

01

## Численное моделирование функционирования удлиненного кумулятивного заряда по железобетонной преграде

© В.И. Колпаков,<sup>1</sup> Г.Г. Савенков,<sup>2</sup> А.С. Мазур,<sup>2</sup> К.А. Рудомёткин<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, 105005 Москва, Россия

<sup>2</sup> Санкт-Петербургский государственный технологический институт (технический университет), 190013 Санкт-Петербург, Россия

<sup>3</sup> Открытое акционерное общество „Водтрансприбор“, 197342 Санкт-Петербург, Россия  
e-mail: sav-georgij@yandex.ru

(Поступило в Редакцию 8 апреля 2014 г.)

Рассмотрена физико-математическая постановка задачи взрывного формирования кумулятивного ножа (струи) удлиненного кумулятивного заряда и его (ее) последующего проникания в преграду из железобетона толщиной 250 mm. Представлены результаты численного моделирования функционирования конкретного удлиненного кумулятивного заряда по данной преграде на различных фокусных расстояниях заряда.

### Введение

Удлиненные кумулятивные заряды (УКЗ), как правило, применяют для взрывной резки и разделки материалов и конструкций, вырезки заготовок, разделения ступеней ракет и т.п. Такие заряды при взрыве формируют кумулятивный нож (КН), который является по сути суперпозицией плоских кумулятивных струй. Кумулятивный нож, собственно, и разрезает преграду. За некоторым исключением материалы, из которых изготовлены указанные конструкции, являются металлами и сплавами. К исключениям относятся, например, слоеные преграды типа металл-эластомер-металл.

Однако в последнее время вызывают определенный интерес в связи с возможностью расширения области применения УКЗ особенности действия КН по нетрадиционным преградам из бетона, железобетона и кирпича. В этом случае появляются принципиально новые факторы, особенно это касается преград из железобетона, которые необходимо учитывать при проектировании и обработке УКЗ. Как правило, такие материалы имеют пониженную плотность по отношению к металлическим преградам (исключение составляют преграды из алюминия и его сплавов). Некоторые из этих материалов характеризуются инерционным движением среды и хрупким характером разрушения. Кроме того, существенный вклад в глубину проникновения может вносить проникающий как жесткое тело пест (хвостовые элементы ножа, в которых сосредоточено до 80–90% всей массы КН).

Учитывая, что экспериментальная отработка разрабатываемого УКЗ для действия по преградам из вышеуказанных нетрадиционных материалов является высокотратной частью работы, на первый план выдвигается физико-математическое моделирование процесса пробития преграды кумулятивным ножом. Необходимо также учитывать, что экспериментальное определение

кинематических и геометрических параметров КН в связи с существенными весогабаритными параметрами УКЗ затруднено. Поэтому численное моделирование формирования кумулятивного ножа и определение его характеристик является едва ли не единственным способом их нахождения. Однако необходимо отметить, что численное моделирование динамических процессов связано с известными трудностями выбора адекватной физико-математической модели процесса и подстановки в выбранную модель ее эмпирических параметров. Так, например, можно подобрать эмпирические параметры, которые могут описать один или даже несколько экспериментов, но при этом не гарантируется прогнозирование других экспериментов.

Целью настоящей работы является численное моделирование формирования кумулятивного ножа, образующегося при схлопывании под действием взрыва взрывчатого вещества (ВВ) ТГ 33 клиновидной (угол раствора 90°) облицовки из меди марки М1, и его действия по железобетонной плите толщиной 250 mm. При этом рассматриваются две модели бетона и одно значение динамического предела текучести материала арматуры (стали марки Ст. 3), определенное по методу Кольского на составном стержне Гопкинсона.

### Сведения о программе расчета, преграде и удлиненном заряде

Расчеты проводились в двумерной постановке с использованием эйлера [1,2] и совместного эйлера-лагранжева (СЭЛ) [2–4] конечно-разностных алгоритмов. Для описания поведения взаимодействующих материалов использовалась идеальная упругопластическая модель среды [1–3] и так называемая RTH concrete model (Hermaier S. et al.) [5], реализуемые в программном комплексе AUTODYN.



