

УДК 623.4.082.6

## О ВЛИЯНИИ НАЧАЛЬНОГО НАГРЕВА СТРУЕОБРАЗУЮЩЕГО СЛОЯ ОБЛИЦОВКИ КУМУЛЯТИВНОГО ЗАРЯДА НА ПРЕДЕЛЬНОЕ УДЛИНЕНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ СТРУИ

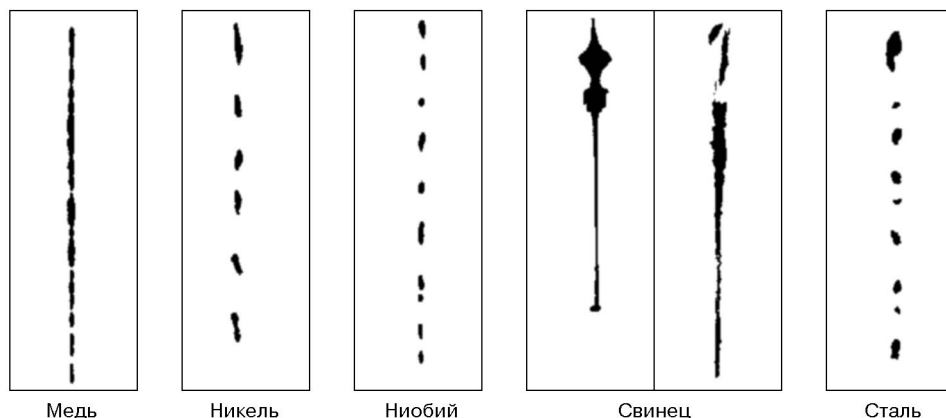
Г. Е. Маркелов

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

Получена функциональная зависимость коэффициента предельного удлинения от температуры начального нагрева струеобразующего слоя облицовки кумулятивного заряда. Установлено, что нагрев материала облицовки к моменту подрыва кумулятивного заряда позволяет повысить предельное удлинение и, следовательно, эффективность пробивного действия пластически разрушающихся высокоградиентных кумулятивных струй.

Наиболее часто используемый вариант кумулятивного заряда (КЗ) содержит заряд бризантного взрывчатого вещества (ВВ) с плоской или осевой симметрией и кумулятивную выемку на одном из его торцов, в которой расположена относительно тонкая металлическая облицовка, называемая кумулятивной. При инициировании заряда ВВ со стороны, противоположной кумулятивной выемке, образуются продукты детонации, воздействующие на кумулятивную облицовку, что приводит к схлопыванию облицовки к оси симметрии и позволяет формировать высокоградиентные металлические кумулятивные струи [1, 2].

Высокоградиентные кумулятивные струи (КС) удлиняются в свободном полете под действием созданного при их формировании градиента скорости. На начальной стадии существования большинства таких струй происходит равномерное растяжение без сосредоточенной деформации. Затем растяжение локализуется в областях образования шеек. В результате происходит пластическое разрушение КС, т. е. распад на определенное количество отдельных элементов, длина которых в дальнейшем не меняется. Такой вид разрушения характерен для КС из меди, никеля, ниобия (см. рисунок). Для количественной оценки способности элементов таких КС к удлинению без разрыва используют так называемый



Разрушение кумулятивных струй из различных материалов

коэффициент предельного удлинения, определяемый отношением общей длины элемента струи после разрыва к его начальной длине. Однако возможен и иной характер разрушения КС. Так, для свинцовых струй характерно равномерное удлинение с последующим внезапным «объемным» разрушением, как это показано на рисунке для двух последовательных моментов времени. Струи, формируемые из стальных облицовок, в большинстве случаев разрушаются без образования заметной шейки, путем «хрупкого» отрыва (см. рисунок).

В настоящей работе рассматривается возможность повышения предельного удлинения элементов пластически разрушающейся высокоградиентной металлической струи за счет начального нагрева струеобразующего слоя кумулятивной облицовки.

