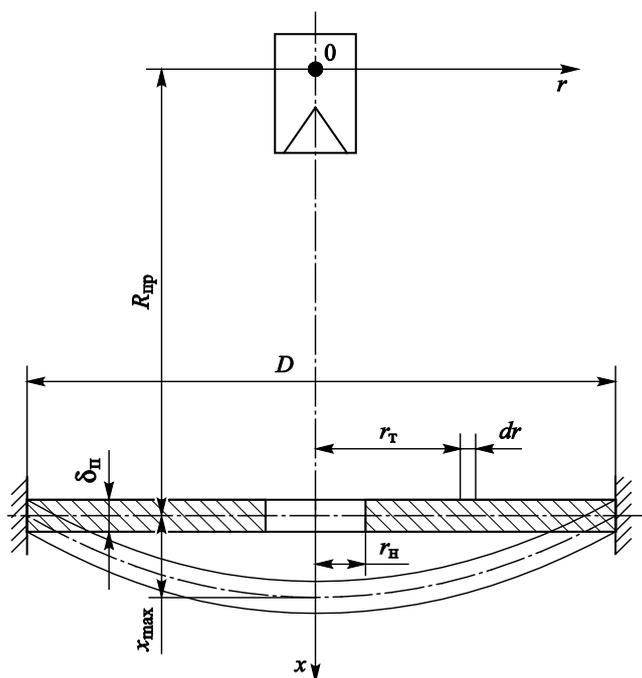


Рис. 1. Схема нагружения плоской, заземленной по внешнему контуру осесимметричной пластины:

$R_{пр}$ — предельное расстояние центра масс КЗ от пластины;
 δ_p, D — толщина и диаметр пластины по заделке; x_{max} — максимальный прогиб пластины; r_n — начальный радиус центрального цилиндрического отверстия; x, r — осевая и радиальная координаты

действием давления, приложенного к поверхности, обращенной к заряду, преграда приобретает определенное количество движения и кинетическую энергию, в результате чего движется и деформируется. В зависимости от интенсивности приложенной нагрузки процесс деформирования может завершиться либо полной диссипацией сообщенной преграде кинетической энергии и получением преградой некоторого конечного прогиба x_{\max} , либо разрушением преграды с образованием радиальных трещин разрыва при достижении некоторого предельного значения прогиба $x_{\max p}$.

С практической точки зрения наибольший интерес представляет определение предельного расстояния центра масс КЗ от преграды $R_{\text{пр}}$, при котором будет происходить разрушение с образованием радиальных трещин разрыва, т. е. так называемого радиуса кумулятивно-фугасного действия [11]. В качестве одного из подходов к решению этой задачи может быть использован расчетно-экспериментальный метод, в котором параметры импульсной нагрузки на преграду и размеры прогибов, соответствующих разрушению преграды, задаются из эксперимента, а размер прогиба при данной импульсной нагрузке определяется расчетным путем.

Так, если заранее известны зависимости, позволяющие определить при взрыве КЗ в воде давление на фронте баллистической и взрывной УВ, а также удельные импульсы $i_{\text{БУВ}}$ и $i_{\text{ВУВ}}$ для обеих УВ, то можно рассчитать количество движения, передаваемого преграде под действием взрывной импульсной нагрузки, а затем связать его с кинетической энергией, приобретаемой преградой. В этом случае полный импульс взрыва на преграду может быть выражен следующей зависимостью (см. рис. 1):

$$J = \int_{r_n}^{D/2} k(i_{\text{БУВ}} + i_{\text{ВУВ}}) \cdot 2\pi r dr, \quad (1)$$

где k — коэффициент отражения, зависящий главным образом от податливости преграды (соотношения величин δ_n , D , характеристик материала преграды и среды перед преградой и за ней).

Учитывая, что импульс сил равен количеству движения, которое, в свою очередь, соответствует приобретенной кинетической энергии, с достаточной степенью точности для движущейся преграды можно записать

$$J = \sqrt{2ME_{\text{к0}}}, \quad (2)$$

где M — масса преграды, $M = \rho_n \frac{\pi D^2}{4} \delta_n$; ρ_n — плотность материала преграды; $E_{\text{к0}}$ — начальная кинетическая энергия преграды.

Движение прочной преграды, обладающей начальным запасом кинетической энергии $E_{к0}$, приводит к ее деформированию и появлению внутренних напряжений. При этом момент получения преградой максимального прогиба x_{\max} соответствует полному исчерпанию начального запаса кинетической энергии $E_{к0} = E_{\phi}$, где E_{ϕ} — энергия формы изменения преграды. Связав теперь энергию деформирования преграды с соответствующим ее прогибом, можно решить поставленную задачу, т. е. вычислить максимальный прогиб x_{\max} , а при сравнении его с экспериментально найденным значением $x_{\max p}$ определить и момент разрушения преграды по механизму трещинообразования, соответствующий предельному расстоянию $R_{пр}$ центра масс КЗ от преграды.