(поз. б), размещенной на расстоянии  $F$  от основания УКЗ. Расчетная область вокруг заряда и за преградой заполнялась воздухом.

Как уже отмечалось выше, для описания поведения взаимодействующих материалов (облицовки и преграды) принималась идеальная упругопластическая модель среды. Распространение детонации рассматривалось вне общей системы уравнений. При этом фронт ДВ определял границу области, охваченную течением в текущий момент времени. С учетом сделанных допущений система уравнений, описывающая двумерное плоское течение в переменных Эйлера, имеет классический вид [1–3]

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_y)}{\partial y} &= 0, \\ \rho \frac{dv_y}{dt} &= \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial D_{xy}}{\partial x}, \quad \rho \frac{dv_x}{dt} = \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial D_{xx}}{\partial y}, \\ \rho \frac{de}{dt} &= \sigma_{xx} \dot{\epsilon}_{xx} + \sigma_{yy} \dot{\epsilon}_{yy} + 2\sigma_{xy} \dot{\epsilon}_{xy}, \\ p &= p(\rho, e), \quad \sigma_{ij} = -pg_{ij} + D_{ij}, \\ \dot{\epsilon}_{yy} &= \frac{\partial v_y}{\partial y}, \quad \dot{\epsilon}_{xx} = \frac{\partial v_x}{\partial x}, \quad \dot{\epsilon}_{xy} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x}, \\ \frac{DD_{yy}}{Dt} &= 2G \left( \dot{\epsilon}_{yy} + \frac{1}{3\rho} \frac{d\rho}{dt} \right), \\ \frac{DD_{xx}}{Dt} &= 2G \left( \dot{\epsilon}_{xx} + \frac{1}{3\rho} \frac{d\rho}{dt} \right), \quad \frac{DD_{xy}}{Dt} = G(\dot{\epsilon}_{xy}), \\ f &= 2(D_{xx}^2 + D_{xy}^2 + D_{yy}^2 + D_{xx}D_{yy}) \leq \frac{2}{3} \sigma_{td}^2. \end{aligned}$$

Здесь  $\rho$  — плотность,  $p$  — давление,  $e$  — удельная внутренняя энергия,  $t$  — текущее время,  $x, y$  — осевая и радиальная координаты,  $v_x, v_y$  — компоненты вектора скорости,  $g_{ij}$  — метрические коэффициенты основного базиса выбранной системы координат, причем  $i, j = x, y$ ;  $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}$  — нормальные напряжения в осевом, радиальном и тангенциальном направлениях,  $\sigma_{xy}$  — касательные напряжения,  $D_{ij}$  — компоненты девиатора напряжений,  $\dot{\epsilon}_{ij}$  — компоненты тензора скоростей деформаций,  $D(\dots)/Dt$  — производная в смысле Яумана,  $G$  — модуль сдвига,  $\sigma_{td}$  — динамический предел текучести среды. В приведенной системе уравнений в порядке следования представлены законы сохранения массы, импульса и энергии, в общем виде уравнения состояния взаимодействующих сред (КО, ВВ, ПД, воздуха и преграды), взаимосвязь компонентов тензора полных напряжений с шаровой и девиаторной составляющими, кинематические соотношения, физические соотношения в виде закона Гука в дифференциальной форме и условия пластического течения Мизеса.

Предполагалось также, что в зоне растягивающих напряжений при выполнении условия  $\sigma_i > \sigma_p$  ( $\sigma_i$  — интенсивность напряжений,  $\sigma_p$  — предел прочности на

растяжение; для металлов — откольная прочность [7]) материал преграды или кумулятивного ножа теряет свою прочность и ведет себя как сыпучее тело. В качестве конструктивного материала КО рассматривалась только медь М1 (физико-механические свойства приведены в таблице), а в качестве материалов преграды — железобетон, состоящий из бетона марки М375 и арматуры из стали марки Ст. 3.

