

О вкладе в пробитие преграды хвостовых элементов кумулятивных струй

© С.В. Федоров

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

По данным расчетов, пробивное действие кумулятивных зарядов можно существенно усилить, например, на 40...50 % в случае преграды из высокопрочной стали, если за счет повышения точности их изготовления уменьшить нижний порог скорости, при котором прекращается проникание хвостовых участков кумулятивной струи в преграду. Для экспериментального подтверждения этих данных предложено подробно исследовать пробивную способность хвостовых участков кумулятивных струй с использованием стержней-отсекателей из материала с высокой плотностью. Эти стержни, предназначенные для устранения более скоростной части струи, располагают на небольшом расстоянии от кумулятивного заряда (менее его диаметра). На основании численного моделирования в рамках двумерной осесимметричной задачи механики сплошных сред спрогнозированы возможные параметры стержней-отсекателей для получения уединенных «хвостов» кумулятивных струй с различными скоростями лидирующего элемента.

Ключевые слова: взрыв, кумулятивный заряд, кумулятивная струя, пробивное действие, критическая скорость, эффективная скорость, стержень-отсекатель

Введение. Современные кумулятивные заряды (КЗ) с медной конической облицовкой кумулятивной выемки при использовании прецизионной технологии их изготовления способны пробивать высокопрочные стальные преграды толщиной примерно $10d_0$ (d_0 — диаметр заряда) [1–3]. Преграда пробивается высокоскоростной кумулятивной струей (КС), формирующейся при схлопывании облицовки под действием продуктов детонации заряда взрывчатого вещества [4, 5]. Сформировавшаяся КС при движении в свободном полете вследствие существующего в ней градиента осевой скорости сначала растягивается с сохранением сплошности, а затем по причине развития пластической неустойчивости распадается на множество отдельных, уже недеформирующихся (безградиентных) элементов [6–8]. Распределение скорости по длине КС обычно близко к линейному при скорости «головы» струи на уровне 10 км/с. К основным факторам, влияющим на пробивное действие КС при условии ее идеальной прямолинейности, относятся плотности материалов струи и преграды, прочностные свойства преграды и длина струи [2, 3].

Технологические погрешности изготовления КЗ, такие, например, как разнотолщинность облицовки в окружном направлении, некруглость поперечных сечений облицовки, разноплотность заряда взрывчатого вещества, смещение иницирующего узла от оси заряда и т. п.,

приводят к тому, что участки КС в момент формирования при схлопывании облицовки приобретают импульс в боковом (от оси заряда) направлении [2, 9–11]. Как следствие, происходит снижение пробивной способности КС, так как ее участки из-за бокового дрейфа отклоняются от строго соосного следования друг за другом (струи искривляется). В результате участки, находящиеся ближе к «хвосту», могут столкнуться со стенками отверстия в преграде, пробитого предыдущей частью струи, не достиг его дна и не проучаствовать в дополнительном углублении пробойны [12–15].

Для обеспечения высокого пробивного действия КЗ необходимо повышать уровень их прецизионности, что приводит к существенному удорожанию технологического процесса изготовления зарядов. В то же время ясно, что существует предельно возможная глубина пробития преграды, которая уже не может быть увеличена путем дальнейшего повышения точности изготовления КЗ. Предельно возможное пробитие КЗ обеспечивается в том случае, когда созданы условия для участка в углублении пробойны всеми способными к этому участками КС. Однако потенциальная пробивная способность различных участков КС неодинакова, и для хвостовых участков со скоростями ниже 3...4 км/с она существенно зависит от их скорости, снижаясь с уменьшением последней [2]. Поэтому для рационального выбора точности изготовления КЗ необходима информация о вкладе в общую глубину пробития преграды участков КС с различными скоростями.

Информация о пробивной способности хвостовых участков КС необходима и при выборе рациональных режимов внешних воздействий на КЗ, которые могут осуществляться на различных стадиях его функционирования и быть направлены на управление процессом распада КС в целях как снижения, так и повышения ее пробивного действия. К числу таких воздействий относятся, например, нагрев облицовки перед подрывом КЗ для повышения пластичности ее материала [16], а также электромагнитные воздействия в форме пропускания по КС электрического тока для ее преждевременного разрушения [17, 18] или в форме создания аксиального магнитного поля либо на пути движения струи для стабилизации ее растяжения и увеличения предельного удлинения [19, 20], либо в облицовке КЗ перед его подрывом, за счет чего, в зависимости от интенсивности поля, возможно достижение как положительного, так и отрицательного эффекта относительно глубины пробития преграды [21–23].

Цель настоящей работы — выбор и обоснование метода экспериментального определения пробивной способности хвостовых участков КС.

Эффективная и критическая скорости кумулятивной струи. При экспериментальных исследованиях пробивного действия различных участков КС на определенном удалении F от КЗ располагают

преграду толщиной h_t (рис. 1), составленную из отдельных пластин относительно небольшой толщины, между которыми устанавливают электроконтактные датчики. С их помощью определяют время пробития каждой пластины и, соответственно, скорость проникания КС при пробитии пластин, находящихся на различном удалении от лицевой поверхности преграды.

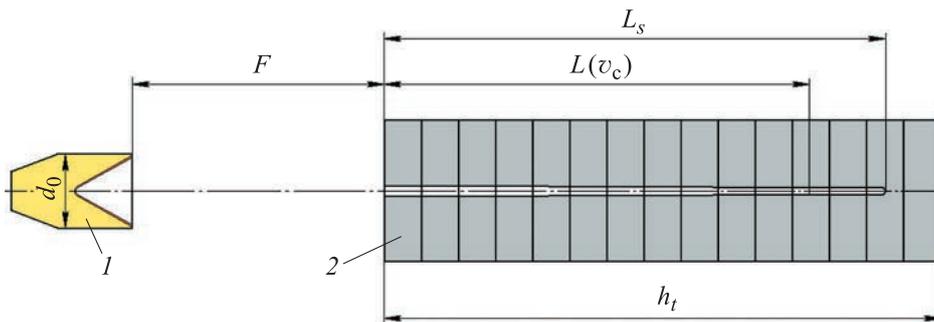


Рис. 1. Схема экспериментов по определению пробивного действия кумулятивного заряда:

1 — кумулятивный заряд; 2 — преграда из пластин с размещенными между ними электроконтактными датчиками; L_s — полная глубина проникания в стандартных условиях

Скорость струи затем восстанавливается по скорости проникания ее участков, обычно на основе модифицированного уравнения Бернулли [2], с пренебрежением прочностными свойствами материала КС (прочность материала струи обычно существенно меньше прочности преграды), приводящего к следующей взаимосвязи между указанными скоростями:

$$v = u + \sqrt{u^2/\gamma + v_{cr}^2}. \quad (1)$$

Здесь v — скорость участка КС; u — скорость проникания этого участка; γ — параметр, характеризующий соотношение плотностей материалов струи ρ_j и преграды ρ_t , $\gamma = \rho_j/\rho_t$; v_{cr} — критическая скорость струи, определяемая с использованием динамической твердости преграды H_d по формуле

$$v_{cr} = \sqrt{2H_d/\rho_j}, \quad (2)$$

и соответствующая скорости, при которой проникание КС прекращается вследствие прочностного сопротивления преграды.

По результатам проведения экспериментов в указанной постановке задачи может быть определена зависимость $L(v)$, где L — глубина пробития преграды частью КС со скоростями, которые выше

скорости v , а также установлен нижний предел скорости для участков струи, принявших участие в пробитии, называемый эффективной скоростью кумулятивной струи v_{eff} [24–26]. Скорость v_{eff} всегда выше, чем v_{cr} , так как в реальной ситуации прекращение проникновения хвостовых участков КС происходит не вследствие прочностного сопротивления преграды, а из-за того, что они просто не долетают до дна пробоины, «намазываясь» на ее стенки по причине бокового дрейфа. С повышением уровня прецизионности КЗ скорость v_{eff} снижается.

Эффективная скорость КС повышается с возрастанием удаления КЗ от преграды F (см. рис. 1) вследствие увеличения времени движения участков струи до момента начала проникания и возможности в связи с этим их большего бокового смещения от оси КЗ. В [27] проведен анализ экспериментальных зависимостей $v_{eff}(F)$, полученных разными авторами [11, 24, 25] для прецизионных КЗ с медными коническими облицовками при их действии по высокопрочным стальным преградам и при изменении F в диапазоне $2d_0 \leq F \leq 25d_0$. Этот анализ показывает, что экстраполяция всех зависимостей $v_{eff}(F)$ на $F = 0$ дает для v_{eff} значения на уровне 2...2,5 км/с. Закономерен вопрос, могут ли они быть ассоциированными с критической скоростью КС v_{cr} , а если нет, то насколько они ее превышают. Дело в том, что расчетное определение v_{cr} , согласно (2), включает в себе значительный элемент неопределенности из-за отсутствия достоверной информации по динамической твердости преград из различных материалов в условиях проникания КС.

