

ПРЕДЕЛЫ УВЕЛИЧЕНИЯ ГЛУБИНЫ ПРОБИТИЯ КУМУЛЯТИВНОГО ЗАРЯДА ПРИ ИМПУЛЬСНОМ ТЕПЛОВОМ ВОЗДЕЙСТВИИ НА ЕГО ОБЛИЦОВКУ

А. В. Бабкин, П. А. Бондаренко, С. В. Фёдоров, С. В. Ладов,
В. И. Колпаков, С. Г. Андреев

Московский государственный технический университет им. Н. Э. Баумана, 107005 Москва

Теоретически рассмотрено влияние предварительного нагрева облицовки на пробивное действие кумулятивных зарядов. Показано, что для пластически разрушающихся кумулятивных струй предварительный нагрев облицовки в целом приводит к увеличению эффективной длины струи и глубины пробития кумулятивного заряда. Установлены ограничения по параметрам предварительного нагрева кумулятивной облицовки в связи с возможным тепловым инициированием взрывчатого вещества. Отмечено, что при чрезмерном разупрочнении кумулятивной струи возможен переход от пластического к объемному разрушению с соответствующим уменьшением пробития кумулятивного заряда. Приведены оценки предельных возможностей теплового способа повышения пробивного действия кумулятивных зарядов. Расчетные результаты сопоставлены с известными экспериментальными данными.

Нагрев кумулятивной облицовки, осуществляемый предварительно, до подрыва кумулятивного заряда, является одним из возможных нетрадиционных способов влияния на пробивное действие заряда [1, 2]. Подобный способ реализуется с учетом закономерностей процессов, сопровождающих кумулятивный взрыв на различных его стадиях [3, 4].

Так, глубина пробития преграды кумулятивным зарядом определяется параметрами кумулятивной струи (КС). Согласно гидродинамической теории кумуляции глубина проникновения элементов КС в преграду пропорциональна их длине. При начальной длине КС около 1 диаметра заряда высокая пробивная способность последнего, достигающая для стальной преграды $6 \div 8$ и более диаметров заряда, обусловлена растяжением КС в свободном полете (процесс инерционного деформирования струи под действием созданного при ее формировании градиента осевой скорости). Материал растягиваемой кумулятивной струи достаточно нагреет, однако, как правило, находится в твердом состоянии. Например, температура медной КС находится в пределах $400 \div 600$ °С, в то время как температура плавления меди равна 1083 °С [5–8].

Количественной характеристикой способности элементов пластически или квазихрупко разрушающихся КС к увеличению длины вплоть до разрыва является коэффициент пре-

дельного удлинения $n_{пр}$ — показатель динамической пластичности материала, деформируемого в условиях кумулятивной струи. С точки зрения обеспечения пробивного действия кумулятивного заряда наиболее существен тот факт, что динамическая пластичность металлов в условиях деформирования КС аномально высока. Это обуславливает значительную длину проникающей в преграду струи и, следовательно, высокую глубину пробития. Значение $n_{пр}$ для пластически разрушающихся КС зависит от плотности ρ_0 материала кумулятивной облицовки, начального радиуса R_0 элемента струи, начального градиента осевой скорости $\dot{\epsilon}_{z,0}$ и эффективного динамического предела текучести Y [4]:

$$n_{пр} = 5,38 \left(\frac{\rho_0 \dot{\epsilon}_{z,0}^2 R_0^2}{Y} \right)^{0,39}. \quad (1)$$

Очевидно, что при прочих равных условиях (ρ_0 , R_0 , $\dot{\epsilon}_{z,0}$) с увеличением степени разупрочнения материала КС увеличивается коэффициент предельного удлинения и, следовательно, достигаемая предельная длина струи.

Разупрочнение материала КС можно обеспечить повышением его температуры по сравнению с реализуемой в естественных условиях. К этому приводит, например, предварительный (до подрыва КЗ) нагрев его кумулятивной облицовки [1, 2]. При нагреве металлов предел

текучести Y уменьшается примерно линейно в зависимости от достигаемой температуры [9]:

$$Y = Y_0(1 - T_*), \quad (2)$$

где

$$T_* = \frac{T - T_0}{T_{пл} - T_0} = \frac{T - T_0}{\Delta T_{пл}} \quad (3)$$

— так называемая гомологическая температура; Y_0 — предел текучести материала при нормальной температуре; T , T_0 , $T_{пл}$ — соответственно текущая температура, нормальная температура и температура плавления металла. С использованием соотношений (1)–(3) можно оценить влияние предварительного нагрева кумулятивной облицовки на предельное удлинение КС и, следовательно, ее пробивное действие.