Динамический предел текучести ( $\sigma_{td}$ ) материалов КО и преграды в процессе проведения расчетных исследований принимался постоянным. В качестве уравнений состояния для всех рассматриваемых материалов, за исключением воздуха, использовались либо линейная зависимость вида  $p = K(\rho/\rho_0 - 1)$ , либо ударная адиабата вида  $D_\Phi = as + bv$ , позволяющая вычислить давление в ударно сжатом веществе посредством задания констант  $a$  и  $b$  [2], где  $K$  — модуль объемного сжатия вещества,  $D_\Phi$ ,  $a$  — скорости ударной волны и звука в материале,  $b$  — коэффициент сжимаемости,  $v$  — массовая скорость за фронтом ударной волны (таблица). Для воздуха использовалось уравнение состояния совершенного газа  $p = (\gamma - 1)\rho e$  с постоянным показателем адиабаты  $\gamma = 1.4$ . При этом удельная внутренняя энергия подбиралась таким образом, чтобы начальное давление в воздухе при его начальной плотности  $\rho_a = 1.2921 \text{ kg/m}^3$  соответствовало атмосферному давлению  $p_a = 1.01325 \cdot 10^5 \text{ GPa}$  [8], т.е.  $e = 0.196 \text{ MJ/kg}$ .

Для ПД использовалось уравнение состояния в форме Джонсона–Уилкинса–Ли (JWL) [2]

$$\begin{aligned} p &= A_{ex} \left( 1 - \frac{\omega}{r_1 V} \right) \exp(-r_1 V) \\ &+ B_{ex} \left( 1 - \frac{\omega}{r_2 V} \right) \exp(-r_2 V) + \frac{\omega}{V} e_V, \end{aligned}$$

где  $V = \rho_{ВВ}/\rho$  — относительный удельный объем,  $A_{ex}, B_{ex}, r_1, r_2, \omega$  — эмпирические коэффициенты,  $e_V = \rho e_{ex}$ . Для используемого состава (ТГ33 или Comp В [3]) они принимали следующие числовые значения:  $A_{ex} = 524 \text{ GPa}$ ,  $B_{ex} = 7.678 \text{ GPa}$ ,  $r_1 = 4.2$ ,  $r_2 = 1.1$ ,  $\omega = 0.34$ ,  $e_V = 8.5 \text{ GJ/m}^3$ .

Граничными условиями для данной задачи являются: условие симметрии на оси  $x$  ( $v_y = 0$ ), задание параметров Чепмена–Жуге на фронте ДВ, на контактных границах типа „оболочка–ПД“, „оболочка–воздух“ —  $\sigma_n = p$ , где  $p$  — давление в ПД или воздухе,  $\sigma_n$  — нормальные составляющие напряжения в текущем элементе оболочки. Предполагалось также, что в начальный момент времени ВВ детонирует в точке инициирования (поз. 4, рис 1), рассматриваемые среды находятся в покое, а состояние их материалов соответствует невозмущенной среде.

Для получения более полной информации о кинематических характеристиках движения элементов облицовки они маркировались подвижными реперными точками (маркерами или трассерами), в которых дополнительно вычислялись параметры текущего состояния среды.

Расположение маркеров в расчетном поле схематично показано на рис. 1 (поз. 7).

При анализе действия УКЗ по железобетонной преграде проводился сравнительный анализ нескольких физико-математических моделей бетона, в качестве которых рассмотрены следующие [2,3,5,9].

Модель бетона Concrete 1 (основная). Модель идеальной упругопластической среды со следующими параметрами: начальная плотность  $\rho = 2.25 \text{ g/cm}^3$ , модуль сдвига  $G = 16.7 \text{ GPa}$ , динамический предел текучести  $\sigma_{td} = \text{const} = 0.0375 \text{ GPa}$  (М375), баротропное уравнение состояния в виде линейной зависимости  $p = K(\rho/\rho_0 - 1)$ , где  $K = 22.3 \text{ GPa}$  — модуль объемного сжатия, коэффициент Пуассона  $\nu = 0.2$ , предел прочности на разрыв (откольная прочность)  $\sigma_{td} = \text{const} = 0.015 \text{ GPa}$  (таблица).