Результаты численного решения. Для установления зависимости между максимальным прогибом преграды и внутренней энергией ее деформирования сделаем ряд предположений относительно характера деформирования и свойства материала преграды. Предположим, что в общем случае преграда является плоской, круглой, сплошной (без отверстия) и жестко заземленной по внешней цилиндрической поверхности. В процессе деформирования срединная поверхность является сферической поверхностью (см. рис. 1), а значения деформаций по толщине преграды не изменяются. Будем также считать, что пластина выполнена из несжимаемого жесткопластического материала, свойства которого характеризуются динамическим пределом текучести $\sigma_{тд}$. Предположения относительно подхода к определению конечного прогиба преграды обосновывались с помощью решения двумерной осесимметричной нестационарной задачи механики сжимаемой упругопластической среды.

Система дифференциальных уравнений в частных производных, описывающих движение такой среды, известна [12, 13]. Она включает в себя законы сохранения массы, импульса, энергии и соотношения, определяющие физическое и механическое поведение среды. В качестве уравнения состояния, определяющего физическое поведение среды, использовалась ударная адиабата стали в форме Тэта. В качестве соотношений, описывающих механическое поведение материала пластины, применялись уравнения пластического течения Прандтля—Рейсса. Система уравнений, описывающая процесс деформирования преграды, численно интегрировалась с помощью конечно-разностного метода Уилкинса при задании двух вариантов начальных и граничных условий. В обоих вариантах на внешней поверхности преграды должны быть созданы условия жесткой заделки с равенством перемещений нулю (см. рис. 1). На тыльной поверхности

преграды задавалось условие на свободной поверхности с равенством вектора полного напряжения нулю. На оси симметрии задавалось соответствующее условие симметрии. В одном из вариантов на поверхности преграды, обращенной к заряду, задавалось распределение давления $p(x, r, t)$, рассчитанное по известным эмпирическим зависимостям для поля взрыва КЗ в воде [10]. В этом случае в качестве начальных условий для преграды предусматривались значения параметров движения и состояния, соответствующие значениям покоящегося и невозмущенного материала. Во втором варианте задания граничных условий на обращенной к заряду поверхности преграды создавались условия свободной поверхности. Здесь в качестве начальных условий принято распределение скорости движения частиц преграды $u_x = i(x, r) / (\rho_{\text{п}} \delta_{\text{п}})$, определяемое удельным импульсом i , действующим на расстоянии x от центра масс КЗ и на расстоянии r от оси симметрии.

При проведении конкретных расчетов параметры преграды и импульсной нагрузки должны соответствовать схеме взрывного нагружения в воде плоской, круглой, заземленной по внешней цилиндрической поверхности пластины. Например, один из расчетных вариантов имел следующие значения параметров: толщина преграды $\delta_{\text{п}} = 10,5$ мм, диаметр по заделке $D = 250$ мм, материал преграды — высокопрочная судостроительная сталь плотностью $\rho_{\text{п}} = 7,85$ г/см³, с модулем сдвига $G = 80$ ГПа и динамическим пределом текучести $\sigma_{\text{тд}} = 0,9$ ГПа. В расчете была использована расчетная конечно-разностная сетка с числом узлов по оси $n_x = 7$ и числом узлов по радиусу $n_r = 65$.

При обосновании простого расчетного подхода к определению конечного прогиба в первую очередь было установлено, что его относительное значение $x_{\text{max}} / \delta_{\text{п}}$ определяется только количеством движения, сообщенным преграде, и не зависит от характера изменения импульсной нагрузки во времени. Для этого сравнивались два варианта расчета процесса деформирования преграды, различающиеся начальными и граничными условиями, приведенными выше. Задаваемое при этом в одном из вариантов распределение давления изменялось по закону $p(x, r, t) = p_{\text{max}}(x, r)e^{-t/\theta}$, где p_{max} — максимальное избыточное давление на фронте УВ в соответствующей точке пространства с координатами x и r ; t — время действия; θ — постоянная экспоненциального затухания, задаваемая из условия получения соответствующего удельного импульса в УВ:

$$i(x, r) = \int_0^{\infty} p(x, r, t) dt = p_{\max}(x, r)\theta.$$

Таким образом, два расчетных варианта различались характером изменения во времени импульсной нагрузки при условии равенства значений удельного импульса, сообщаемого преграде. Результаты расчетов сравнивались по конфигурациям преграды в момент окончания процесса деформирования и по зависимости баланса энергии от относительного прогиба преграды.