По данным [28], для высокопрочных стальных преград твердость, определяемая в статических условиях, составляет 3,6...4,15 ГПа. Для перехода от статического к динамическому значению H_d первое обычно домножается на коэффициент динамичности, который, как правило, выбирается из диапазона 1,1...1,5. При этом считается, что с повышением статических прочностных свойств стали коэффициент динамичности для нее должен снижаться [29, 30]. Даже если для высокопрочной стальной преграды с твердостью в статических условиях, равной 4,15 ГПа, принять этот коэффициент равным 1,5, то критическая скорость медной КС (2) получается около 1,2 км/с. Она заметно ниже результата, который можно было бы принять за v_{cr} на основе анализа экспериментальных зависимостей $v_{eff}(F)$, обзор которых приведен в [27]. Из этого следует, что хвостовые участки КС со скоростью ниже 2 км/с в случае их наличия в струе должны еще

обладать пробивной способностью, для реализации которой КЗ должен иметь соответствующий уровень прецизионности. Сделанный вывод о возможных критических скоростях КС, очевидно, нуждается в отдельной экспериментальной проверке, так как принимавшийся при ее оценке коэффициент динамичности весьма условен с точки зрения его соответствия условиям деформирования преграды при проникании КС.

Современные КЗ в прецизионном исполнении с медной конической облицовкой обеспечивают максимум глубины пробития преграды из высокопрочной стали на удалениях F от последней в диапазоне $(5-7)d_0$. По данным [11, 24, 25, 27], при таких расстояниях КЗ от преграды скорость v_{eff} для КС составляет не менее 3,5 км/с, и здесь уже с достоверностью можно утверждать, что она выше критической скорости, и следовательно, путем повышения точностных характеристик КЗ можно получить дополнительный прирост его пробивного действия. Ключевое значение при этом имеет величина достигаемого прироста.

На рентгенограмме (рис. 2), любезно предоставленной О.В. Свирским, хвостовой участок КС находится еще на начальной стадии своего растяжения в отсутствие на нем каких-либо видимых признаков развития пластической неустойчивости. Длина участка струи между отмеченными сечениями со скоростями 1,9 и 3,5 км/с составляет примерно два диаметра КЗ. К моменту распада этого участка на отдельные элементы она должна возрасти еще в несколько раз. Отсюда следует, что по критерию своей длины рассматриваемый участок КС, если исключить «помехи» для его проникания, обусловленные боковым дрейфом, может обеспечивать весьма существенный вклад в глубину пробития КЗ (на уровне нескольких диаметров заряда).

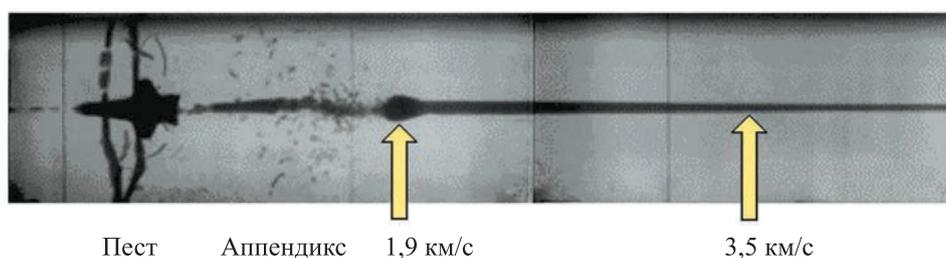


Рис. 2. Рентгенограмма хвостового участка КС (предоставлена О.В. Свирским)

Интересно отметить, что между замыкающим участком КС со скоростью 1,9 км/с и пестом (см. рис. 2) четко прослеживается так называемый аппендикс — деформирующаяся с растяжением и в результате разрушающаяся часть песта, по которой происходит его разделение с «хвостом» КС.

Потенциальная пробивная способность хвостовых участков кумулятивных струй. Для оценки вклада в общую глубину пробития преграды участков КС с различными скоростями модифицированное уравнение Бернулли [2] приводит к соотношению

$$\frac{L_j}{l_j} = \frac{\gamma v - \sqrt{\gamma} \sqrt{v^2 + (\gamma - 1)v_{cr}^2}}{\sqrt{\gamma} \sqrt{v^2 + (\gamma - 1)v_{cr}^2} - v}, \quad (3)$$

где L_j — глубина пробития преграды участком КС длиной l_j .

Как следует из (3), отношение L_j/l_j , характеризующее удельную пробивную способность различных участков КС, возрастает от нуля при $v = v_{cr}$, стремясь при неограниченном увеличении скорости струи к постоянному значению $\sqrt{\gamma}$. На рис. 3 приведена зависимость L_j/l_j от скорости участков КС при γ , соответствующем медной струе и стальной преграде. В области скоростей струи, близких по значению к v_{cr} , происходит резкий рост L_j/l_j с увеличением скорости. Поэтому для оценки потенциального вклада в пробитие КС ее хвостовых участков необходима, возможно, более достоверная информация о критической скорости струи. Например, для участка КС со скоростью $v = 2,5$ км/с отношение $L_j/l_j = 0,22$ при $v_{cr} = 2$ км/с и возрастает почти втрое (до 0,65) при $v_{cr} = 1,2$ км/с.

При оценке потенциальной пробивной способности хвостовых участков КС необходимо ориентироваться не только на величину L_j/l_j для них, но и на их длину в момент проникания, а она должна быть больше, чем у более скоростных участков. Во-первых, головные

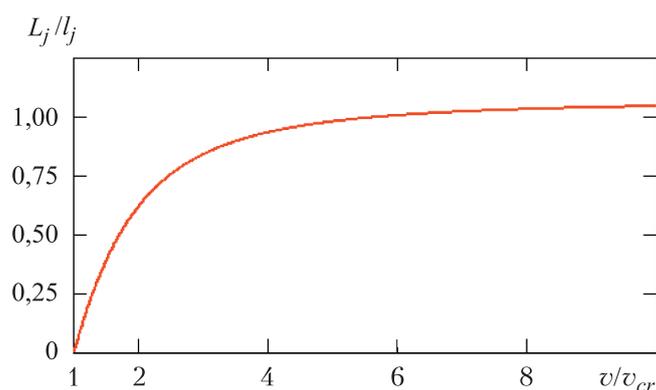


Рис. 3. Зависимость удельной пробивной способности медной КС от скорости ее участков при проникании в стальную преграду

участки КС могут не успеть растянуться до своей предельной длины (при которой происходит разрыв участка на отдельные безградиентные элементы) к моменту начала их проникания, а «хвост» КС в реальной ситуации всегда проникает в разорванном состоянии, полностью исчерпав резервы дальнейшего увеличения своей эффективной длины. Во-вторых, хвостовые участки КС имеют высокие коэффициенты предельного удлинения (характеризующие степень удлинения участка на момент его разрыва) в связи с их значительным поперечным размером [31, 32].

Правдоподобную информацию о том, какую добавку к пробивному действию КЗ можно получить, если включить «в работу» хвостовые участки КС, дают данные расчетов [27], проведенных на основании методики [33], учитывающей влияние на пробивное действие КЗ точности его изготовления. В указанных расчетах была задана постоянная по длине КС скорость бокового дрейфа ее участков. Изменением значений этой скорости имитировались КЗ с различным уровнем прецизионности. Расчеты были проведены для КЗ диаметром $d_0 = 100$ мм с медной конической облицовкой при его действии по высокопрочной стальной преграде. При скорости дрейфа участков КС, равной 16 м/с, максимальное пробитие КЗ (на оптимальном удалении от преграды) составило около $10d_0$, что соответствует пробитию КЗ с обеспечиваемой в настоящее время точностью изготовления. При снижении скорости дрейфа до 8 м/с максимальное пробитие КЗ возросло до $12d_0$, а в случае «идеального» заряда (в отсутствие дрейфа КС) оно составило $14,4d_0$. Причем для «идеального» КЗ во внимание принималось пробивное действие только участков КС со скоростью выше 2 км/с, в то время как при данной скорости, если ориентироваться на значение $v_{cr} = 1,2$ км/с, удельная пробивная способность струи L_j/l_j еще достаточно велика — 0,48.

Приведенные расчетные данные свидетельствуют о том, что резервы увеличения пробивного действия КЗ за счет повышения точности их изготовления еще далеко не исчерпаны. Однако прежде чем развертывать достаточно дорогостоящие работы по дальнейшему совершенствованию технологии изготовления КЗ, не излишним будет экспериментально подтвердить сделанный вывод. Детальное экспериментальное определение пробивной способности «хвостов» КС может позволить также выбирать параметры КЗ (в первую очередь, геометрию облицовки) таким образом, чтобы происходило формирование КС с нижним пределом скорости в ее «хвосте», равным скорости прекращения проникания (т. е. так, чтобы в струе не было «неработающих» хвостовых участков).

Предложения по экспериментальной проверке. Помимо экспериментального определения критической скорости КС v_{cr} по формуле (2) для рационального выбора уровня, до которого имеет смысл повышать точностные характеристики КЗ, интерес представляет также экспериментальное исследование пробивного действия хвостовых участков струи со скоростями, близкими по значению к скорости v_{cr} . В стандартных условиях постановки экспериментов (см. рис. 1) проникающую способность хвостовых участков КС трудно определять на фоне гораздо большего общего пробития предшествующих участков струи. Кроме того, в стандартных условиях «хвост» КС проникает, пройдя предварительно по длинному и узкому каналу, образованному более скоростной частью струи, что вследствие бокового смещения его элементов отрицательно сказывается на пробивном действии. Необходимой же является информация о глубине проникания хвостовых участков КС в отсутствие влияния этого снижающего ее фактора.