Модель бетона Concrete 2 (CONCRETE-37.5 MPa (M375)). Модель пористой упругопластической среды, в которой деформирование пористой среды при динамическом нагружении описывается соотношениями так называемой  $P$ - $\alpha$ -модели Херрмана–Кэррола–Холта [2,3,5,9]. В данной модели зависимость давления в пористой среде от удельного объема представляется в параметрическом виде посредством введения некоторого  $\alpha$ , характеризующего степень пористости материала, с помощью двух функций

$$P = f(\alpha, V, e) \text{ и } \alpha = g(P).$$

Здесь  $V = 1/\rho$ ,  $V_S = 1/\rho_S$  — удельный объем пористой и монолитной сред,  $e$  и  $\alpha = V/V_S = \rho_S/\rho$  — удельная внутренняя энергия и степень пористости среды.

Зависимость  $\alpha = g(P)$  определяется согласно выражению

$$\alpha = 1 + (\alpha_e - 1) \left[ \frac{p_S - p}{p_S - p_e} \right]^2,$$

где  $p$  — текущее давление,  $p_S$  — давление, определяющее переход материала из пористого в сплошное состояние,  $p_e$  — давление, определяющее переход пористого материала из упругого в пластическое состояние,  $\alpha_e$  — степень пористости, соответствующая давлению  $p_e$ . Для сплошного состояния в качестве уравнения состояния используется полиномиальная зависимость.

При сжатии

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 > 0,$$

$$p_S = f_1(\mu, e) = A_1\mu + A_2\mu^2 + A_3\mu^3 + (B_0 + B_1\mu)\rho_0 e.$$

При растяжении

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 < 0,$$

$$p_S = f_2(\mu, e) = T_1\mu + B_0\rho_0 e.$$

Здесь  $A_1 = 35.27 \text{ GPa}$ ,  $A_2 = 39.6$ ,  $A_3 = 9.04$ ,  $T_1 = 35.27 \text{ GPa}$ ,  $B_0 = B_1 = 1.22$ .

Остальные параметры модели принимались следующими: начальная плотность пористой среды  $\rho_0 =$

$= 2.25 \text{ g/cm}^3$ , плотность сплошной среды  $\rho_S = 2.75 \text{ g/cm}^3$ ,  $C_0 = 2.92 \text{ km/s}$ ,  $p_e = 0.0233 \text{ GPa}$ ,  $p_S = 6.0 \text{ GPa}$ ,  $G = 16.7 \text{ GPa}$ . Прочность на сжатие данной марки бетона принималась равной  $\sigma_{td} = 0.0375 \text{ GPa}$ , прочность на растяжение —  $\sigma_p = 0.00375 \text{ GPa}$  ( $\sigma_p/\sigma_{td} = 0.1$ ), прочность на сдвиг —  $\sigma_S = 0.00675 \text{ GPa}$  ( $\sigma_S/\sigma_{td} = 0.18$ ).

В качестве меры повреждения материала использовалась величина наносимого ущерба  $D$  (damage), рассчитываемая по формуле

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon^f}, \quad 0 \leq D \leq 1.$$

Здесь  $\Delta \varepsilon_p$  — накопленные пластические деформации,  $\varepsilon^f$  — предельные пластические деформации, при которых происходит разрушение хрупкого материала. Величина предельных деформаций рассчитывалась по формуле

$$\varepsilon^f = D_1(p^* - p_{spall}^*)^{D_2} \geq \varepsilon_{min}^f,$$

где  $p^* = p/\sigma_p$ ,  $p_{spall}^* = \sigma_p/\sigma_{td}$ ,  $D_1 = 0.04$  (в настоящей работе варьировал в диапазоне 0.04–10),  $D_2 = 1$  — параметры ущерба,  $\varepsilon_{min}^f = 0.01$  — минимально возможная деформация разрушения материала. Согласно модели „damage“, прочностные параметры материала корректировались в соответствии с условием