Результаты сравнения приведены на рис. 2, где сплошные линии 1 соответствуют заданию начальной скорости движения частиц преграды $u_x = i(x, r)/(\rho_n \delta_n)$, а штриховые линии 2 — заданию давления $p(x, r, t)$ на поверхности преграды. На рис. 2, а показано положение преграды в момент окончания процесса деформирования, на рис. 2, б — изменение соотношения между текущей кинетической энергией преграды $E_k = E_{k0}$ и текущей внутренней энергией — энергией деформирования $E_\phi = E_{k0}$.

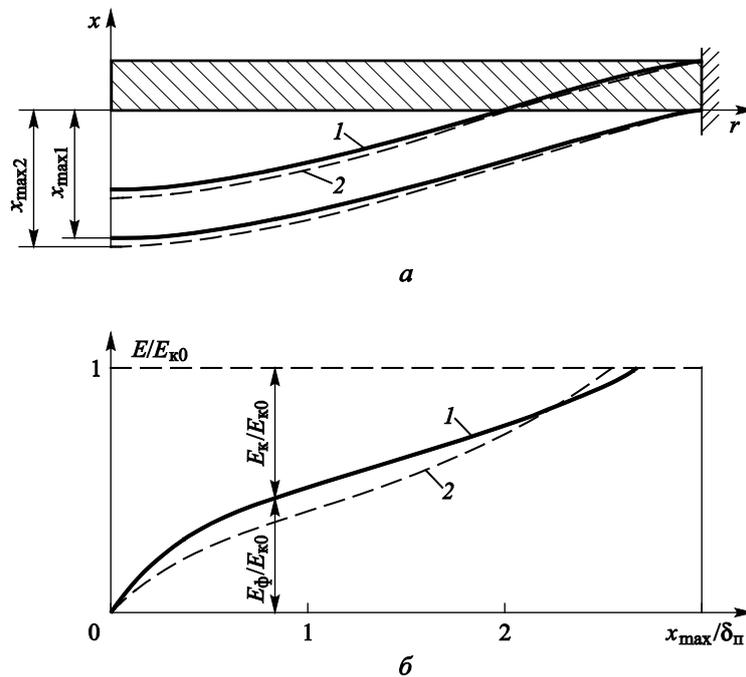


Рис. 2. Результаты расчетов для сплошной преграды: а — по конфигурациям преграды в момент окончания деформирования; б — по зависимости баланса энергии (E_ϕ/E_{k0} и E_k/E_{k0}) от относительного прогиба (x_{\max}/δ_n): 1 — нагрузка $u_x = \frac{i(x, r)}{\rho_n \delta_n}$; 2 — нагрузка

$$p = p_{\max} e^{-t/\theta}$$

Под энергией $E_{к0}$ для случая задания инерционной нагрузки понимается начальный запас кинетической энергии преграды

$$E_{к0} = \int_{\max} \frac{u_x^2 dm}{2}.$$
 Полная энергия преграды для второго случая задания

деформирующей нагрузки определяется работой сил давления

$$E_{к0} = \iint_{t s} p \vec{n} ds \vec{u} dt,$$
 где \vec{u} — вектор скорости движения на обращен-

ной к заряду поверхности преграды; \vec{n} — вектор единичной нормали на этой поверхности. Из рис. 2 видно, что при разных способах задания деформирующей нагрузки конечная форма преграды и энергетические характеристики процесса деформирования различаются существенно. Это позволяет сделать вывод о том, что прогиб преграды под действием импульсной нагрузки от взрыва заряда в воде не зависит от характера изменения нагрузки во времени, а определяется только импульсом, сообщенным преграде, или начальным запасом кинетической энергии $E_{к0}$.

С точки зрения расчета прогиба преграды необходимо также оценить, насколько существенное влияние на него оказывает отверстие, пробитое КС. Для этого сравнивались два варианта расчета процесса деформирования преграды под действием одинаковой инерционной нагрузки, различающиеся только наличием центрального цилиндрического отверстия радиусом r_n (см. рис. 1). Расчеты, проведенные с конкретным вариантом КЗ и преграды ($r_n = 10$ мм), показали, что конечный прогиб преграды с центральным отверстием больше прогиба преграды без отверстия на величину, не превышающую 10 %. Из этого следует, что можно не учитывать влияния пробитого КС отверстия на получаемый преградой конечный прогиб. Однако наличие отверстия существенным образом воздействует на характеристики напряженно-деформированного состояния преграды в центральной ее части. Так, при получении преградой определенного прогиба растягивающие тангенциальные деформации на границе отверстия примерно в 3 раза значительнее, чем на оси преграды без отверстия. Это является одной из причин эффективного кумулятивно-фугасного действия подводного взрыва КЗ при разрушении преград по механизму трещинообразования [11].