Еще одной интересной задачей для экспериментального исследования, имеющей помимо прикладного и фундаментальное значение, является сравнительный анализ пробивного действия одних и тех же хвостовых участков КС в неразорванном и разорванном состояниях. Как отмечалось выше, в реальной ситуации «хвост» КС всегда проникает уже после его распада на отдельные элементы. Есть основания предполагать, что при проникании в разорванном состоянии участков КС со скоростями, близкими к v_{cr} , возникают предпосылки (являющиеся предметом отдельного обсуждения) к «затруднению» проникания даже при строго соосном движении друг за другом безградиентных элементов, на которые разделился участок. Это может привести к прекращению проникания таких участков при скоростях, несколько превышающих скорость прекращения их проникания в неразорванном состоянии (принимаемой за v_{cr}). Фактически это означает, что причиной превышения эффективной скорости КС v_{eff} над критической v_{cr} может быть не только боковой дрейф участков струи, но и их проникание в разорванном состоянии. Для экспериментальной проверки данного предположения интересно было бы сравнить глубину проникания «хвоста» КС в состоянии непосредственно перед его разделением на безградиентные элементы и в состояниях, соответствующих различным моментам после деления, отличающихся величиной удаления безградиентных элементов друг от друга.

Главная идея постановки экспериментов по выяснению сформулированных вопросов проста и очевидна — для скрупулезного исследования пробивного действия «хвостов» КС необходимо устранить пробитие преграды предшествующей частью струи, т. е. каким-либо

образом «отсечь» (ликвидировать) эту часть. Основное требование при этом — с хвостовой частью КС никаких изменений произойти не должно и ее геометрические и кинематические параметры должны остаться такими же, как в отсутствие указанной «отсечки».

В [2] для получения с использованием КЗ с конической облицовкой высокоскоростного компактного элемента из «головы» КС предлагаются различные методы «отсечки» последующей менее скоростной части струи. Два из них в принципе могут быть применены для решения рассматриваемой родственной задачи — «отсечки» головной, более скоростной части КС при сохранении ее «хвоста». В одном из методов интересующая часть КС устраняется с помощью металлической пластины, метаемой слоем взрывчатого вещества сбоку на сформировавшуюся струю в свободном полете (рис. 4, *a*). В другом методе используется вкладыш в облицовку, препятствующий схлопыванию некоторой ее части и, соответственно, формированию из этой части КС (рис. 4, *б*). Однако, как представляется, при практической реализации обоих указанных методов могут возникнуть серьезные проблемы.

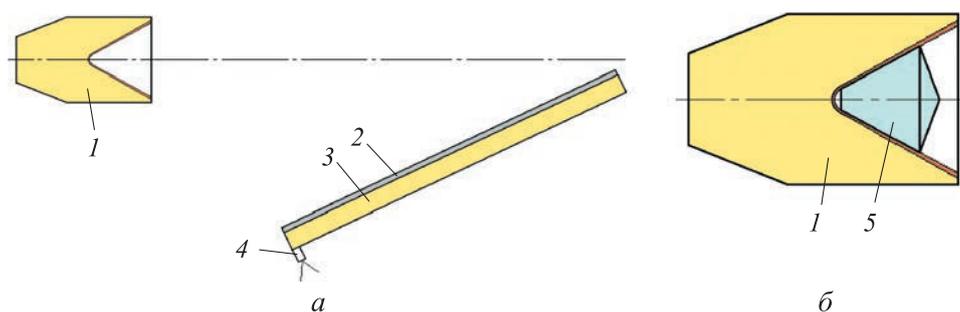


Рис. 4. Варианты «отсечки» части КС, предшествующей хвостовому участку, с использованием метаемой взрывом металлической пластины (*a*) и размещаемого в кумулятивной облицовке вкладыша (*б*):

1 — КЗ; 2 — пластина; 3 — слой взрывчатого вещества; 4 — электродетонатор;
5 — вкладыш

В методе с метанием на КС металлической пластины (см. рис. 4, *a*) весьма непросто подобрать размеры пластины и синхронизировать времена инициирования КЗ и метаемого пластины слоя взрывчатого вещества так, чтобы от струи оставалась только хвостовая часть с заданной скоростью ее «головы». Ситуация дополнительно усугубляется тем, что в экспериментах необходимо будет получать «хвосты» КС с различной скоростью лидирующего элемента, а это означает, что для каждой такой скорости нужно будет отдельно подбирать параметры метания пластины. Просматриваются еще две проблемы, которые могут возникнуть при реализации данного метода. Первая из них связана с состоянием сохраняемого хвостового участка КС после

бокового удара пластины по предшествующей части струи. Велика вероятность того, что «голова» хвостового участка в результате такой боковой ударной «отсечки» получит повреждения (например искривление), которые исказят ее реальное пробивное действие. Вторая проблема заключается в том, что некоторая доля фрагментов разрушенной ударом пластины более скоростной части КС может продолжить свое движение вдоль оси КЗ к преграде. Во всяком случае, о возможности этого свидетельствуют рентгенограммы КС после их взаимодействия с метаемыми взрывом металлическими пластинами [28]. Конечно, пробивное действие этих фрагментов будет крайне слабым, но тем не менее в случае наложения оставляемых ими на преграде кратеров на пробоину от «хвоста» КС могут быть получены искаженные результаты. Особенно это недопустимо при экспериментальном определении критической скорости КС v_{cr} , так как воздействие на преграду «хвоста» КС со скоростью лидирующего элемента, близкой к v_{cr} , также будет слабым. Следует отметить, что указанная проблема дополнительного воздействия на преграду «отсекаемой» части КС усугубляется при инициировании детонации в метающей пластину слое взрывчатого вещества непосредственно самой КС (при размещении края пластины со слоем взрывчатого вещества на пути движения струи). В этом случае неразрушенным остается головной участок КС, успевающий «проскочить» сквозь пробитое в пластине отверстие, пока она еще не успела набрать скорость. Пробивное действие этого участка может быть сопоставимо с пробивным действием «хвоста» струи.

Использование вкладыша в облицовку для выделения из КС нужной ее части (см. рис. 4, б) с точки зрения практической реализации, безусловно, существенно проще метода «отсечки», основанного на метании пластины. Однако в этом случае возникают вопросы относительно соответствия геометрических и кинематических параметров участка КС, формирующегося из остающейся «свободной» за пределами вкладыша части облицовки у ее основания, параметрам хвостового участка КС, сформировавшегося в отсутствие вкладыша.

Во-первых, условия схлопывания сечения облицовки, граничащего с вкладышем, отличны от условий схлопывания того же сечения в естественных условиях. Между основанием вкладыша и граничным сечением облицовки в процессе схлопывания может возникнуть зазор или, напротив, схлопывающаяся облицовка может начать натекать на вкладыш. В любом случае следствием этого будет искажение скоростей и углов схлопывания по сравнению с естественными условиями.

Во-вторых, дополнительное изменение условий струеобразования при наличии вкладыша в облицовке сопряжено с тем, что в его

отсутствие формирования хвостового участка КС происходит в уже установившемся режиме с примыканием к области струеобразования материала песта, движущегося с определенной скоростью. В присутствии же вкладыша струеобразование при схлопывании «свободной» части облицовки начинается в еще неустановившемся режиме, когда позади области струеобразования либо ничего нет, либо находится неподвижный вкладыш. Ни то, ни другое не соответствует условиям струеобразования хвостового участка КС в естественных условиях. Отмеченные обстоятельства делают сомнительной возможность получения с использованием вкладыша в облицовку участка КС, полностью идентичного по всем параметрам хвостовому участку струи, формирующейся из той же облицовки в отсутствие вкладыша. Следствием этого могут быть различия и в пробивном действии сопоставляемых участков, в том числе и за счет изменения характера их разделения на отдельные элементы.

Таким образом, несмотря на привлекательность, обусловленную простотой, метод выделения из КС хвостовой части для отдельного экспериментального исследования ее пробивного действия с использованием вкладыша в облицовку (см. рис. 4, б) не годится для того, чтобы на основании этого исследования можно было сделать обоснованные выводы по поводу возможного прироста пробивной способности КЗ за счет включения в пробитие дополнительных участков «хвоста» струи. Вкладыш хорошо «работает», когда из КС нужно просто получить высокоскоростной элемент и не особенно важно, сохранятся ли у него точно те же параметры, что у соответствующего участка КС при «свободном» ее формировании, или нет.