$$Y^* = (1 - D)Y_S + DY_r.$$

Например,

$$G^* = (1 - D)G_S + DG_r,$$

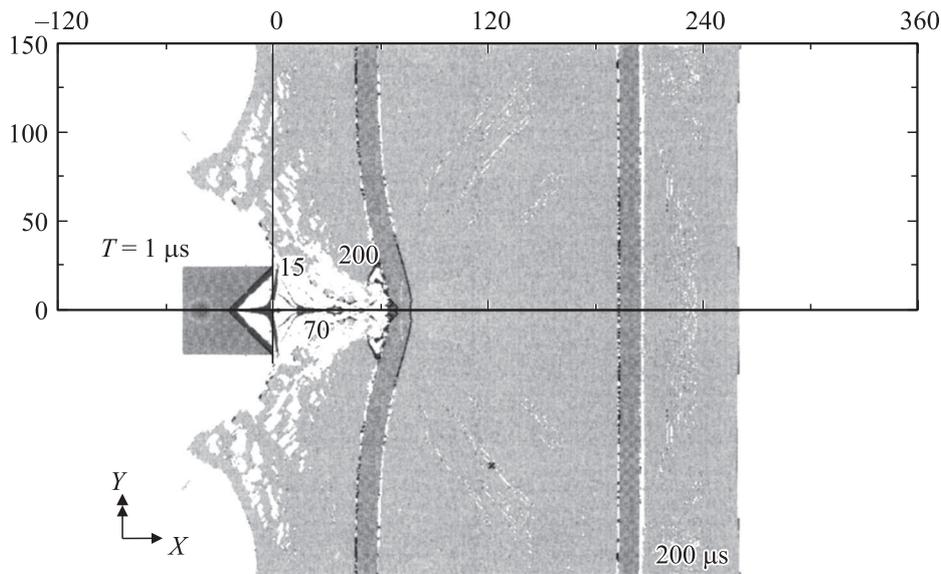
где  $G^*$  — скорректированное значение модуля сдвига,  $G_S = G$  — модуль сдвига монолитного тела,  $G_r = G_{residual} = 0.13$  — остаточное значение.

## Результаты математического моделирования взрывного взаимодействия. Сравнение с экспериментом

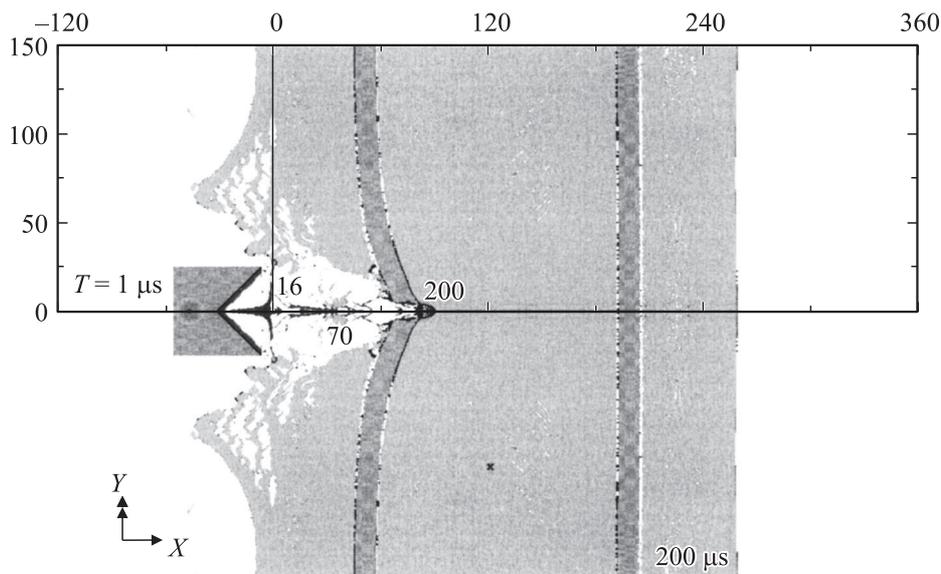
Целью расчетных исследований являлось определение потенциальных возможностей и изучение физических особенностей функционирования УКЗ-50 на разных фокусных расстояниях по железобетонной преграде конечной толщины, а также сравнение результатов расчета по двум разным моделям бетона с экспериментальными данными.

На рис. 2–6 представлены некоторые комплексные результаты расчетов по пробитию преграды, которые и будут обсуждаться ниже, а на рис. 7 в качестве примера приведены графики изменения скорости кумулятивного ножа в процессе проникания в преграду.