С помощью численного исследования было также оценено влияние геометрической конфигурации преграды на характер деформирования под действием импульсной нагрузки. Такое исследование интересно прежде всего с точки зрения правомерности математического моделирования замены неплоских преград, каковыми являются, в частности, корпуса подводных лодок, плоскими преградами. С этой

целью сравнивали результаты расчетов деформирования плоской пластины с отверстием (характеристики формы и материала приведены ранее) и осесимметричной оболочки с таким же отверстием (толщина $\delta_{\text{п}}$ и диаметр D заделки, ограниченной сферическими поверхностями с радиусом кривизны $\bar{R}_1 = R_1 / D \approx 4$). Принятое относительное значение радиуса кривизны характерно для корпусов современных подводных лодок: R_1 — наружный радиус прочного корпуса, D — расстояние между соседними шпангоутами [4]. В качестве нагрузки задавалось одинаковое распределение скорости движения частиц преград $u_x = i(x, r) / (\rho_{\text{п}} \delta_{\text{п}})$, определяемое удельным импульсом.

Результаты сравнения двух вариантов расчетов по конечным деформациям приведены на рис. 3, из которого видно, что конечные прогибы пластины (штриховые линии) и оболочки (сплошные линии) близки по значениям. На основании этого можно сделать вывод о несущественном влиянии кривизны преград с характерными для корпусов подводных лодок параметрами кривизны на несущую способность преград при одинаковых импульсных нагрузках.

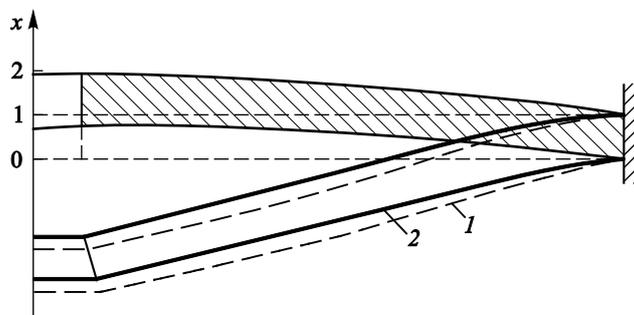


Рис. 3. Результаты расчетов конфигурации деформированной преграды с отверстием:

1 — плоская пластина; 2 — осесимметричная оболочка с радиусом кривизны $\bar{R}_1 = R_1 / D \approx 4$

При обосновании предположений, составляющих основу упрощенного подхода к оценке прогиба преград, был оценен вклад в полную энергию деформирования преграды в момент получения максимального прогиба ($E_{\text{ф}} = E_{\text{к0}}$) той ее части, для которой характерно неравномерное распределение деформаций по толщине, — изгиб преграды. В этом случае при расчете можно выделить из полной энергии формы изменения преграды $E_{\text{ф}}$ две части: часть $E_{\text{р}}$, связанную только с равномерным растяжением элементов преграды вдоль

срединной линии, и часть E_n , связанную с изгибом — неравномерным распределением деформаций по толщине ($E_\phi = E_p + E_n$).

Зависимость доли E_n/E_ϕ энергии изгиба в общей энергии формы изменения преграды $E_\phi = E_{к0}$ от относительной толщины преграды $\frac{\delta_n}{D}$ показана на рис. 4. Эта зависимость построена для следующих параметров формы и материала преграды: $D = 0,5$ м, $\rho_n = 7,85$ г/см³, $\sigma_{тд} = 1,2$ ГПа. В качестве инерционной деформирующей нагрузки задавалось распределение скорости частиц преграды $u_x = 100$ м/с. Из рис. 4 видно, что в общем случае неравномерность распределения деформаций по толщине преграды вносит ощутимый вклад в энергетический баланс, что должно учитываться при построении расчетного подхода к определению конечного прогиба преграды под действием импульсной нагрузки.

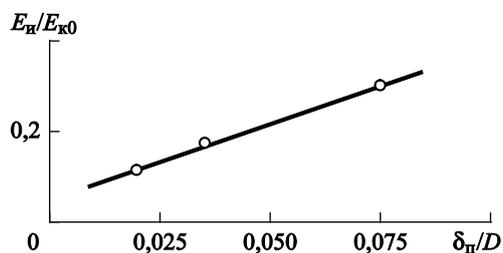


Рис. 4. Зависимость относительной энергии изгиба от относительной толщины преграды

Приближенная методика расчета. На основании проведенного численного исследования предлагается приближенная методика расчета конечного прогиба преград под действием импульсного взрывного нагружения.

Будем рассматривать плоскую преграду из несжимаемого жесткопластического материала толщиной δ_n с динамическим пределом текучести $\sigma_{тд}$, жесткозашемленную (жесткозакрепленную) по внешнему контуру диаметром D , обладающую начальным запасом кинетической энергии $E_{к0}$, которая определяется импульсом, сообщенным преграде при взрыве КЗ в воде (см. рис. 1). Зависимость для энергии деформирования имеет вид

$$E_\phi = \int_0^{\delta_n D/2} \int_{r_n}^{\left(\int_0^{\varepsilon_i} \sigma_i d\varepsilon_i \right)} 2\pi r dr d\delta,$$

где σ_i, ε_i — интенсивность напряжений и деформаций соответственно.