В целях устранения части КС, предшествующей хвостовой, была рассмотрена возможность использования того же способа, что реализуется в стандартных условиях проведения экспериментов (см. рис. 1) и хорошо отработан, т. е. способа, основанного на радиальном растекании ее материала при проникании в преграду. Для того чтобы решить сформулированные задачи по экспериментальному исследованию пробивной способности «хвостов» КС, в этом способе требуется исключить фактор их движения по узкой пробоине в преграде и насколько возможно уменьшить толщину преграды, необходимую для ликвидации прониканием более скоростной части струи. Как оказалось, этого можно достичь, если отсекающую преграду взять в виде стержня длиной l_c с относительно небольшим диаметром d_c (по сравнению с диаметром КЗ d_0) из материала с высокой плотностью ρ_c и расположить этот стержень-отсекатель на оси КЗ на минимально допустимом расстоянии h_c от его основания с кумулятивной выемкой (чтобы участки КС к моменту проникания успели как можно меньше удлиниться) (рис. 5). Диаметр стержня d_c следует выбирать из условия, чтобы при пробитии КС он полностью разрушался с радиальным

разлетом его материала и не мог оказать влияния на движение хвостовых участков КС даже при наличии у них скорости бокового дрейфа. Выбираемое расстояние h_c от стержня до основания КЗ должно исключать возможность соударения фрагментов разрушающегося стержня с еще не схлопнувшейся частью кумулятивной облицовки. За счет выбора длины стержня-отсекателя l_c можно легко управлять длиной сохраняющейся хвостовой части КС и, соответственно, скоростью ее лидирующего элемента v_c . За стержнем-отсекателем на расстоянии F_c от основания КЗ располагается основная преграда, в которой фиксируется пробивное действие «хвоста» КС.

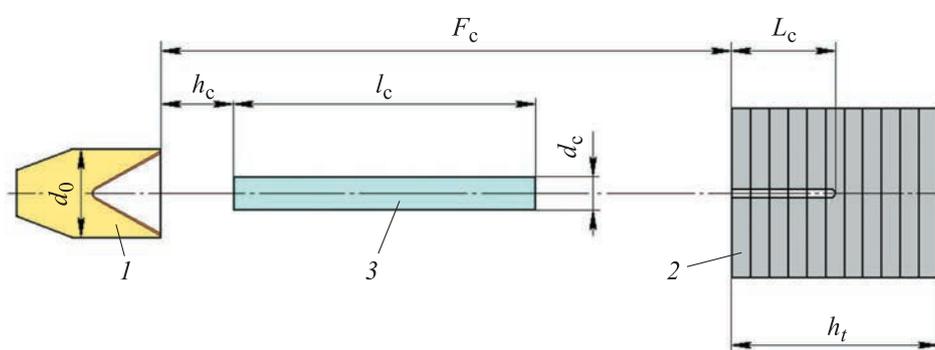


Рис. 5. Схема экспериментов по определению пробивного действия хвостовой части КС с использованием стержня-отсекателя:

1 — КЗ; 2 — преграда из пластин с размещенными между ними электроконтактными датчиками; 3 — стержень-отсекатель; L_c — глубина проникновения хвостовой части КС

Метод «отсечки» части КС, предшествующей ее «хвосту», с использованием стержня-отсекателя (см. рис. 5) по простоте реализации не уступает методу с использованием вкладыша в облицовку (см. рис. 4, б), но при этом лишен основного недостатка последнего. Он «не вторгается» в процесс формирования КС при схлопывании облицовки и гарантирует сохранение всех параметров хвостовой части струи такими же, как в экспериментах в стандартной постановке. Это является необходимым условием для корректного сравнения пробивного действия «хвостов» КС в стандартных условиях (см. рис. 1) и в условиях их «изоляции» от остальной части струи.

На основании экспериментов со стержнем-отсекателем (см. рис. 5) представляется возможным проведение следующих конкретных исследований.

1. Определение влияния на глубину проникания хвостовых частей КС скорости их лидирующего элемента v_c при различных удалениях КЗ от основной преграды F_c (при проникании «хвоста» струи в неразорванном и в разорванном состояниях). Поскольку глубина проникания в этих экспериментах L_c будет гораздо меньше, чем

в стандартных условиях L_s (см. рис. 1), необходимая толщина преграды h_t существенно уменьшится, что не только облегчит проведение опытов, но и позволит набрать преграду из тонких пластин с более частым размещением электроконтактных датчиков для детального определения изменения скорости проникания. На основании данных экспериментов можно будет получить адекватную информацию о критической скорости КС v_{cr} и о динамической твердости материала преграды H_d в условиях проникания КС. Получение такой информации важно не только в рамках решения рассматриваемых в настоящей работе задач. На ней в настоящее время фактически полностью базируется расчетное прогнозирование пробивного действия КС. В частности, она используется при обработке результатов стандартных экспериментов (см. рис. 1) на основании соотношения (1).

2. Определение, насколько сильно влияет на проникающую способность хвостовой части КС фактор ее движения в пробойне от предшествующей части струи. Для этого необходимо из экспериментов в стандартной постановке (см. рис. 1) получить информацию о зависимости $L(v)$. Тогда в экспериментах с тем же КЗ со стержнем-отсекателем (см. рис. 5), сохраняющим хвостовую часть КС со скоростью лидирующего элемента v_c , необходимо будет расположить основную преграду на расстоянии $F_c = F + L(v_c)$ от КЗ. Сравнение полученной в этих опытах глубины проникания L_c с длиной участка пробойны $L_s - L(v_c)$ по результатам экспериментов в стандартной постановке даст информацию о снижении пробивного действия КС вследствие бокового дрейфа ее элементов.

3. Определение, как влияет на состояние хвостовой части КС фактор ее движения в пробойне от предшествующей части струи. Для этого в экспериментах в стандартной постановке (см. рис. 1) необходимо взять преграду толщиной $h_t = L(v_c)$ и провести рентгенографирование вышедшей из нее части струи. Полученный результат можно будет сравнить с состоянием того же хвостового участка КС со скоростью головного элемента v_c и на том же его удалении $F + L(v_c)$ от КЗ при рентгенографировании этого участка в процессе его свободного движения в опыте со стержнем-отсекателем (см. рис. 5) в отсутствие основной преграды.

По результатам указанных исследований можно будет сделать обоснованные выводы по поводу того, до каких значений имеет смысл снижать эффективную скорость КС v_{eff} путем повышения точности изготовления КЗ для увеличения его пробивного действия. Они могут быть использованы также для рационального выбора геометрических параметров кумулятивной облицовки. Рациональность состоит в том, чтобы либо исключить присутствие в формируемой

КС хвостовых участков со скоростями ниже уровня, обеспечивающего их способность к прониканию, либо, напротив, добавить к «хвосту» дополнительные участки с меньшими скоростями, обладающие пробивной способностью, в том случае, если скорость «хвоста» заметно превышает этот уровень [34].

Результаты численного моделирования. Очевидно, что ключевое значение для постановки описанных выше экспериментов имеет выбор параметров стержня-отсекателя. Для получения информации по этому вопросу было проведено численное моделирование пробития КС стержней из разных материалов в рамках двумерной осесимметричной задачи механики сплошных сред. При проведении расчетов была использована разработанная в МГТУ им. Н.Э. Баумана компьютерная программа моделирования взрывных и ударных процессов ЭРУДИТ [35], реализующая вычислительный алгоритм свободных лагранжевых точек. Поведение материалов кумулятивной облицовки и стержня-отсекателя описывалось на основе модели сжимаемой упруго-пластической среды с условием пластичности Мизеса при постоянном значении динамического предела текучести [36].

В расчетах был рассмотрен тот же КЗ диаметром $d_0 = 100$ мм с медной конической облицовкой с углом раствора 60° , что был выбран для анализа пробивного действия в работах [27, 35]. Стержень-отсекатель полагался цилиндрическим с диаметром $d_c = 0,3d_0$ и варьировавшейся длиной l_c . Его обращенный к КЗ торец предполагался удаленным от заряда на расстояние $h_c = 0,75d_0$. В качестве материала стержня были рассмотрены сталь (плотностью $\rho_c = 7\,850$ кг/м³), свинец ($\rho_c = 11\,340$ кг/м³) и тяжелый сплав на основе вольфрама ВНЖ-90 ($\rho_c = 17\,170$ кг/м³) [37], содержащий в своем составе вольфрам, никель и железо в массовых долях 90, 7 и 3 % соответственно.

Рассматриваемый КЗ формирует КС со скоростью «головы» около 10 км/с. На рис. 6 приведен вид хвостовых участков КС на момент полного пробития стержней-отсекателей длиной $l_c = 2,5d_0$ из разных материалов (v_z — осевая скорость материала на оси симметрии; координата z вдоль оси заряда отсчитывается от его основания с кумулятивной выемкой). Видно, что стальной стержень «убирает» головную часть КС только со скоростями выше $v_c \approx 4,3$ км/с, свинцовый позволяет снизить v_c примерно до 3,3 км/с, а стержень из сплава ВНЖ-90 — до 2,6 км/с. Видно также, что все стержни «хорошо» разлетаются в радиальном направлении, не создавая каких-либо опасностей для беспрепятственного движения сохраняемой части КС даже при наличии у нее скорости бокового дрейфа. Более подробно динамика радиального разлета материала стержня-отсекателя длиной $2,5d_0$ в процессе его пробития КС проиллюстрирована на примере свинцового стержня на рис. 7 (время отсчитывается от момента иницирования КЗ).