Для конических облицовок с углом раствора  $25 \div 75^\circ$  можно определить коэффициент предельного удлинения с помощью эмпирической зависимости, приведенной в работе [3]:

$$n = A + BR \operatorname{grad} V, \quad (1)$$

где  $A$  и  $B$  — константы материала, определяемые экспериментально;  $R$  и  $\operatorname{grad} V$  — начальные значения радиуса и градиента скорости вдоль КС. Для определения коэффициента предельного удлинения можно воспользоваться зависимостью, полученной расчетно-теоретическим путем в рамках физико-математического моделирования процесса растяжения и разрыва струи с позиции механики сплошных сред [3]. Эта зависимость аппроксимируется соотношением

$$n = 5,38(\rho R^2 \operatorname{grad}^2 V / \sigma)^{0,39}, \quad (2)$$

где  $\rho$  — плотность материала КС;  $\sigma$  — значение динамического предела текучести материала в условиях КС.

В зависимости (1) константы получены на основе экспериментальных данных для конкретного материала при начальной температуре кумулятивной облицовки, равной температуре окружающей среды. Однако нагрев материала облицовки к моменту инициирования ВВ может оказать существенное влияние на увеличение степени разупрочнения материала КС, что согласно уравнению (2) должно повышать способность элемента КС к удлинению без разрыва при прочих равных условиях. Для определения этого влияния установим зависимость коэффициента предельного удлинения элемента КС от температуры начального нагрева струеобразующего слоя кумулятивной облицовки, опираясь на современные представления о деформировании металлов и пластическом разрушении КС.

Сначала определим температуру и динамический предел текучести материала в условиях КС, воспользовавшись приведенной в работе [4] зависимостью динамического предела текучести материала  $\sigma$  от температуры материала  $T$

$$\sigma = \sigma^* [1 - (\Delta T / \Delta T_m)^Z], \quad 0 < \Delta T < \Delta T_m, \quad \Delta T = T - T_0, \quad \Delta T_m = T_m - T_0, \quad (3)$$

где  $\sigma^*$  — динамический предел текучести материала при фиксированной температуре  $T_0 = 300$  К;  $\Delta T$  — результирующее приращение температуры материала;  $T_m$  — температура плавления материала;  $Z$  — константа материала. Первый множитель в уравнении (3) определяет механическое поведение среды при  $T_0 = 300$  К. В общем случае  $\sigma^*$  зависит от интенсивности пластических деформаций  $\varepsilon_i$  как основной характеристики сдвиговых пластических деформаций, скорости пластических деформаций  $e_i$  и других параметров:

$$\sigma^* = \sigma^*(\varepsilon_i, e_i, \dots).$$

Второй множитель в уравнении (3) определяет характер зависимости предела текучести от температуры.

Предположим, что для любой индивидуальной точки  $M$  струеобразующего слоя облицовки применительно к конкретному условию обжатия и деформирования КС известна величина динамического предела текучести  $\sigma^*$  как функция интенсивности пластических

деформаций  $\varepsilon_i$  при средних значениях скорости пластических деформаций  $\langle e_i \rangle$  и давления  $\langle p \rangle$ :

$$\sigma_M^*(\varepsilon_i) = \sigma_M^*(\varepsilon_i, \langle e_i \rangle, \langle p \rangle), \quad (4)$$

где  $\langle e_i \rangle$  и  $\langle p \rangle$  — средние значения скорости пластических деформаций и давления в индивидуальной точке  $M$  материала струеобразующего слоя. Подставляя (4) в уравнение (3), получаем зависимость динамического предела текучести для индивидуальной точки  $M$  материала облицовки от приращения температуры  $\Delta T$  в процессе обжата облицовки и формирования КС

$$\begin{aligned} \sigma_M(\varepsilon_i, \Delta T) &= \sigma_M^*(\varepsilon_i)[1 - (\Delta T/\Delta T_m)^Z], \\ 0 < \Delta T < \Delta T_m, \quad \Delta T &= T - T_0, \quad \Delta T_m = T_m - T_0. \end{aligned} \quad (5)$$

Для определения предела текучести  $\sigma_M$  в условиях КС необходимо знать результирующую температуру  $T_j$  индивидуальной точки  $M$  материала в условиях КС.