Преобразуем данную зависимость, принимая $\sigma_i = \sigma_{\text{тд}}$, выражая ϵ_i через главные деформации срединной поверхности преграды и учитывая с помощью специального коэффициента изменение энергии деформирования, связанное с неравномерностью распределения деформаций по толщине преграды.

Главными деформациями будут меридиональная деформация ϵ_1 вдоль срединной линии, деформация ϵ_2 в направлении, перпендикулярном срединной поверхности, и деформация ϵ_3 в тангенциальном или окружном направлении. Будем рассчитывать эти деформации как логарифмические. При этом их средние по объему деформируемой преграды значения отнесем к срединной поверхности. Две из главных деформаций можно определить, если известны текущий прогиб x преграды, имеющей начальный диаметр D по жесткозакрепленному контуру. Так, с учетом предположения о сферической форме срединной поверхности, меридиональная деформация будет определяться как

$$\epsilon_1 = \ln \frac{l}{D} = \ln \sqrt{1 + \frac{16}{3} \frac{x^2}{D^2}},$$

где l — длина срединной линии деформирующейся преграды,
 $l = D \sqrt{1 + \frac{16}{3} \frac{x^2}{D^2}}$.

Из условия несжимаемости материала преграды следует

$$\frac{\pi D^2}{4} \delta_{\text{н}} = \pi \left[x^2 + \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right] \delta,$$

где δ — средняя толщина преграды в процессе деформирования.

Соотношение между текущим и начальным значениями толщины преграды позволяет оценить деформацию в направлении, перпендикулярном к срединной поверхности:

$$\epsilon_2 = \ln \frac{\delta}{\delta_{\text{н}}} = \ln \left(1 + 4 \frac{x^2}{D^2} \right)^{-1}.$$

Деформация в тангенциальном или окружном направлении вычисляется из условия несжимаемости материала преграды:

$$\epsilon_3 = - (\epsilon_1 + \epsilon_2).$$

После расчета значений главных деформаций можно найти среднее для всей преграды значение интенсивности деформаций:

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2} .$$

Теперь текущая энергия деформирования преграды определяется пределом текучести $\sigma_{\text{тд}}$, интенсивностью деформаций ε_i и геометрическими характеристиками преграды:

$$E_{\text{ф}} = \sigma_{\text{тд}} \varepsilon_i \frac{\pi D^2}{4} \delta_{\text{п}} (1 + A), \quad (3)$$

где A — числовой коэффициент, учитывающий вклад изгиба в энергию деформирования преграды; в первом приближении A может быть определен по зависимости, приведенной на рис. 4.

Конечный прогиб преграда получает при выполнении условия исчерпания начального запаса кинетической энергии $E_{\text{к0}} = E_{\text{ф}}$. Поэтому окончательное выражение для определения прогиба преграды под действием импульсной нагрузки с учетом формулы (3) приобретает вид

$$E_{\text{к0}} = \sigma_{\text{тд}} \frac{\pi D^2}{4} \delta_{\text{п}} (1 + A) \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\ln \sqrt{1 + \frac{16}{3} z^2} + \ln (1 + 4z^2)^{-1} \right]^2 - \right. \\ \left. - \ln \sqrt{1 + \frac{16}{3} z^2} \ln (1 + 4z^2)^{-1} \right\}^{1/2}, \quad (4)$$

где z — относительный конечный прогиб, $z = x_{\text{max}} / D$.

Зависимости относительного максимального прогиба преград от энергии деформирования приведены на рис. 5. Расчет выполнен для варианта с параметрами $D = 0,5$ м, $\delta_{\text{п}} = 37,5$ мм, $\sigma_{\text{тд}} = 1,2$ ГПа.

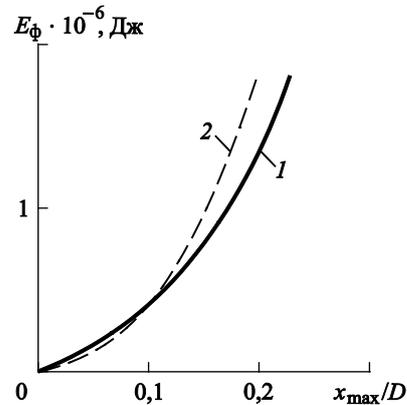


Рис. 5. Зависимость относительного максимального прогиба высокопрочной преграды от энергии деформирования:

1 — численный расчет; 2 — приближенный расчет по формуле (4)

Сплошной линией показаны результаты численного решения двумерной нестационарной задачи деформирования сжимаемой упруго-пластической преграды. Значения E_{ϕ} варьировались путем изменения начальной скорости движения преграды в диапазоне 100...300 м/с. Штриховой линией показаны результаты расчета конечного прогиба несжимаемой жесткопластической преграды по формуле (4). Как видно, до значений относительных прогибов $\frac{x_{\max}}{D} < 0,15$ (по результатам экспериментальных данных это значение не превышает значений относительных прогибов, которое соответствует разрушению типовых преград) различие результатов, полученных с использованием численного метода и приближенного подхода, невелико. Это позволяет сделать вывод о правомерности использования предлагаемой приближенной методики для оценки прогибов преград под действием импульсной нагрузки.