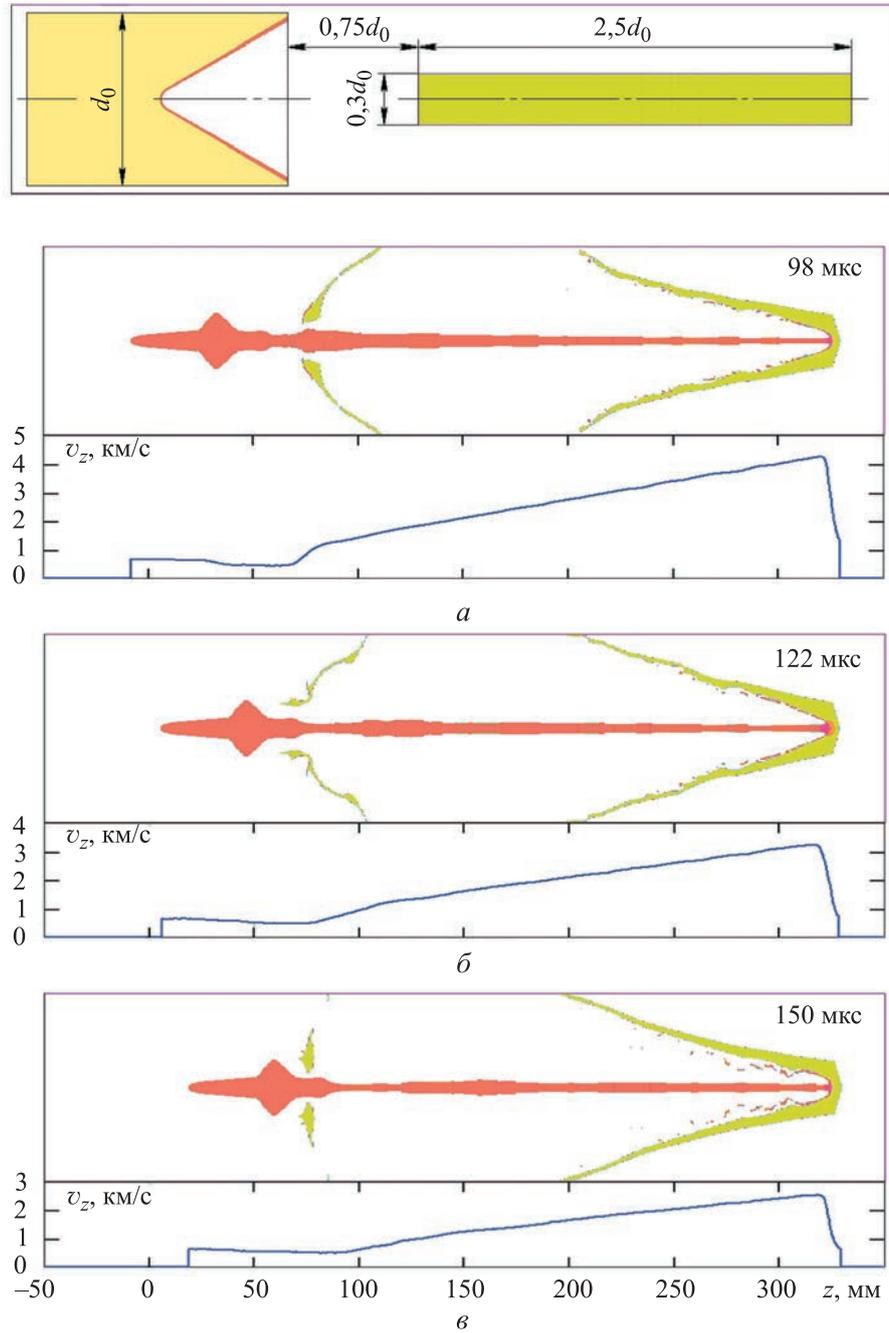


Рис. 6. Хвостовые части КС, сохраняющиеся на момент полного пробития стержней-отсекателей длиной $2,5d_0$ из стали (а), свинца (б) и тяжелого сплава ВНЖ-90 (е) (указанное время полного пробития отсчитывается от момента инициирования КЗ)

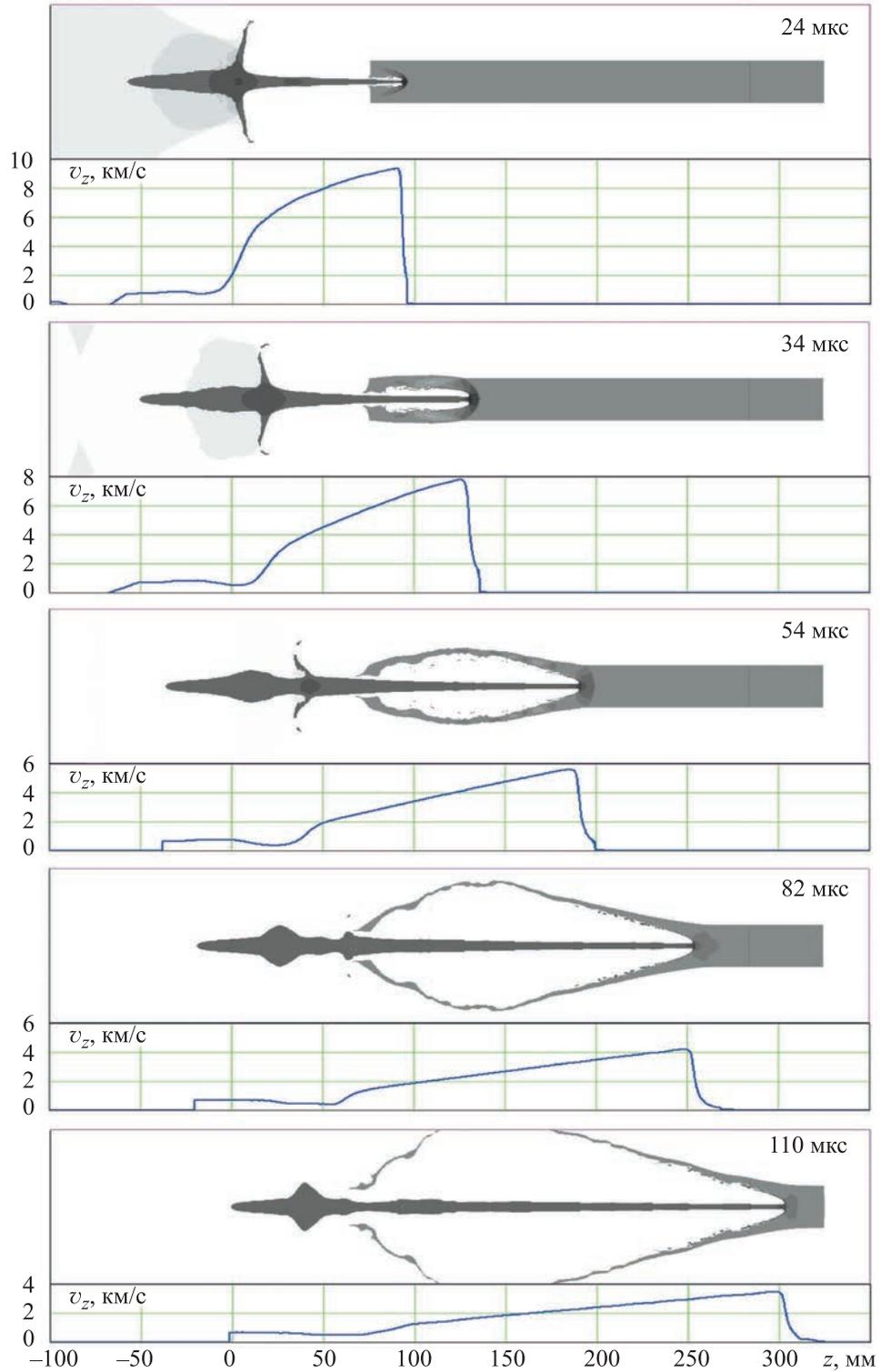


Рис. 7. Последовательное во времени пробитие КС свинцового стержня-отсекателя длиной $2,5d_0$

Наиболее важную в практическом отношении информацию, касающуюся выбора длины стержня l_c , дают представленные на рис. 8 зависимости текущей скорости лидирующего элемента v_c сохраняющейся части КС от дистанции l_c^* , пройденной струей в стержне (расстояния от лицевого торца стержня до текущего положения контактной границы между струей и стержнем на его оси), полученные по результатам расчетов со стержнями длиной $l_c = 4,5d_0$. Эти зависимости позволяют спрогнозировать длину стержня-отсекателя, необходимую для получения хвостовой части КС с заданным значением скорости v_c в «голове» этой части.