Самая простая оценка получается в предположении, что нагрев облицовки на величину ΔT приводит к такому же повышению температуры КС по сравнению с ее «естественным» уровнем $T_{ест}$: $T = T_{ест} + \Delta T$. В таком случае соотношение между коэффициентами предельного удлинения КС из нагретой облицовки ($n_{пр,T}$) и естественно (без дополнительного нагрева) сформированной КС ($n_{пр,ест}$) выглядит следующим образом:

$$\frac{n_{пр,T}}{n_{пр,ест}} = \left(\frac{T_{пл} - T_{ест}}{T_{пл} - T} \right)^{0,4} = \left(\frac{T_{пл} - T_{ест}}{T_{пл} - T_{ест} - \Delta T} \right)^{0,4}. \quad (4)$$

Из этого соотношения следует, например, что для медной КС при $T_{ест} = 500$ °С предварительный нагрев облицовки на 200 °С приведет к увеличению предельного удлинения струи примерно в 1,2 раза, нагрев на 400 °С увеличит предельную длину КС в 1,6 раза, а нагрев на 500 °С — более чем в 2 раза.

Более детальная оценка влияния предварительного нагрева кумулятивной облицовки на пробитие заряда получается на основе аналитической модели расчета температуры материала в различных частях струи, сформированной из предварительно нагретой облицовки, с использованием методики расчета параметров функционирования кумулятивного заряда [10]. Аналитическая модель расчета температуры учитывает, что результирующее температурное состояние струи определяется начальным нагревом облицовки ΔT , остаточной

температурой ΔT_y после ударно-волнового нагружения материала облицовки детонационной волной и его последующей изэнтропической разгрузки, повышением температуры облицовки на ΔT_c в ходе ее пластического деформирования при схлопывании и изменением температуры на ΔT_p при пластическом деформировании растягивающейся кумулятивной струи:

$$T = T_0 + \Delta T + \Delta T_y + \Delta T_c + \Delta T_p.$$

Используя получаемое распределение температуры вдоль КС и уточнив в соответствии с (4) коэффициент предельного удлинения, можно рассчитать глубину пробития кумулятивного заряда.

Рассмотрим изменение температуры материала вдоль КС и влияние предварительного нагрева на пробивное действие кумулятивного заряда на примере заряда диаметром 68 мм, снаряженного окфолом (плотность 1,77 г/см³, скорость детонации 8,7 км/с) и имеющего медную облицовку с углом раствора $2\alpha = 50^\circ$ и внутренним диаметром 61,5 мм. Именно с такими зарядами проводили эксперименты, в которых впервые был зафиксирован прирост глубины пробития при реализации перед подрывом заряда импульсных тепловых воздействий на кумулятивную облицовку [1, 2]. В этих экспериментах облицовка заряда нагревалась продуктами горения порохового заряда генератора тепловой энергии, расположенного перед кумулятивным зарядом вне зоны формирования струи. По результатам испытаний системы «кумулятивный заряд — генератор тепловой энергии» на пробитие стальной преграды выделено несколько характерных интервалов температуры. Нагрев облицовки до 180 °С не приводил к заметному увеличению пробития. При температуре нагрева облицовки 180 ÷ 350 °С и характерном времени ее нагрева 0,1 ÷ 0,2 с зарегистрировано увеличение глубины пробития кумулятивного заряда в пределах 7 ÷ 28 %. При более существенном нагреве облицовки ($T = 350 \div 450$ °С) положительное влияние теплового фактора существенно снижалось (при $T \geq 450$ °С глубина пробития в некоторых опытах была ничтожно мала). Аналогичная тенденция наблюдалась и при увеличении характерного времени нагрева до 0,4 с и более.

Представленные на рис. 1 расчетные распределения температур в КС соответствуют разному начальному уровню нагрева кумуля-

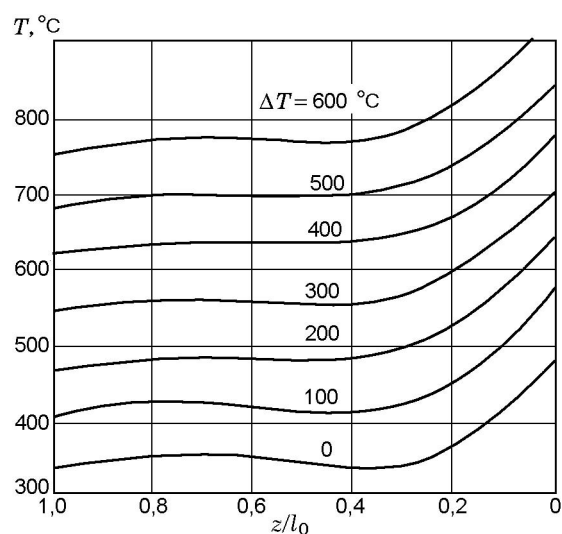


Рис. 1. Распределение температуры по длине КС при разном уровне начального нагрева кумулятивной облицовки:

координата $z/l_0 = 1$ соответствует хвосту струи, $z/l_0 = 0$ — ее голове

тивной облицовки, который задавался постоянным по длине l_0 облицовки и изменялся в диапазоне $\Delta T = 0 \div 600$ °С. Видно, что на дополнительный нагрев струи расходуется лишь часть тепла, затраченного на предварительный нагрев облицовки. Эта особенность — следствие нежелательного, но неизбежного в рассматриваемом случае побочного явления, связанного с разупрочнением материала облицовки вследствие предварительного нагрева и снижения удельного вклада в температуру струи пластической диссипации энергии на этапах схлопывания облицовки (ΔT_c) и растяжения струи (ΔT_p).