Схема предлагаемого метода расчета выглядит следующим образом. Зная характеристики КЗ, можно по известным зависимостям определить в любой точке пространства с координатами x, r на расстоянии R от центра масс заряда взрывчатого вещества значения удельных импульсов $i_{\text{БУВ}}$ и $i_{\text{ВУВ}}$ в падающих баллистической и взрывной УВ в воде (см. рис. 1). Затем по формуле (1) находят значение полного импульса, передаваемого преграде, причем основная сложность здесь заключается в оценке коэффициента отражения k . В первом приближении для решения типовых задач по деформированию стальных преград, жесткозакрепленных по круговому контуру, когда со стороны обращенной к заряду наружной поверхности находится вода, а со стороны тыльной — воздух, можно оценивать данный коэффициент по эмпирической зависимости $k = 6,5 \sqrt{\frac{\delta_{\text{п}}}{D}}$, справедливой в существующем диапазоне изменения величин $0,03 \leq \delta_{\text{п}} / D \leq 0,08$. Далее по формуле (2) рассчитываются энергия $E_{\text{к0}}$ при заданных геометрических параметрах преграды и значение полного импульса на соответствующем расстоянии R . По формуле (4) можно вычислить максимальный прогиб преграды x_{\max} / D . Сравнивая полученное значение x_{\max} / D с предельными значениями $x_{\max \text{ p}} / D$, соответствующими разрушению преграды и известными из экспериментов, можно оценить возможность разрушения преграды по механизму трещинообразования, а решая обратную задачу, — определить соответствующий этому моменту предельный радиус $R_{\text{пр}}$ кумулятивно-фугасного действия. В качестве характерных критических значений прогибов для

малоуглеродистой стали Ст. 3 можно принять $x_{\max p}/D \approx 0,15$, для высокопрочной судостроительной стали марки АК-29 — $x_{\max p}/D \approx 0,08...0,12$ [11].

В заключение приведем результаты сравнения расчетных и экспериментальных данных для преград из материалов с разными геометрическими характеристиками, подверженных воздействию КЗ. При этом в экспериментах использовались упрощенные динамические конструкции [11], отличающиеся от схемы, изображенной на рис. 1, наличием достаточно большого цилиндрического фланца, в котором болтами закреплялась нагружаемая преграда. Тогда в расчетах должна быть учтена энергия деформирования фланца $E_{\phi,\phi}$, т. е. $E_{к0} = E_{\phi} + E_{\phi,\phi}$. Оценить данную энергию можно по зависимости

$$E_{\phi,\phi} = \sigma_{\text{тд}} \frac{\pi(D_{\text{Б}}^2 - D^2)}{4} \delta_{\text{п}} \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\ln \left(1 + \frac{\Delta r_{\phi}}{r_{\phi}} \right) + \ln \left(1 - \frac{2\Delta r_{\phi}}{D_{\text{Б}} + D} \right) \right]^2 - \ln \left(1 + \frac{\Delta r_{\phi}}{r_{\phi}} \right) \ln \left(\frac{2\Delta r_{\phi}}{D_{\text{Б}} + D} \right) \right\}^{1/2},$$

где $r_{\phi} = \frac{D_{\text{Б}} - D}{2}$; $\Delta r_{\phi} \approx \frac{1}{6} x_{\max}$; $D_{\text{Б}}$ — диаметр расположения крепежных болтов на фланце.

Для сравнения результаты расчетов и экспериментов приведены в таблице.

Исходные данные и значения прогиба для преград из стали разных марок

Параметр	Марка стали			
	Ст. 3	Ст. 3	АК-29	АК-29
D , мм	100	100	250	500
$\delta_{\text{п}}$, мм	3	5	15	17,5
$m_{\text{вв}}$, г	7,5	7,5	18	3130
$R_{\text{пр}}$, мм	110	68	140	680
J , Н·с	27,4	35,4	788	6160
$E_{к0}$, ГДж	2,57	4,35	135	1100
x_{\max}/D (расчет)	0,16	0,148	0,11	0,17
$x_{\max p}/D$ (эксперимент)	$0,175 \pm 0,025$	$0,13 \pm 0,02$	$0,09 \pm 0,01$	$0,14 \pm 0,015$
$\frac{x_{\max p}}{x_{\max}}$	1,1	0,87	0,80	0,82

Данные, приведенные в таблице, соответствуют случаям, когда начиналось разрушение преград по механизму трещинообразования, так что определенные из опыта значения относительных прогибов $x_{\max p}/D$ соответствуют их предельным значениям. Расчетные значения прогибов x_{\max}/D отличаются от результатов опыта не более чем на 20 %.