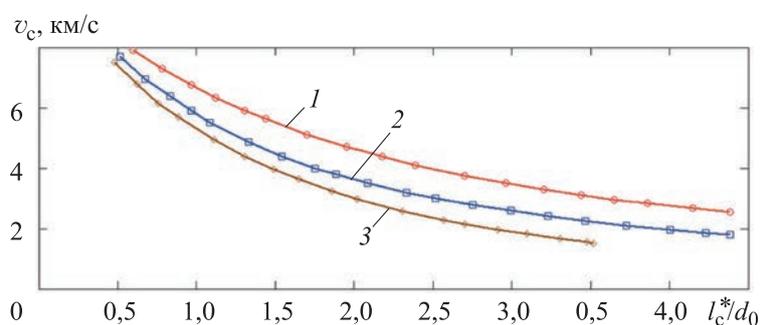


Рис. 8. Зависимость скорости лидирующего элемента сохраняющейся хвостовой части КС от пути, пройденного КС в стержнях-отсекателях длиной $4,5d_0$ из разных материалов:

1 — из стали; 2 — свинца; 3 — из тяжелого сплава ВНЖ-90

Потребная длина стержня l_c должна выбираться примерно на $(0,2-0,25)d_0$ большей, чем значение l_c^* , определяемое по кривым на рис. 8 при заданной скорости v_c . Эта добавка учитывает тыльные эффекты, облегчающие проникание КС в стержень и, соответственно, замедляющие темп ее расходования в процессе проникания, когда она приближается к его дальнему от КЗ торцу. Величиной l_c^* влияние тыльных эффектов игнорируется в связи со спецификой ее определения как текущей глубины внедрения КС в достаточно длинный стержень. Указанная выше величина добавки была оценена на основании сопоставления значений l_c^* , соответствующих на рис. 8 скоростям v_c для стержня длиной $l_c = 2,5d_0$ (см. рис. 6), с самим этим значением $2,5d_0$. Очевидно, если потребная скорость в «хвосте» КС v_c такова, что определяемое для нее на основании кривых на рис. 8 значение l_c^* получается меньшим $4,5d_0$ (т. е. длины стержня, заданной в расчетах по определению l_c^*) не более чем на $(0,2-0,25)d_0$, корректировать l_c^*

добавкой, учитывающей проявление тыльных эффектов, уже не следует, полагая в этом случае $l_c = l_c^*$.

Согласно гидродинамической теории [1, 2], глубина проникания КС в преграду определяется соотношением плотностей материалов струи и преграды. Поэтому можно было бы ожидать, что уменьшение потребной длины стержня-отсекателя с увеличением плотности его материала (при обеспечении одной и той же скорости «головы» отсекаемой хвостовой части КС) будет согласованным с возрастанием соотношения плотностей материалов стержней. Однако данные проведенных расчетов показали некоторые отклонения в выполнении этого предположения. Соотношение плотностей составляет 1,44 в случае свинцового и стального стержней и 1,51 в случае стержней из сплава ВНЖ-90 и свинца (т. е. в первом случае оно несколько ниже, чем во втором). На рис. 8 видно, что при одних и тех же обеспечиваемых значениях скорости v_c переход от стального стержня к свинцовому приводит, напротив, к заметно большему уменьшению потребной длины стержня, чем последующий переход от свинцового стержня к стержню из сплава ВНЖ-90. Как представляется, отмеченный эффект аномально высокой «отсекающей» способности свинцового стержня, не коррелирующей с «правилом» плотностей, связан с заметно большей, чем у стали и сплава ВНЖ-90, сжимаемостью свинца (низкой скоростью звука в свинце), что создает дополнительное сопротивление прониканию КС [38].

Проведенный сравнительный анализ «отсекающей» способности стержней из разных материалов свидетельствует о целесообразности использования в экспериментах по исследованию пробивного действия «хвостов» КС стержней-отсекателей из свинца или сплава ВНЖ-90. Согласно данным на рис. 8, с учетом сделанных замечаний относительно определения l_c по l_c^* следует, что для выделения хвостового участка КС со значением $v_c = 2$ км/с, при котором, по данным [11, 24, 25, 27], проникания медной струи в высокопрочную стальную преграду в стандартных условиях (см. рис. 1) заведомо не происходит, потребная длина стержня-отсекателя составляет $l_c \approx 3,0d_0$ для стержня из сплава ВНЖ-90, $l_c \approx 4,0d_0$ для свинцового стержня и $l_c > 4,5d_0$ для стального. Это означает, что при использовании стержней из свинца или сплава ВНЖ-90 уже на расстоянии не более $(4,0-5,0)d_0$ от КЗ можно получить «изолированную» хвостовую часть КС со скоростью лидирующего элемента 2 км/с и с достоверностью установить, обладает она пробивной способностью или нет.

Если ориентироваться на скорость в «голове» сохраняемой хвостовой части КС $v_c = 3$ км/с, возможные дистанции ее «отсечки»

(отсчитываемые от основания КЗ) стержнями из свинца или сплава ВНЖ-90 сокращаются до $(3,0-3,5)d_0$. По данным разных авторов [6–8, 31, 32, 39], расстояние от КЗ, на котором происходит разрыв на отдельные безградиентные элементы хвостовых участков КС со скоростями в диапазоне $2...3$ км/с, в подавляющем большинстве случаев превышает $5d_0$. Отсюда следует, что использование стержней-отсекателей из свинца или сплава ВНЖ-90 позволяет провести эксперименты по сравнительному анализу пробивного действия хвостовых участков КС в неразорванном и разорванном состояниях, о которых упоминалось выше.

Следует отметить, что дистанция «отсечки» хвостовой части КС с использованием стержней-отсекателей, по всей видимости, может быть несколько сокращена, если стержень приблизить к КЗ до расстояния примерно $h_c = 0,5d_0$ (см. рис. 5). При этом стержень лучше выбрать в форме усеченного конуса с уменьшенным диаметром основания, обращенного к КЗ. Это должно увеличить скорость радиального разлета материала лицевой части стержня во избежание его возможного столкновения с еще не схлопнувшимся основанием кумулятивной облицовки. Как видно на рис. 6 и 7, материал ближнего к КЗ основания стержня разлетается медленнее всего. Однако нужно учитывать, что расчеты были проведены без учета в модели поведения материала стержня возможности его разрушения, которое в реальной ситуации с неизбежностью будет происходить.

Ясно, что окончательные выводы о возможности использования стержней-отсекателей для экспериментального исследования пробивного действия хвостовых участков КС, а также относительно выбора их параметров для сохранения «хвоста» струи нужной длины могут быть сделаны только по результатам соответствующих экспериментов. Однако не видится каких-либо серьезных причин для существенного расхождения этих результатов с результатами проведенного численного моделирования.

Заключение. Предложенный способ «отсечки» более скоростной части КС с использованием стержней-отсекателей позволяет провести детальное экспериментальное исследование пробивной способности хвостовых участков КС с определением критической скорости струи и динамической твердости материала преграды в условиях проникания КС. Результаты этого исследования представляют интерес как в фундаментальном, так и в прикладном отношении. Достоверная информация о значениях динамической твердости преград из различных материалов в условиях проникания КС необходима для расчетного прогнозирования пробивного действия КЗ. Основное прикладное предназначение предложенных экспериментальных исследований — проверить возможность предсказываемого расчетами существенного

увеличения пробивного действия КЗ путем повышения точности их изготовления и обусловленного этим снижения эффективной скорости КС. Принципиальная возможность регулируемой «отсечки» стержнями-отсекателями более скоростной части КС, предшествующей хвостовой, подтверждена результатами численного моделирования.

Автор выражает большую благодарность О.В. Свирскому за полезное обсуждение рассмотренных в статье вопросов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Лаврентьев М.А. Кумулятивный заряд и принципы его работы. *Успехи математических наук*, 1957, т. 12, № 4, с. 41–56.
- [2] Орленко Л.П., ред. *Физика взрыва*. В 2-х т. Москва, Физматлит, 2004, т. 2, 656 с.
- [3] Walters W.P., Zukas J.A. *Fundamentals of Shaped Charges*. New York, Wiley, 1989, 398 p.
- [4] Chou P.C., Flis W.J. Recent developments in shaped charge technology. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1986, vol. 11, no. 4, pp. 99–114.
- [5] Shekhar H. Theoretical modelling of shaped charges in the last two decades (1990–2010): A review. *Central European Journal of Energetic Materials*, 2012, vol. 9, no. 2, pp. 155–185.
- [6] Walters W.P., Summers R.L. A review of jet breakup time models. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1993, vol. 18, no. 5, pp. 241–246.
- [7] Hennequin E. Modelling of the shaped charge jet break-up. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1996, vol. 21, no. 4, pp. 181–185.
- [8] Petit J., Jeanclaude V., Fressengeas C. Breakup of copper shaped-charge jets: experiment, numerical simulations, and analytical modeling. *Journal of Applied Physics*, 2005, vol. 98, no. 12, art. ID 123521.
- [9] Бабурин М.А., Баскаков В.Д., Зарубина О.В., Ладов С.В., Никольская Я.М., Федоров С.В. Применение профилированных по толщине заготовок для управления толщиной стенки штампуемых свинцом оболочковых деталей. *Технология металлов*, 2016, № 11, с. 2–8.
- [10] Ayisit O. The influence of asymmetries in shaped charge performance. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, vol. 35, no. 12, pp. 1399–1404.
- [11] Hirsch E. The natural spread and tumbling of the shaped charge jet segments. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1981, vol. 6, no. 4, pp. 104–111.
- [12] Свирский О.В., Власова М.А., Торопова Т.А., Нечаев А.И., Крутяков В.А. Пробивная способность кумулятивных зарядов на больших фокусных расстояниях. *Труды Междунар. конф. «V Харитоновские тематические научные чтения»*. Саров, ВНИИЭФ, 2003, с. 473–477.
- [13] Cornish R., Mills J.T., Curtis J.P., Finch D. Degradation mechanisms in shaped charge penetration. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, vol. 26, no. 1–10, pp. 105–114.
- [14] Xiao Q.-Q., Huang Z.-X., Zu X.-D., Jia X. Influence of drift velocity and distance between jet particles on the penetration depth of shaped charges. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2016, vol. 41, no. 1, pp. 76–83.
- [15] Moyses M. Penetration by shaped charge jets with varying off-axis velocity distributions. In: *Proc. 17th Int. Symp. on Ballistics*. Midrand, South Africa, 1998, vol. 2, pp. 413–420.