На рис. 2 представлены расчетные зависимости относительной глубины пробития L/d от относительного расстояния F/d заряда до преграды («генеральная фокусная диаграмма»), определенные при наличии или отсутствии предварительного теплового воздействия на кумулятивную облицовку. Кривая 1 — это расчетная фокусная кривая для стандартного кумулятивного заряда с ненагреваемой облицовкой ($\Delta T = 0$) и с естественно формирующейся КС. Расчетный максимум относительного пробивного действия $L/d = 6,5$ соответствует экспериментальному значению для рассматриваемого заряда (для обеспечения соответствия в расчетной методике [10] подобрано значение так называемого коэффициен-

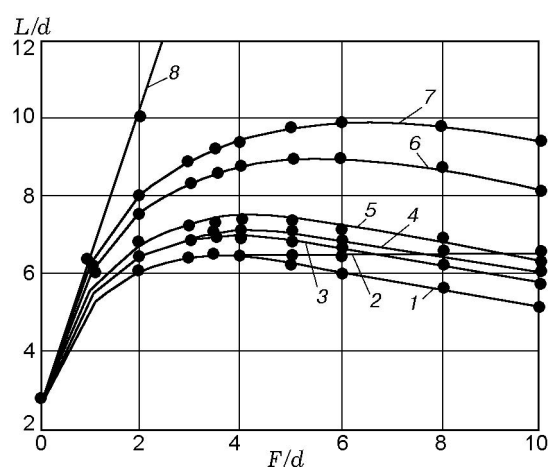


Рис. 2. Расчетные зависимости относительной глубины пробития от относительного расстояния заряда до преграды и температуры нагрева кумулятивной облицовки:

1 — $\Delta T = 0$, стандартный заряд; 2 — $\Delta T = 0$, технологически совершенный заряд; 3 — $\Delta T = 200$ °С; 4 — $\Delta T = 330 \cdot (\delta_{\min}/\delta)$ °С; 5 — $\Delta T = 330$ °С; 6 — $\Delta T = 600$ °С; 7 — $\Delta T = 700$ °С; 8 — $\Delta T = 0$, идеальный заряд, $n_{пр} \rightarrow \infty$

та качества, учитывающего влияние технологических несовершенств заряда на его пробитие). Фокусная кривая 3 построена для заряда с предварительным нагревом облицовки на 200 °С, что соответствует установленной в экспериментах [1, 2] границе диапазона слабого влияния на пробитие. Действительно, в пределах этого диапазона расчетное относительное увеличение максимального пробития не превышает 9%. Фокусная кривая 5 соответствует нагреву облицовки на 330 °С (выбор для анализа именно этого значения будет обоснован ниже) при равномерном распределении предварительного нагрева вдоль образующей облицовки. В этом случае относительное увеличение максимального пробития составляет $\approx 15\%$ и оптимальное фокусное расстояние увеличивается от $3,5d$ до $4,0d$. Согласно расчетам с увеличением фокусного расстояния заряда положительное влияние предварительного нагрева облицовки проявляется все сильнее и на больших расстояниях «тепловые» кумулятивные заряды получают все большее преимущество перед обычными. Следует отметить, что приведенные расчетные результаты в целом достаточно хорошо соответствуют экспериментам [1, 2].

Экспериментальные данные [1, 2] явно свидетельствуют о существовании некоторых оптимальных параметров предварительного

теплового воздействия на кумулятивную облицовку; эти параметры связаны с ограничениями по нагреву облицовки, не учитываемыми формулой (4).

Самое очевидное ограничение допускаемого времени теплового воздействия на облицовку и получаемую температуру ее предварительного нагрева связано с возможностью теплового инициирования взрывчатого вещества (ВВ) [11]. Количественные параметры этого ограничения можно оценить с помощью модели процесса теплового инициирования ВВ при импульсном тепловом воздействии на кольцевые системы «металл — ВВ» и «металл — теплоизолятор — ВВ». В первом приближении модель может быть рассмотрена в рамках одномерной осесимметричной нестационарной задачи теплопроводности при учете внутренних источников тепловыделения в ВВ в соответствии с аррениусовской зависимостью скорости реакции от температуры.

Геометрически кольцевые системы «металл — теплоизолятор — ВВ» или «металл — ВВ» характеризуются радиусом внутренней металлической оболочки R_1 , толщинами металлической оболочки (δ_1), теплоизолятора (δ_2) и слоя ВВ (δ_3). Теплофизические характеристики системы определяются коэффициентами теплопроводности металла (λ_1), теплоизолятора (λ_2), ВВ (λ_3) и их объемными удельными теплоемкостями $c_{v,1}$, $c_{v,2}$ и $c_{v,3}$. Взрывчатое вещество характеризуется плотностью ρ , удельной теплотой разложения Q для реакции нулевого порядка в ВВ, энергией его активации E и предэкспоненциальным множителем Z в аррениусовской зависимости скорости реакции от температуры. Импульсное тепловое воздействие по внутренней поверхности металлической оболочки задается в виде граничного условия 3-го рода и определяется коэффициентом теплоотдачи α и температурой газа-теплоносителя T_g . Граничные условия на поверхностях контакта колец соответствуют условиям 4-го рода. Начальные условия соответствуют однородному распределению с температурой T_0 .