Как следует из полученных результатов, вне зависимости от физико-математической модели бетона функциональные возможности УКЗ-50 в плане пробития железобетонной преграды толщиной 250 mm существенно выше на фокусном расстоянии  $F = 50 \text{ mm}$ ,



**Рис. 2.** Динамика развития взрывного взаимодействия УКЗ с железобетонной преградой (упруго-пластическая модель ЖБ,  $F = 0$  mm).



**Рис. 3.** Динамика развития взрывного взаимодействия УКЗ с железобетонной преградой (упруго-пластическая модель ЖБ,  $F = 5$  mm).

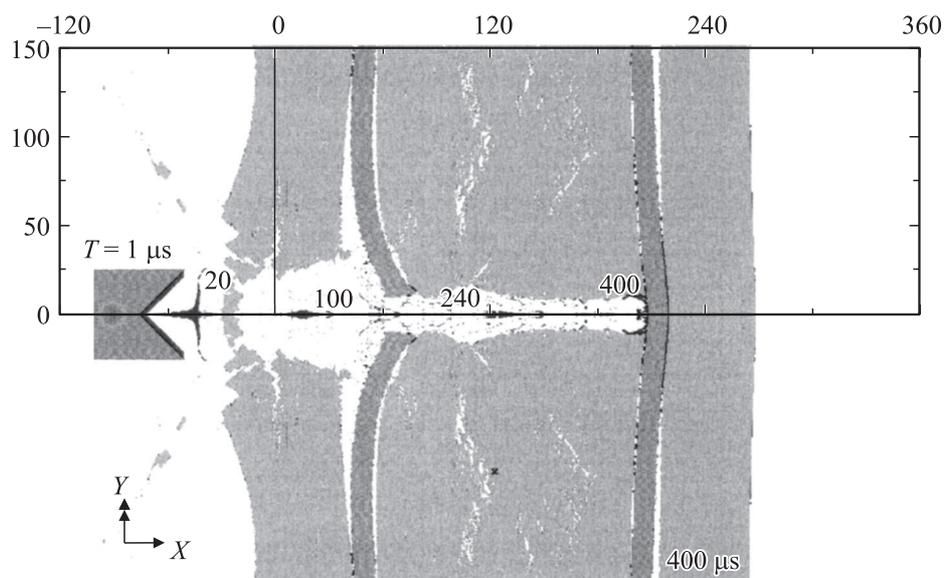
чем при подрыве в непосредственной близости от преграды ( $D = 0, 5$  mm) (рис. 2–4). Такой результат в принципе коррелирует с экспериментальными данными по оптимальному фокусному расстоянию для УКЗ с медными клиновидными облицовками при их действии по стальным преградам [10].

Сравнение рис. 2 и 5, а также рис. 4 и 6 показывает, что в случае применения модели CONCRETE-37.5 МПа (модель разрушения RTH concrete) расчетная глубина пробития при одном и том же фокусном расстоянии существенно ниже, чем при применении упруго-пластической модели бетона. При этом расчетная шири-

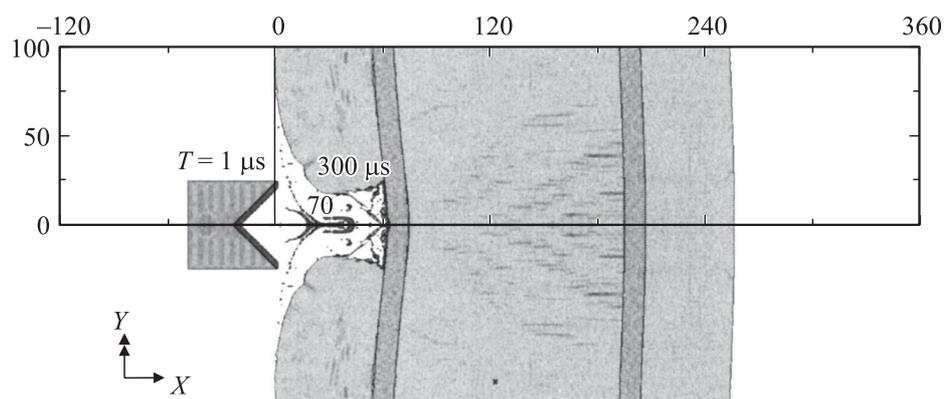
на пробитого отверстия выше при применении модели CONCRETE-37.5 МПа.