- [16] Бабкин А.В., Бондаренко П.А., Федоров С.В., Ладов С.В., Колпаков В.И., Андреев С.Г. Пределы увеличения глубины пробития кумулятивного заряда при импульсном тепловом воздействии на его облицовку. *Физика горения и взрыва*, 2001, т. 37, № 6, с. 124–132.
- [17] Швецов Г.А., Матросов А.Д., Бабкин А.В., Ладов С.В., Федоров С.В. Поведение металлических кумулятивных струй при пропускании по ним импульсного электрического тока. *Прикладная механика и техническая физика*, 2000, т. 41, № 3, с. 19–25.
- [18] Бабкин А.В., Колычев М.Е., Ладов С.В., Федоров С.В. О возможном механизме разрушения кумулятивной струи импульсом тока. *Оборонная техника*, 1995, № 4, с. 47–54.
- [19] Федоров С.В., Бабкин А.В., Ладов С.В. Особенности инерционного удлинения высокоградиентного проводящего стержня в продольном низкочастотном магнитном поле. *Инженерно-физический журнал*, 2001, т. 74, № 2, с. 79–86.
- [20] Ma B., Huang Z., Guan Z., Zu X., Jia X., Xiao Q. Research of the axial strong magnetic field applied at the initial period of inertial stretching stage of the shaped charge jet. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, vol. 113, pp. 54–60.
- [21] Федоров С.В. Термическое разупрочнение металлических кумулятивных струй, формируемых при схлопывании кумулятивной облицовки в случае наличия магнитного поля. *Прикладная механика и техническая физика*, 2016, т. 57, № 3, с. 108–120.
- [22] Федоров С.В., Болотина И.А., Струков Ю.А. О термических эффектах при инерционном растяжении высокоградиентного проводящего стержня с «вмороженным» магнитным полем. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки*, 2018, № 2, с. 39–59.
- [23] Федоров С.В. Усиление магнитного поля в металлических кумулятивных струях при их инерционном удлинении. *Физика горения и взрыва*, 2005, т. 41, № 1, с. 120–128.
- [24] Held M. Penetration cutoff velocities of shaped charge jets. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1988, vol. 13, no. 4, pp. 113–119.
- [25] Боека D., Hancock S., Ouye N. Cutoff velocity in precision shaped charge jets. In: *Proc. 19th Int. Symp. on Ballistics*. Interlaken, Switzerland, 2001, vol. 3, pp. 1471–1478.
- [26] Hancock S.L. An extension of Umin model for cutoff of high precision jets. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, vol. 26, no. 1–10, pp. 289–298.
- [27] Сви́рский О.В., Власова М.А. О пробивной способности кумулятивных зарядов с конической и полусферической облицовками. *Физика горения и взрыва*, 2019, т. 55, № 6, с. 115–119.
- [28] Григорян В.А., ред. *Частные вопросы конечной баллистики*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006, 592 с.
- [29] Орленко Л.П. *Поведение материалов при интенсивных динамических нагрузках*. Москва, Машиностроение, 1964, 168 с.
- [30] Жерноклетов М.В., ред. *Методы исследования свойств материалов при интенсивных динамических нагрузках*. Саров, РФЯЦ–ВНИИЭФ, 2005, 428 с.
- [31] Chou P.C., Grudza M., Liu Y.F., Ritman Z. Shaped charge jet breakup formula with metal anisotropy. In: *Proc. 13th Int. Symp. on Ballistics*. Stockholm, Sweden, 1992, vol. 2, pp. WM/489–496.
- [32] Chantaret P.Y. Theoretical considerations about jet density and shaped charge performance. In: *Proc. 17th Int. Symp. on Ballistics*. Midrand, South Africa, 1998, vol. 2, pp. 373–380.

- [33] Svirsky O.V., Vlasova M.A., Korotkov M.I., Krutyakov V.A., Toropova T.A. The analytical model ATOS-M for computing of the shaped charge jet penetration parameters. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, vol. 29, no. 1–10, pp. 683–690.
- [34] Mayselless M., Hirsch E., Lindenfeld A., Me-Bar Y. Jet tip and appendix characteristics dependence on the liner thickness in 60° point initiated shaped charge. In: *Proc. 17th Int. Symp. on Ballistics*. Midrand, South Africa, 1998, vol. 2, pp. 187–195.
- [35] Федоров С.В. Численное моделирование формирования кумулятивных струй полусферическими облицовками дегрессивной толщины. *Физика горения и взрыва*, 2016, т. 52, № 5, с. 116–130.
- [36] Бабкин А.В., Колпаков В.И., Охитин В.Н., Селиванов В.В. *Прикладная механика сплошных сред: В 3 т. Т. 3. Численные методы в задачах физики быстропротекающих процессов*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006, 520 с.
- [37] Черняк Г.Б., Поварова К.Б. *Вольфрам в боеприпасах*. Москва, ЦНИИХМ, 2014, 355 с.
- [38] Fedorov S.V., Bayanova Ya.M. Hydrodynamic model for penetration of extended projectiles with consideration of material compressibility. In: *Proc. 25th Int. Symp. on Ballistics*. Beijing, China, 2010, pp. 1032–1039.
- [39] Curtis J.P., Moyses M., Arlow A.J., Kowan K.G. A break-up model for shaped charge jets. In: *Proc. 16th Int. Symp. on Ballistics*. San Francisco, USA, 1996, vol. 2, pp. WM/369–377.

Статья поступила в редакцию 28.10.2022

Ссылку на эту статью просим оформлять следующим образом:

Федоров С.В. О вкладе в пробитие преграды хвостовых элементов кумулятивных струй. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2022, вып. 12.

<http://dx.doi.org/10.18698/2308-6033-2022-12-2231>

Федоров Сергей Владимирович — старший преподаватель кафедры «Высокоточные летательные аппараты» МГТУ им. Н.Э. Баумана; автор более 300 научных работ в области физики взрыва и высокоскоростного удара.
e-mail: fedorovsv@bmsu.ru

On contribution of the shaped charge jet tail elements in penetrating a target

© S.V. Fedorov

Bauman Moscow State Technical University, Moscow, 105005, Russia

Calculations demonstrated that penetrating effect of the shaped charges could be significantly increased (by 40–50% in the case of a target made of high-strength steel), if the accuracy of their manufacture makes it possible to reduce the lower velocity threshold, where penetration of the shaped charge jet tail sections into the target terminates. To experimentally confirm these data, it is proposed to study in detail penetrating ability of the shaped charge jet tail sections using the high-density cutoff rods installed at a short distance from the shaped charge (less than its diameter) and designed to eliminate the higher jet speed part. Numerical simulation within the framework of two-dimensional axisymmetric problem of continuum mechanics formed the basis to forecast possible parameters of the cutoff rods to obtain separate tails of the shaped charge jets with different speeds of the leading element.

Keywords: *explosion, shaped charge, shaped charge jet, penetrating action, critical speed, effective speed, cutoff rod*

REFERENCES

- [1] Lavrentyev M.A. Kumulyativnyi zaryad i printsipy yego raboty [Shaped charge and principles of its operation]. *Uspekhi matematicheskikh nauk — Russian Mathematical Surveys*, 1957, vol. 12, no. 4, pp. 41–56.
- [2] Orlenko L.P., ed. *Fizika vzryva* [Explosion Physics]. In 2 vols. Moscow, Fizmatlit Publ., 2004, vol. 2, 656 p.
- [3] Walters W.P., Zukas J.A. *Fundamentals of Shaped Charges*. New York, Wiley, 1989, 398 p.
- [4] Chou P.C., Flis W.J. Recent developments in shaped charge technology. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1986, vol. 11, no. 4, pp. 99–114.
- [5] Shekhar H. Theoretical modelling of shaped charges in the last two decades (1990–2010): A review. *Central European Journal of Energetic Materials*, 2012, vol. 9, no. 2, pp. 155–185.
- [6] Walters W.P., Summers R.L. A review of jet breakup time models. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1993, vol. 18, no. 5, pp. 241–246.
- [7] Hennequin E. Modelling of the shaped charge jet break-up. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1996, vol. 21, no. 4, pp. 181–185.
- [8] Petit J., Jeanclaude V., Fressengeas C. Breakup of copper shaped-charge jets: experiment, numerical simulations, and analytical modeling. *Journal of Applied Physics*, 2005, vol. 98, no. 12, ID 123521.
- [9] Baburin M.A., Baskakov V.D., Zarubina O.V., Ladov S.V., Nikol'skaya Ya.M., Fedorov S.V. Primenenie profilirovannykh po tolschine zagotovok dlya upravleniya tolschinoy stenki shtampuemykh svintsom obolochkovykh detaley [Application of thickness-shaped billets to control wall thickness of shell parts die-stamped by lead]. *Tekhnologiya metallov (Technology of Metals)*, 2016, no. 11, pp. 2–8.
- [10] Ayisit O. The influence of asymmetries in shaped charge performance. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, vol. 35, no. 12, pp. 1399–1404.
- [11] Hirsch E. The natural spread and tumbling of the shaped charge jet segments. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1981, vol. 6, no. 4, pp. 104–111.