Путем численного решения системы дифференциальных уравнений в частных производных, соответствующей данной модели, определялись выходные параметры процесса теплового инициирования ВВ — время начала интенсивного теплового разложения ВВ (t_b) и температуру внутреннего металлическо-

го кольца к этому моменту времени (T_b). Результаты численного эксперимента для системы «металл — ВВ» в диапазонах параметров $\delta_1/R_1 = 10^{-2} \div 2,5 \cdot 10^{-1}$, $\delta_3/\delta_1 = 1 \div 32$, $\lambda_3/\lambda_1 = 5 \cdot 10^{-4} \div 10^{-3}$, $\alpha\delta_1/\lambda_1 = \text{Bi} = 2,5 \cdot 10^{-3} \div 3 \cdot 10^{-2}$, $c_{v,3}/c_{v,1} = 6,7 \cdot 10^{-1} \div 4$, $\rho Q Z \delta_3^2 R / \lambda_3 E = 5 \cdot 10^{10} \div 5 \cdot 10^{22}$, $T_g R / E = 5 \cdot 10^{-2} \div 16,5 \cdot 10^{-2}$, $T_g/T_0 = 5 \div 9$ хорошо описываются следующими аппроксимирующими зависимостями:

$$\bar{t}_b = \frac{t_b \lambda_1}{c_{v,1} \delta_1^2} = 1,1 \cdot 10^{-3} \left(1 + 0,5 \frac{\delta_1}{R_1}\right) \left(\frac{\delta_3}{\delta_1}\right)^{0,045} \times \\ \times \left(\frac{c_{v,3}}{c_{v,1}}\right)^{0,05} \left(\frac{\rho Q Z \delta_3^2 R}{\lambda_3 E}\right)^{-0,04} \times \\ \times \left(\frac{\alpha \delta_1}{\lambda_1}\right)^{-1} \left(\frac{T_g}{T_0}\right)^1 \left(\frac{T_g R}{E}\right)^{-2}, \quad (5)$$

$$\bar{T}_b = \frac{T_b}{T_0} = 6 \cdot 10^{-2} \exp\left(-0,01 \frac{\delta_1}{R_1}\right) \left(\frac{\delta_3}{\delta_1}\right)^{0,02} \times \\ \times \left(\frac{c_{v,3}}{c_{v,1}}\right)^{0,01} \left(\frac{\rho Q Z \delta_3^2 R}{\lambda_3 E}\right)^{-0,02} \times \\ \times \left(1 + \frac{\alpha \delta_1}{\lambda_1}\right) \left(\frac{T_g}{T_0}\right)^1 \left(\frac{T_g R}{E}\right)^{-1}, \quad (6)$$

где R — универсальная газовая постоянная. Рис. 3 дает представление о степени соответствия значений \bar{t}_b и \bar{T}_b , полученных по аппроксимациям (5), (6) ($\bar{t}_{b,a}$, $\bar{T}_{b,a}$) и численным расчетом ($\bar{t}_{b,c}$, $\bar{T}_{b,c}$, около 100 расчетных вариантов). Значение этих безразмерных величин, равное 1, говорит об идеальном совпадении численного расчета и аппроксимации, отклонение от 1 — о степени их рассогласования.

Применительно к условиям экспериментов [1, 2] ($R_1 \approx 10^{-2}$ м, $\delta_1 \approx 1 \cdot 10^{-3}$ м, $\delta_3 \approx 10^{-2}$ м; медная внутренняя оболочка с теплофизическими характеристиками $\lambda_1 = 400$ Вт/(м · К), $c_{v,1} = 3,47 \cdot 10^6$ Дж/(м³ · К), взрывчатое вещество — окфол с $\lambda_3 = 0,28$ Вт/(м · К), $c_{v,3} = 1,7 \cdot 10^6$ Дж/(м³ · К), $\rho = 1,77 \cdot 10^3$ кг/м³, $Q = 2,09 \cdot 10^6$ Дж/кг, $E = 2,21 \cdot 10^5$ Дж/моль, $Z = 5 \cdot 10^{19}$ с⁻¹; $\alpha \approx 5000$ Вт/(м² · К) [12]; $T_g \approx 6T_0$, где $T_0 = 293$ К) формулы (5), (6) упрощаются до вида