Экспериментально эффективность действия УКЗ-50 длиной 500 mm по железобетонной плите толщиной 250 mm с двумя рядами арматуры диаметром 12 mm осуществлялась на фокусных расстояниях 0 и 50 mm. Расстояние каждого ряда арматуры от фронтальной и тыльной сторон плит составляло по 50 mm, расстояние между рядами арматуры 126 mm.

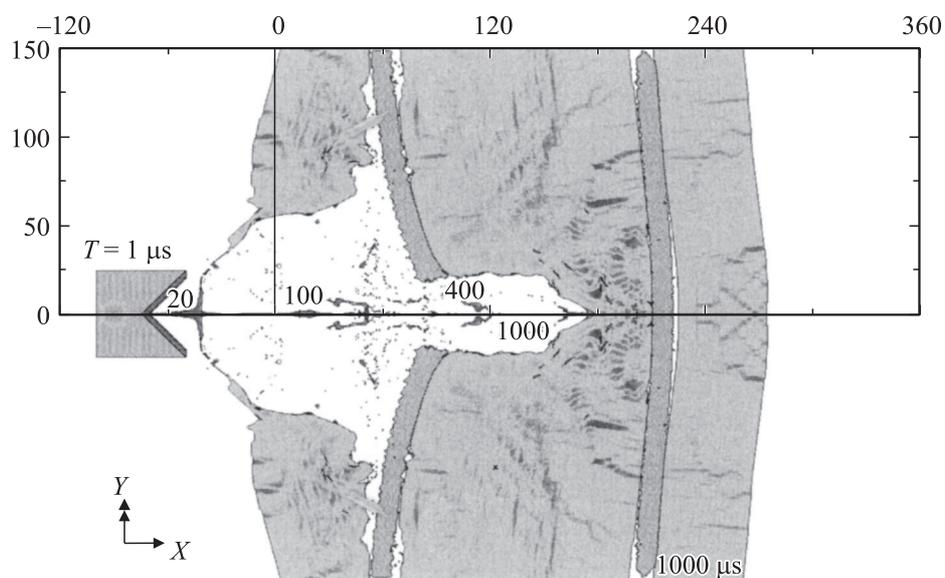
Эксперименты показали, что в обоих случаях фокусного расстояния первый ряд арматуры перебивался кумулятивным ножом, второй ряд оставался целым, при



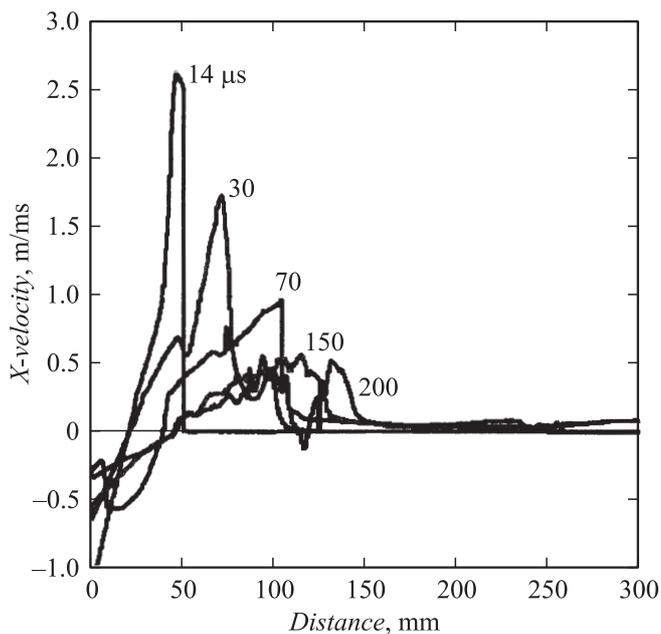
**Рис. 4.** Динамика развития взрывного взаимодействия УКЗ с железобетонной преградой (упруго-пластическая модель ЖБ,  $F = 50 \text{ mm}$ ).