- [12] Svirsky O.V., Vlasova M.A., Toropova T.A., Nechaev A.I., Krutyakov V.A. Probnivnaya sposobnost kumulyativnykh zaryadov na bolshikh fokusnykh rasstoyaniyakh [Penetration capability of shaped charges at large focal distances]. *Trudy Mezhdunar. konf. "V Kharitonovskie tematicheskie nauchnye chetiniya — Proceedings of the International Conference "V Kharitonov Topical Scientific Readings"*. Sarov, VNIIEF, 2003, pp. 473–477.
- [13] Cornish R., Mills J.T., Curtis J.P., Finch D. Degradation mechanisms in shaped charge penetration. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, vol. 26, no. 1-10, pp. 105–114.
- [14] Xiao Q.-Q., Huang Z.-X., Zu X.-D., Jia X. Influence of drift velocity and distance between jet particles on the penetration depth of shaped charges. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2016, vol. 41, no. 1, pp. 76–83.
- [15] Moyses M. Penetration by shaped charge jets with varying off-axis velocity distributions. In: *Proc. 17th Int. Symp. on Ballistics*. Midrand, South Africa, 1998, vol. 2, pp. 413–420.
- [16] Babkin A.V., Bondarenko P.A., Fedorov S.V., Ladov S.V., Kolpakov V.I., Andreev S.G. Predely uvelicheniya glubiny probitiya kumulyativnogo zaryada pri impulsnom teplovom vozdeystvii na ego oblitsovku [Limits of increasing the penetration of shaped-charge jets by pulsed thermal action on shaped-charge liners]. *Fizika goreniya i vzryva — Combustion, Explosion and Shock Waves*, 2001, vol. 37, no. 6, pp. 124–132.
- [17] Shvetsov G.A., Matrosov A.D., Babkin A.V., Ladov S.V., Fedorov S.V. Povedinie metallicheskih kumulyativnykh struy pri propuskaniy po nim impulsnogo elektricheskogo toka [Behavior of metallic shaped-charge jets with passage of a pulsed electric current through them]. *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika — Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2000, vol. 41, no. 3, pp. 19–25.
- [18] Babkin A.V., Kolychev M.E., Ladov S.V., Fedorov S.V. O vozmozhnom mekhanizme razrusheniya kumulyativnoy strui impulsnym tokom [On a possible mechanism of destruction of the shaped-charge jet by current pulse]. *Oboronnaya tekhnika — Defence Technology*, 1995, no. 4, pp. 47–54.
- [19] Fedorov S.V., Babkin A.V., Ladov S.V. Osobennosti inertsionnogo udlineniya vysokogradientnogo provodyaschego sterzhnya v prodolnom nizkochastotnom magnitnom pole [Salient features of inertial stretching of a high-gradient conducting rod in a longitudinal low-frequency magnetic field]. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal — Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2001, vol. 74, no. 2, pp. 79–86.
- [20] Ma B., Huang Z., Guan Z., Zu X., Jia X., Xiao Q. Research of the axial strong magnetic field applied at the initial period of inertial stretching stage of the shaped charge jet. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, vol. 113, pp. 54–60.
- [21] Fedorov S.V. Termicheskoe razuprochenie metallicheskih kumulyativnykh struy, formiruemykh pri skhlopyvanii kumulyativnoy oblitsovku v sluchae nalichiya magnitnogo poly [Thermal softening of metallic shaped-charge jets formed by the collapse of shaped-charge liners in the presence of a magnetic field]. *Prikladnaya mekhanika i tekhnicheskaya fizika — Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2016, vol. 57, no. 3, pp. 108–120.
- [22] Fedorov S.V., Bolotina I.A., Strukov Yu.A. O termicheskikh effektakh pri inertsionnom rastyazhenii vysokogradientnogo provodyaschego sterzhnya s "zamorozhennym" magnitnym polem [Thermal effects during inertial stretching of high-gradient conductive rod with "frozen" magnetic field]. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Estestvennyye nauki — Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Natural Sciences*, 2018, no. 2, pp. 39–59.

- [23] Fedorov S.V. Usilenie magnitnogo polya v metallicheskih kumulyativnykh struyakh pri ikh inertsiennom udlinenii [Magnetic-field amplification in metal shaped-charge jets during their inertial elongation]. *Fizika goreniya i vzryva — Combustion, Explosion and Shock Waves*, 2005, vol. 41, no. 1, pp. 120–128.
- [24] Held M. Penetration cutoff velocities of shaped charge jets. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1988, vol. 13, no. 4, pp. 113–119.
- [25] Boeka D., Hancock S., Ouye N. Cutoff velocity in precision shaped charge jets. In: *Proc. 19th Int. Symp. on Ballistics*. Interlaken, Switzerland, 2001, vol. 3, pp. 1471–1478.
- [26] Hancock S.L. An extension of Umin model for cutoff of high precision jets. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, vol. 26, no. 1-10, pp. 289–298.
- [27] Svirsky O.V., Vlasova M.A. O probivnoy sposobnosti kumulyativnykh zaryadov s konicheskoy i polusfericheskoy oblitsovkami [On the penetration capability of shaped charges with conical and hemispherical liners]. *Fizika goreniya i vzryva — Combustion, Explosion and Shock Waves*, 2019, vol. 55, no. 6, pp. 115–119.
- [28] Grigoryan V.A. (Ed.). *Chastnye voprosy konechnoy ballistiki* [Portioncular questions of terminal Ballistics]. Moscow, BMSTU Publ., 2006, 592 p.
- [29] Orlenko L.P. *Povedenie materialov pri intensivnykh dinamicheskikh nagruzkakh* [Behavior of materials under intense dynamic loads]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1964, 168 p.
- [30] Zhernokletov M.V. (Ed.). *Metody issledovaniya svoystv materialov pri intensivnykh dinamicheskikh nagruzkakh* [Methods for studying the properties of materials under intense dynamic loads]. Sarov, RFNC–VNIIEF Publ., 2005, 428 p. (in Russian).
- [31] Chou P.C., Grudza M., Liu Y.F., Ritman Z. Shaped charge jet breakup formula with metal anisotropy. In: *Proc. 13th Int. Symp. on Ballistics*. Stockholm, Sweden, 1992, vol. 2, pp. WM/489–496.
- [32] Chantaret P.Y. Theoretical considerations about jet density and shaped charge performance. In: *Proc. 17th Int. Symp. on Ballistics*. Midrand, South Africa, 1998, vol. 2, pp. 373–380.
- [33] Svirsky O.V., Vlasova M.A., Korotkov M.I., Krutyakov V.A., Toropova T.A. The analytical model ATOS-M for computing of the shaped charge jet penetration parameters. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, vol. 29, no. 1-10, pp. 683–690.
- [34] Maysel M., Hirsch E., Lindenfeld A., Me-Bar Y. Jet tip and appendix characteristics dependence on the liner thickness in 60° point initiated shaped charge. In: *Proc. 17th Int. Symp. on Ballistics*. Midrand, South Africa, 1998, vol. 2, pp. 187–195.
- [35] Fedorov S.V. Chislennoe modelirovanie formirovaniya kumulyativnykh struy polusfericheskimi oblitsovkami degressivnoy tolschiny [Numerical simulation of the formation of shaped-charge jets from hemispherical liners of digressive thickness]. *Fizika goreniya i vzryva — Combustion, Explosion and Shock Waves*, 2016, vol. 52, no. 5, pp. 116–130.
- [36] Babkin A.V., Kolpakov V.I., Okhitin V.N., Selivanov V.V. *Prikladnaya mekhanika sploshnykh sred. V 3 t. Tom 3. Chislennye metody v zadachyakh fiziki bystroprotekayuschikh protsessov* [Applied continuum mechanics. In 3 vols. Vol. 3. Numerical methods in problems of physics of fast-flowing processes]. Moscow, BMSTU Publ., 2006, 520 p.
- [37] Chernyak G.B., Povarova K.B. *Volfram v boepripasakh* [Tungsten in ammunition]. Moscow, CNIKhM Publ., 2014, 355 p.

- [38] Fedorov S.V., Bayanova Ya.M. Hydrodynamic model for penetration of extended projectiles with consideration of material compressibility. In: *Proc. 25th Int. Symp. on Ballistics*. Beijing, China, 2010, pp. 1032–1039.
- [39] Curtis J.P., Moyses M., Arlow A.J., Kowan K.G. A break-up model for shaped charge jets. In: *Proc. 16th Int. Symp. on Ballistics*. San Francisco, USA, 1996, vol. 2, pp. WM/369–377.

Fedorov S.V., Senior Lecturer, Department of High-Precision Aircraft, Bauman Moscow State Technical University; author of more than 300 scientific papers in explosion physics and high-speed impact. e-mail: fedorovsv@bmstu.ru