Заключение. С помощью численного решения двумерной нестационарной задачи механики сжимаемой упругопластической среды обоснован приближенный подход к определению прогибов преград, подверженных воздействию импульсной нагрузки. Данный подход положен в основу приближенной методики и оценки результата воздействия КЗ на подводную преграду, имитирующую корпусную защиту подводных объектов от средств поражения и боеприпасов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Белоусов И., ред. *Вооружение и военно-морская техника России*. Москва, Военный парад, 2003, 208 с.
- [2] Селиванов В.В., ред. *Боеприпасы*. В 2 т. Т. 1. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2016, 506 с.
- [3] Одинцов В.А., Ладов С.В., Левин Д.П. *Оружие и системы вооружения*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2018. 226 с.
- [4] Озерецковский О.И. *Действие взрыва на подводные объекты*. Шахиджанов Е.С., ред. Москва, ФГУП «ЦНИИХМ», 2007, 262 с.
- [5] Ладов С.В., Бабкин А.В., Колпаков В.И., Федоров С.В., Икоев Л.Н., Пронозов А.Г. Использование кумулятивно-фугасных боевых зарядных отделений в малогабаритных торпедах для поражения двухкорпусных подводных лодок. *Оборонная техника*, 2005, № 4–5, с. 35–43.
- [6] Ладов С.В. Повышение эффективности действия малогабаритных противолодочных торпед. *Известия Российской академии ракетных и артиллерийских наук*, 2016, вып. 1 (91), с. 73–79.
- [7] Ладов С.В. Применение кумулятивно-фугасных боевых зарядных отделений в малогабаритных противолодочных торпедах. *Известия Российской академии ракетных и артиллерийских наук*, 2016, вып. 2 (92), с. 37–42.
- [8] Shvetsov G.A., Matrosov A.D., Fedorov S.V., Babkin A.V., Ladov S.V. Effect of external magnetic fields on shaped-charge operation. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, vol. 38, iss. 6, pp. 521–526.
- [9] Ладов С.В., Бабкин А.В., Васюков В.И., Федоров С.В. Физическая картина и параметры взрыва кумулятивного заряда в безграничной жидкости. *Оборонная техника*, 2002, № 1–2, с. 65–71.
- [10] Бабкин А.В., Ладов С.В., Федоров С.В. Параметры поля течения жидкости при проникании в нее кумулятивной струи. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки*, 2002, № 1 (8), с. 73–84.
- [11] Ладов С.В. Возможный механизм разрушения корпуса подводной лодки при взрыве кумулятивного заряда. *Известия Российской академии ракетных и артиллерийских наук*, 2015, вып. 1 (85), с. 54–62.
- [12] Станюкович К.П., ред. *Физика взрыва*. Москва, Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука», 1975, 704 с.

- [13] Орленко Л.П., ред. *Физика взрыва*. В 2 т. Т. 2. Москва, Физматлит, 2004, 656 с.
- [14] Колпаков В.И., Ладов С.В., Орленко Л.П. Расчет проникания высокоскоростного деформируемого тела в воду. *Труды МГТУ. № 557. Механика импульсных процессов*. Москва, 1992, с. 59–73.

Статья поступила в редакцию 12.02.2019

Ссылку на эту статью просим оформлять следующим образом:

Бабкин А.В., Ладов С.В., Орленко Л.П. Деформирование осесимметричной преграды при подводном взрыве кумулятивного заряда. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2019, вып. 2. <http://dx.doi.org/10.18698/2308-6033-2019-2-1853>

Бабкин Александр Викторович — д-р техн. наук, чл.-кор. РАЕН, профессор кафедры «Высокоточные летательные аппараты» МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор более 200 научных работ в области численного моделирования явлений физики взрыва и высокоскоростного удара. e-mail: pc-05@bmstu.ru

Ладов Сергей Вячеславович — канд. техн. наук, чл.-кор. РАЕН, доцент кафедры «Высокоточные летательные аппараты» МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор более 350 научных работ в области физики взрыва. e-mail: ladovsv@bmstu.ru

Орленко Леонид Петрович — д-р техн. наук, профессор кафедры «Высокоточные летательные аппараты» МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор более 350 научных работ в области физики взрыва. e-mail: orlenkolp@mail.ru

Axisymmetric barrier deformation due to underwater explosion of a cumulative charge

© A.V. Babkin, S.V. Ladov, L.P. Orlenko

Bauman Moscow State Technical University, Moscow, 105005, Russia

The purpose of the study was to numerically simulate the deformation of a flat, round, externally clamped plate occurring due to an underwater explosion of a cumulative charge. The configuration of the deformed plate was compared for two cases: a solid plate and a plate with a central hole resulted from the explosive jet. The paper introduces an approximate experimental method for determining the limiting deflection of the barrier. The method is supposed to be used to estimate the limiting distance from the center of the explosive mass to the barrier, which corresponds to the limiting deflection of the barrier, the deflection leading to its destruction by the cracking mechanism. The paper demonstrates the results of the calculations of the configuration of both solid and with a central hole deformed plate, and experimental data for various types of specified loads, thicknesses and materials of the barrier. The dependences of the relative bending energy on the relative thickness of the barrier and the relative deflection on the deformation energy of the barrier are obtained.