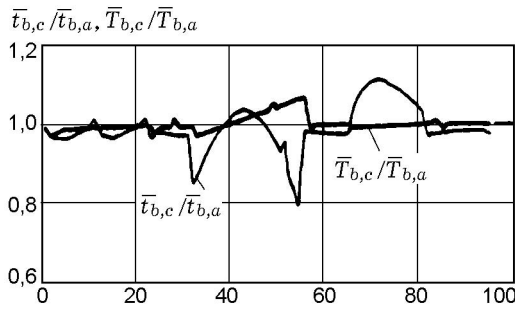


Рис. 3. Сопоставление результатов численного расчета системы «металл — ВВ» с аппроксимирующими зависимостями:

по оси абсцисс отложен порядковый номер варианта численного расчета

$$\bar{t}_b = \frac{t_b \lambda_1}{c_{v,1} \delta_1^2} \approx 0,09 \left(1 + 0,5 \frac{\delta_1}{R_0} \right) \times \left(\frac{\alpha \delta_1}{\lambda_1} \right)^{-1} \left(\frac{E}{RT_g} \right), \quad (7)$$

$$\bar{T}_b = \frac{T_b}{T_0} \approx 0,023 \frac{E}{RT_0},$$

откуда следует, что при прямом контакте кумулятивной оболочки с ВВ предельно достижимый нагрев облицовки до начала интенсивного теплового разложения ВВ зависит, главным образом, лишь от энергии активации ВВ: $\Delta T = T_b - T_0 = 0,023 E/R - T_0$. Например, для окфола предельно возможная температура импульсного нагрева нетеплоизолированной облицовки не может превышать значения $\Delta T_{\max} \approx 330$ °С. При этом допустимое время импульсного теплового воздействия на облицовку КЗ составляет $t_b \approx 0,15$ с. Эти оценки соответствуют экспериментальным данным работ [1, 2].

При равномерном прогреве облицовки до $\Delta T_{\max} \approx 330$ °С предельная длина согласно (4) увеличивается примерно на 40%. Согласно расчету (см. рис. 2, фокусная кривая 5) при F/d , равном оптимальному для стандартного заряда расстоянию (точка максимума на кривой 1 рис. 2), можно ожидать увеличения максимального пробития примерно на 16%. А на оптимальном расстоянии F/d для самого «теплового» заряда пробитие увеличивается примерно на 20% по сравнению со стандартным зарядом. Однако реализовать с помощью генератора тепловой энергии равномерный прогрев разнотолщинной облицовки заряда, использованного в [1, 2], является непросто-

стой задачей. Если предположить, что условия теплообмена от горячего газа к облицовке (коэффициент теплообмена на поверхности контакта, температура газов на этой поверхности) одинаковы по ее длине, из формулы (7) будет следовать, что максимально возможная температура облицовки достижима лишь в ее вершине, где толщина облицовки минимальна. К моменту начала теплового инициирования ВВ у вершины облицовки распределение температуры нагрева по ее длине будет приблизительно описываться формулой $\Delta T = \Delta T_{\max} (\delta_{\min}/\delta)$, где δ_{\min} — толщина облицовки в вершине, δ — ее толщина в произвольном сечении. В такой ситуации увеличение предельной длины всей КС не превысит 20%, относительное увеличение максимального пробития составит $\approx 9,5$ %, а увеличение пробития на оптимальном расстоянии «теплового» заряда — около 14,4% (см. кривую 4 на рис. 2). Таким образом, согласно расчетным оценкам тепловым способом можно увеличить пробитие кумулятивного заряда с нетеплоизолированной облицовкой всего лишь на 20%, поскольку существуют ограничения со стороны ВВ.

Однако эти ограничения можно преодолеть при надлежащей теплоизоляции облицовки. Анализ результатов численных расчетов теплового инициирования ВВ при импульсном тепловом воздействии на кольцевую систему «металл — теплоизолятор — ВВ» показывает, что влияние теплоизолятора на предельно допустимые параметры теплового воздействия в диапазонах параметров $\delta_2/\delta_1 = 10^{-1} \div 1,25$, $\lambda_2/\lambda_1 = 4 \cdot 10^{-3} \div 10^{-1}$, $c_{v,2}/c_{v,1} = 10^{-1} \div 4$ достаточно точно учитывается соотношениями

$$\bar{t}_{b,2} = \bar{t}_b \left(1 + 1,6 \frac{\delta_2}{\delta_1} \right) \left(\frac{c_{v,2}}{c_{v,1}} \right)^{0,25} \left(1 + 0,006 \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right),$$

$$\bar{T}_{b,2} = \bar{T}_b \exp \left(0,09 \frac{\delta_2}{\delta_1} \right) \left(\frac{c_{v,2}}{c_{v,1}} \right)^{0,01} \times \left(1 + 0,0035 \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \right).$$

Если использовать приемлемые из конструктивных соображений теплоизолирующие покрытия (например, битум, эпоксидную смолу, текстолит) толщиной порядка 0,1 толщины облицовки, то ограничение со стороны ВВ, по существу, снимается. В этом случае без предварительного теплового инициирования ВВ возможен нагрев облицовки вплоть до температу-

ры, при которой увеличение коэффициента предельного удлинения КС не ограничено вследствие полного разупрочнения материала струи. Согласно формуле (4) это значение определяется как $\Delta T = T_{\text{пл}} - T_{\text{ест}}$ (см. также работу [2]), а по более точной аналитической модели оно определяется разностью температуры плавления и остаточной температуры после ударно-волнового сжатия и последующей изоэнтропической разгрузки облицовки: $\Delta T = T_{\text{пл}} - T_y$ (см. также работу [13]).