**Рис. 5.** Динамика развития взрывного взаимодействия УКЗ с железобетонной преградой (модель CONCRETE-37.5 МПа, модель разрушения RTH concrete:  $D_1 = 0.04$ ,  $D_2 = 1$ ,  $F = 0 \text{ mm}$ ).



**Рис. 6.** Динамика развития взрывного взаимодействия УКЗ с железобетонной преградой (модель CONCRETE-37.5 МПа, модель разрушения RTH concrete:  $D_1 = 0.04$ ,  $D_2 = 1$ ,  $F = 50 \text{ mm}$ ).



**Рис. 7.** Изменение скорости ножа в процессе проникания (упруго-пластическая модель ЖБ,  $F = 5$  mm).

этом бетон полностью разрушался, и образовывалось сквозное отверстие с неперебитой арматурой с тыльной стороны плиты. Поскольку бетон разрушался не только в зоне действия кумулятивного ножа (ширина зоны разрушения в 2–3 раза превышала ширину заряда), можно сделать вывод о том, что его разрушение связано в большей степени с действием ударной волны от взрыва заряда УКЗ, чем с действием кумулятивного ножа. Отметим также, что следов меди от кумулятивной облицовки в разрушенных элементах железобетонной плиты, кроме омедненных элементов первого ряда арматуры, не обнаружено.

Таким образом, можно осторожно констатировать, что исходя из экспериментальных результатов расчеты по модели CONCRETE-37.5 МПа несколько хуже отражают динамику процесса перерезания кумулятивным ножом первого ряда арматуры (по этой модели фронтальная арматура не перерезается кумулятивным ножом в принципе), но лучше отражают процесс разрушения бетонных слоев плиты.

## Заключение

По результатам выполненного численного эксперимента можно сделать следующие выводы.

1. Разработана методика расчета пробоя железобетонной плиты удлиненным кумулятивным зарядом, основанная на численном решении уравнений механики сплошной среды в двумерной постановке по конечно-разностному алгоритму.

2. С использованием разработанной методики показано, что функциональные возможности УКЗ-50 суще-

ственно выше на фокусном расстоянии 50 mm, чем при подрыве в непосредственной близости от преграды.

3. Различные модели деформирования и разрушения бетона по разному отражают процессы перерезания арматуры и разрушения бетонных слоев преграды, для вывода об их адекватности необходимо проведение дополнительных экспериментов.

## Список литературы

- [1] Бабкин А.В., Колпаков В.И., Охитин В.Н., Селиванов В.В. Численные методы в задачах физики быстропротекающих процессов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. 520 с.
- [2] Физика взрыва. Т. 1,2 / Под ред. Л.П. Орленко. М.: Физматлит, 2002. 824 с., 656 с.
- [3] Теоретические и экспериментальные исследования высокоскоростного взаимодействия тел / Под ред. А.В. Герасимова. Томск: Изд-во Томского ун-та, 2007. 572 с.
- [4] Нох В.Ф. СЭЛ — совместный эйлерово-лагранжев метод для расчета нестационарных двумерных задач // Вычислительные методы в гидродинамике. М.: Мир, 1967. С. 128–184.
- [5] Rebecca M., Leelavanichkul B., Leelavanichkul C. Survey of Four damage Models for Concrete // Sandia Report. SAND 2009–5544. 2009. 80 p.
- [6] Bragov A.M., Lomunov A.K. // Int. J. Impact. Engng. 1995. Vol. 16. N 2. P. 321–330.
- [7] Канель Г.И., Разоренов С.В., Уткин А.В., Фортвов В.Е. Ударно-волновые явления в конденсированных средах. М.: Янус-К, 1996. 408 с.
- [8] Физические величины: Справочник / Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. М.: Энергоиздат, 1991. 1232 с.
- [9] Фомин В.М., Гулидов А.И., Сапожников Г.А. и др. Высокоскоростное взаимодействие тел. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999. 600 с.
- [10] Ладов С.В., Кобылкин И.Ф. Испытание кумулятивных зарядов во взрывных технологиях. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1995. 46 с.