Keywords: cumulative charge, plate, water, explosive load, deformation, deflection, destruction, crack formation, numerical simulation

REFERENCES

- [1] Belousov I., ed. *Vooruzhenie i voenno-morskaya tekhnika Rossii* [Armament and naval equipment of Russia]. Moscow, Voenny parad Publ., 2003, 208 p.
- [2] Selivanov V.V., ed. *Boepripasy. V 2 tom. Tom 1* [Ammunition. In 2 vols. Vol. 1]. Moscow, BMSTU Publ., 2016, 506 p.
- [3] Odintsov V.A., Ladov S.V., Levin D.P. *Oruzhie i sistemy vooruzheniya* [Weapons and armament systems]. Moscow, BMSTU Publ., 2018, 226 p.
- [4] Ozeretskivskiy O.I. *Deystvie vzryva na podvodnye ob'ekty* [Explosion effect on underwater objects]. Shakhidzhanov E.S., ed. Moscow, FGUP CNIHM Publ., 2007, 262 p.
- [5] Ladov S.V., Babkin A.V., Kolpakov V.I., Fedorov S.V., Ikoev L.N., Pronozov A.G. *Oboronnaya tekhnika (Defense Technology)*, 2005, no. 4-5, pp. 35–43.
- [6] Ladov S.V. *Izvestiya Rossiyskoy akademii raketnykh i artilleriyskikh nauk (Proceedings of the Russian Academy of Missile and Ammunition Sciences)*, 2016, no. 1 (91), pp. 73–79.
- [7] Ladov S.V. *Izvestiya Rossiyskoy akademii raketnykh i artilleriyskikh nauk (Proceedings of the Russian Academy of Missile and Ammunition Sciences)*, 2016, no. 2 (92), pp. 37–42.
- [8] Shvetsov G.A., Matrosov A.D., Fedorov S.V., Babkin A.V., Ladov S.V. Effect of external magnetic fields on shaped-charge operation. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, vol. 38, issue 6, pp. 521–526.
- [9] Ladov S.V., Babkin A.V., Vasyukov V.I., Fedorov S.V. *Oboronnaya tekhnika (Defense Technology)*, 2002, no. 1-2, pp. 65–71.
- [10] Babkin A.V., Ladov S.V., Fedorov S.V. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Estestvennye nauki — Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Natural Sciences*, 2002, no. 1 (8), pp. 73–84.

- [11] Ladov S.V. *Izvestiya Rossiyskoy akademii raketnykh i artilleriyskikh nauk (Proceedings of the Russian Academy of Missile and Ammunition Sciences)*, 2015, no. 1 (85), pp. 54–62.
- [12] Stanyukovich K.P., ed. *Fizika vzryva [Physics of explosion]*. Moscow, Glavn. red. fiziko-mat. lit. izd. Nauka Publ., 1975, 704 p.
- [13] Orlenko L.P., ed. *Fizika vzryva. V 2 tom. Tom 2 [Physics of explosion. In 2 vols. Vol. 2]*. Moscow, Fizmatlit Publ., 2004, 656 p.
- [14] Kolpakov V.I., Ladov S.V., Orlenko L.P. *Trudy MGTU. no. 557. Mekhanika impulsnykh protsessov (BMSTU Proceedings.no. 557. Pulse Process Mechanics)*. Moscow, 1992, pp. 59–73.

Babkin A.V., Dr. Sc. (Eng.), corresponding member of the Russian Academy of Natural Sciences, Professor, Department of High-Precision Airborne Devices, Bauman Moscow State Technical University. Author of over 200 scientific papers in the field of numerical simulation of the physics of explosion and high-speed impact.
e-mail: pc-05@bmstu.ru

Ladov S.V., Cand. Sc. (Eng.), corresponding member of the Russian Academy of Natural Sciences, Assoc. Professor, Department of High-Precision Airborne Devices, Bauman Moscow State Technical University. Author of over 350 scientific papers in the field of physics of explosion. e-mail: ladovsv@bmstu.ru

Orlenko L.P., Dr. Sc. (Eng.), Professor, Department of High-Precision Airborne Devices, Bauman Moscow State Technical University. Author of over 350 scientific papers in the field of physics of explosion. e-mail: orlenkolp@mail.ru