Однако при снятии ограничений со стороны ВВ возможно проявление эффекта, связанного с особенностями деформирования в свободном полете чрезмерно (или полностью) разупрочненной кумулятивной струи. Дополнительное ограничение обусловлено тем, что при приближении температуры струи к температуре плавления металла возможно снижение пробивного действия кумулятивного заряда. Этот эффект объясняется особенностями поведения КС на начальной стадии ее растяжения под действием градиента осевой скорости и возможным изменением характера разрушения чрезмерно нагретой и разупрочненной КС: от пластического (через шейкообразование) к объемному [14]. Причины такого изменения поясняют рис. 4–7, на которых показана эволюция напряженно-деформированного состояния в одном из элементов хвостовой части КС ряда диаметром 68 мм.

На начальной стадии, несмотря на внешнюю простоту характера деформирования КС (равномерное удлинение с сохранением близкой к цилиндрической формы элементов струи и с одновременным уменьшением их диаметра за счет направленного к оси симметрии радиального движения частиц материала КС), идет интенсивный колебательный процесс, когда напряженное состояние внутри струи изменяется от всестороннего растяжения к всестороннему сжатию и обратно. Подобным же колебательным образом изменяется и скорость радиального движения частиц струи, увеличиваясь или уменьшаясь относительно среднего значения. Изменение давления на оси симметрии и радиальной скорости боковой поверхности элемента естественно сформированной струи ($\Delta T = 0$) показано на рис. 4 в виде зависимостей от коэффициента удлинения n [14].

В естественно сформированной струе на начальных стадиях ее растяжения колебательный процесс может быть достаточно интенсив-

ным, но затем затухает. Однако с увеличением начального нагрева облицовки и повышением степени разупрочнения материала КС колебательный процесс все более интенсифицируется. В ряде случаев может реализоваться вообще парадоксальная ситуация, когда при продолжающемся растяжении в осевом направлении частицы материала струи движутся в радиальном направлении от оси и наблюдается тенденция к радиальному рассеиванию материала КС на фоне напряженного состояния всестороннего растяжения. Эта тенденция отсутствует в случае ненагретой облицовки (см. рис. 4) и при предельно возможном нагреве нетеплоизолированной облицовки — $\Delta T = 330$ °С (см. рис. 5); она начинает проявляться при $\Delta T = 700$ °С (см. рис. 6) и особенно ярко видна для полностью разупрочненной струи (см. рис. 7).

При сохранении материалом струи достаточных прочностных свойств тенденция к радиальному рассеиванию ее материала компенсируется внутренними силами, и уже в следующей фазе колебательного процесса возобновляется направленное к оси радиальное движение. При удлинении в осевом направлении поперечные размеры струи продолжают уменьшаться, а плотность материала сохраняется практически равной плотности материала облицовки. Однако при чрезмерном разупрочнении материала КС внутренние силы не смогут компенсировать тенденцию к радиальному расширению материала и в одной из фаз колебательного процесса может произойти объемное разрушение материала, которое будет сопровождаться ничем не сдерживаемым радиальным рассеиванием и образованием вместо монолитной струи как бы диспергированной струи с плотностью, меньшей плотности материала кумулятивной облицовки. Подобный характер разрушения типичен, например, для КС из свинца — высокоплотного, малопрочного и легкоплавкого материала [14]. Уменьшение плотности материала струи повлечет за собой уменьшение глубины пробития с одновременным увеличением диаметра пробиваемого отверстия.

Представленные на рис. 4–7 результаты расчетов колебательного процесса в растягивающихся КС из облицовок, нагретых до различных температур, получены в предположении сохранения сплошности материала, т. е. без учета его возможного разрушения в фазах всестороннего растяжения и без использо-

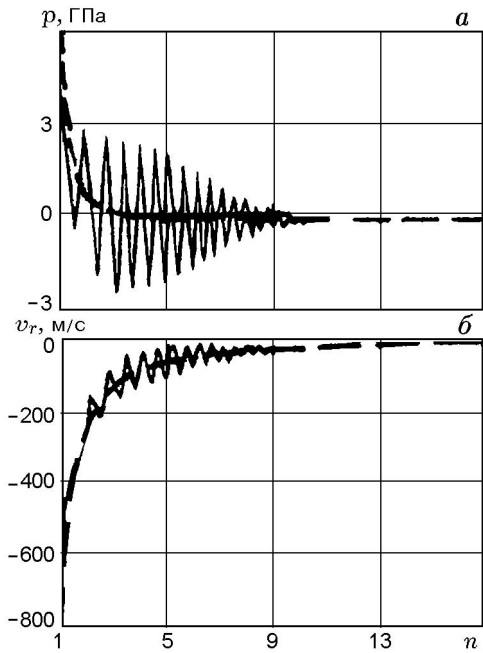


Рис. 4. Изменение давления (*a*) и скорости радиального движения частиц (*б*) в струе в зависимости от текущего коэффициента удлинения при $\Delta T = 0$

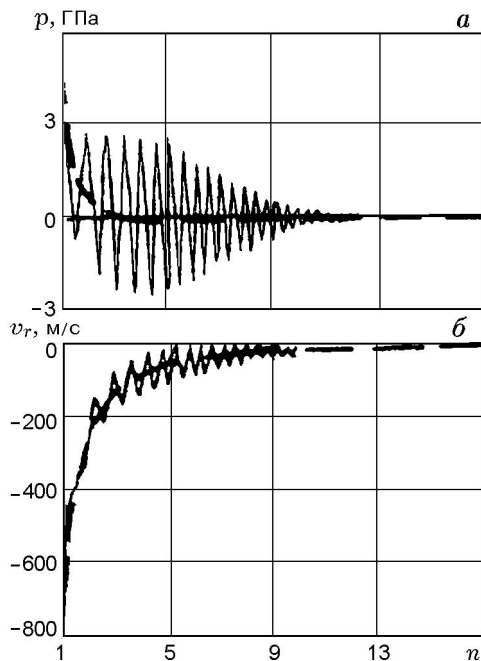


Рис. 5. Изменение давления (*a*) и скорости радиального движения частиц (*б*) в струе в зависимости от текущего коэффициента удлинения при $\Delta T = 330$ °C

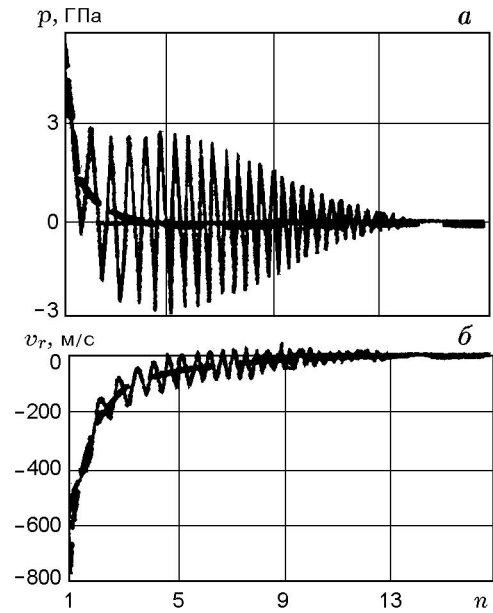


Рис. 6. Изменение давления (*a*) и скорости радиального движения частиц (*б*) в струе в зависимости от текущего коэффициента удлинения при $\Delta T = 700$ °C

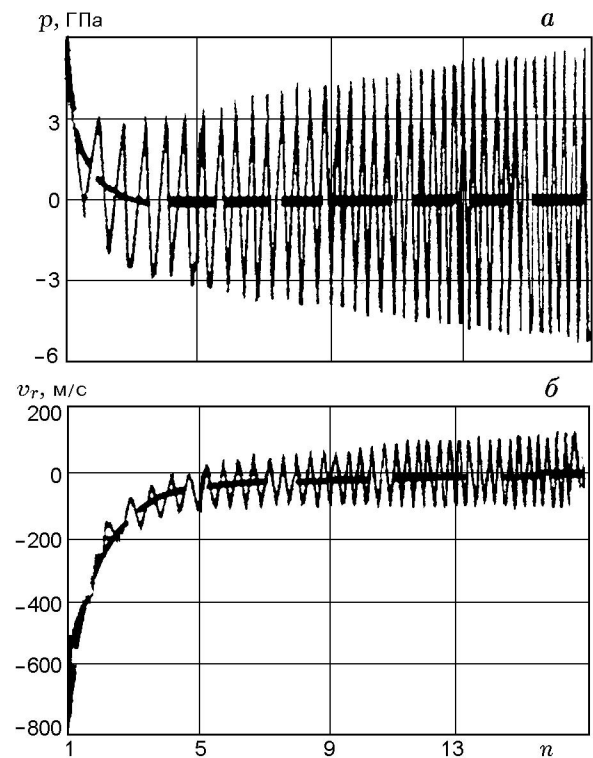


Рис. 7. Изменение давления (*a*) и скорости радиального движения частиц (*б*) в полностью разрушенной струе в зависимости от текущего коэффициента удлинения

вания какого бы то ни было критерия разрушения (для сложных условий кумулятивной струи такие критерии отсутствуют). При прогнозировании объемного разрушения КС, возможно, целесообразно ориентироваться именно на появление радиального расходящегося от оси симметрии движения. По представленным на рисунках результатам видно, что этот эффект начинает проявляться при начальном нагреве облицовки свыше $700\text{ }^\circ\text{C}$ (см. рис. 6).

Анализ предельных возможностей теплового способа повышения пробивного действия кумулятивных зарядов можно провести с помощью расчетной «генеральной фокусной диаграммы» (см. рис. 2). На этой диаграмме «опорными» являются фокусные кривые 1, 2 и 8. В дополнение к фокусной кривой 1 пробития стандартного кумулятивного заряда прямая 8 характеризует пробивную способность гипотетического идеального заряда с неограниченной способностью КС к удлинению без разрыва ($n_{\text{пр}} \rightarrow \infty$). Кривая 2 построена для технологически совершенного заряда с ненагреваемой облицовкой. Фокусная кривая 5 построена для заряда с равномерным нагревом облицовки до предельно возможного значения $\Delta T = \Delta T_{\text{max}} = 330\text{ }^\circ\text{C}$ при отсутствии специальных мер по ее теплоизоляции. Видно, что в этом случае максимальное пробитие по сравнению со стандартным зарядом возрастает примерно на 20% и, кроме того, вплоть до фокусных расстояний $F = 10d$ глубина пробития «теплого» заряда выше, чем у технологически совершенного заряда с ненагреваемой облицовкой. Кривые 6 и 7 характеризуют пробитие заряда с теплоизолированными облицовками, нагреваемыми соответственно на 600 и $700\text{ }^\circ\text{C}$. Эти фокусные кривые существенно отклоняются от кривой 1 в сторону кривой 8. При $\Delta T = 700\text{ }^\circ\text{C}$ увеличение максимального пробития составляет $\approx 60\%$. Возможно, это значение характеризует и предельную возможность теплового способа повышения пробивного действия заряда в связи с проявлением тенденции к объемному разрушению кумулятивной струи. Следует отметить, что «теплые» заряды являются длиннофокусными: с увеличением начального нагрева облицовки оптимальное фокусное расстояние увеличивается (для $\Delta T = 700\text{ }^\circ\text{C}$ — до $(6 \div 8)d$), с увеличением расстояния до преграды повышается также и относительная глубина пробития (по сравнению со стандартным зарядом).

Таким образом, предварительный нагрев кумулятивной облицовки в зависимости от реализуемых параметров теплового воздействия может как улучшать, так и ухудшать пробивное действие кумулятивного заряда. Применение заряда в таких условиях, по существу, открывает возможности для управления кумулятивным эффектом взрыва в зависимости от решаемой практической задачи.

ЛИТЕРАТУРА

1. Колпаков В. И., Плетнев С. Л. Влияние предварительного нагрева облицовки на эффективность действия кумулятивных зарядов // Тез. докл. IV Междунар. конф. «Лаврентьевские чтения по математике, механике и физике». Новосибирск: ИГ СО РАН, 1995.
2. Кореньков В. В., Обухов А. С., Смеликов В. Г. Увеличение глубины пробития стальной преграды зарядом с предварительно нагретой кумулятивной облицовкой // Двойные технологии. 1999. № 4.
3. Физика взрыва / Ф. А. Баум, Л. П. Орленко, К. П. Станюкович, Р. П. Челышев, Б. И. Шехтер. М.: Наука, 1975.
4. Бабкин А. В., Ладов С. В., Маринин В. М., Федоров С. В. Закономерности растяжения и пластического разрушения металлических кумулятивных струй // ПМТФ. 1999. Т. 40, № 4.
5. Пай В. В., Кузьмин Г. Е. Экспериментальное определение температуры металлической струи // Физика горения и взрыва. 1994. Т. 30, № 3.
6. Васюков В. И., Дильдин Ю. М., Колмаков А. И., Ладов С. В. Оценка разогрева металла кольцевого элемента в результате пластической деформации // Тр. МВТУ. 1981. № 358.
7. Von Holle W. G., Trimble J. J. Temperature measurement of shoke copper plates and shaped charge jets by two-color infradiometry // J. Appl. Phys. 1976. V. 47, N 6.
8. Racadh E. Shaped charge jet heating // Propellants, explosives, pyrotechnics. 1988. V. 13, N 6.
9. Johnson G. R., Cook W. H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures // Proc. 7th Intern. Symp. on Ballistics. Hague, Netherlands, 1983.
10. Маринин В. М., Бабкин А. В., Колпаков В. И. Методика расчета параметров функционирования кумулятивного заряда // Оборонная техника. 1995. № 4.
11. Мержанов А. Г., Барзыкин В. В., Абрамов В. Г. Теория теплового взрыва: От Н. Н. Семенова до наших дней // Хим. физика. 1996. № 6.

12. **Проектирование** ракетных и ствольных систем / Под ред. Б. В. Орлова. М.: Машиностроение, 1974.
13. **Маркелов Г. Е.** О влиянии начального нагрева струеобразующего слоя облицовки кумулятивного заряда на предельное удлинение элементов струи // ПМТФ. 2000. Т. 41, № 2.
14. **Бабкин А. В., Ладов С. В., Маринин В. М., Федоров С. В.** Влияние сжимаемости и прочности материала кумулятивных струй на особенности их инерционного растяжения в свободном полете // ПМТФ. 1997. Т. 38, № 2.

Поступила в редакцию 28/VIII 2000 г.