Основной вклад в разогрев металла струи вносится за счет начального нагрева, ударного сжатия и пластической деформации материала струеобразующего слоя кумулятивной облицовки в процессе ее обжата и формирования струи.

На разогрев деформированного материала расходуется примерно 90 % энергии, затраченной на пластическую деформацию металла [5]. Высокие скорости деформирования приводят к тому, что время, в течение которого происходит формоизменение, настолько мало, что теплопроводностью можно пренебречь. Тогда формулу для приращения удельной работы  $W_M$ , затрачиваемой на пластическую деформацию материала струеобразующего слоя облицовки в индивидуальной точке  $M$ , запишем следующим образом:

$$dW_M = \rho c d(\Delta T_p)/0,9 = \sigma_M(\varepsilon_i) d\varepsilon_i, \quad (6)$$

где  $c$  — удельная теплоемкость материала;  $\Delta T_p$  — приращение температуры материала за счет пластической деформации. Подставляя зависимость (5) в формулу (6), получаем

$$\begin{aligned} d(\Delta T_p) &= \frac{0,9}{\rho c} \left[ 1 - \left( \frac{\Delta T_p + \Delta T_s + \Delta T_i}{\Delta T_m} \right)^Z \right] \sigma_M^*(\varepsilon_i) d\varepsilon_i, \\ 0 < \Delta T_p + \Delta T_s + \Delta T_i &< \Delta T_m, \quad \Delta T_i = T_i - T_0, \quad \Delta T_s = T_s - T_0, \end{aligned}$$

где  $\Delta T_i$  — приращение температуры материала за счет начального нагрева облицовки;  $T_i$  — температура начального нагрева материала;  $\Delta T_s$  — приращение температуры материала за счет ударного сжатия;  $T_s$  — остаточная температура ударного сжатия материала. Разделяя переменные полученного дифференциального уравнения и интегрируя, получаем

$$\int_0^{\Delta T_p} \frac{d(\Delta T_p)}{1 - [(\Delta T_p + \Delta T_s + \Delta T_i)/\Delta T_m]^Z} = \frac{0,9}{\rho c} \int_0^{\varepsilon_i} \sigma_M^*(\varepsilon_i) d\varepsilon_i. \quad (7)$$

Данные, полученные в работе [4] для различных металлов, показывают, что для меди и ряда других материалов параметр  $Z$  может быть принят равным 1. Интегрируя левую часть равенства (7), приходим к следующему выражению:

$$\Delta T_p = (\Delta T_m - \Delta T_s - \Delta T_i)[1 - \exp(-J/\Delta T_m)], \quad J = \frac{0,9}{\rho c} \int_0^{\varepsilon_i} \sigma_M^*(\varepsilon_i) d\varepsilon_i. \quad (8)$$

Применительно к конкретному условию обжатия облицовки и формирования КС определим результирующую температуру струи  $T_j$  в индивидуальной точке  $M$  металла относительно  $T_0$  как сумму приращений за счет пластической деформации  $\Delta T_p$ , ударного сжатия  $\Delta T_s$  и начального нагрева материала облицовки  $\Delta T_i$ :

$$T_j = \Delta T_p + \Delta T_s + \Delta T_i + T_0. \quad (9)$$

Следует отметить, что уравнения (8) и (9) аналогичны уравнениям, которые легли в основу аналитической модели, полученной в работе [5], для определения температуры КС.

Температуру  $T_j$  выразим через температуру  $T_j^0$  точки  $M$  того же материала, деформированного при тех же условиях, но в отсутствие начального нагрева материала облицовки. В дальнейшем верхний индекс 0 соответствует величинам, используемым в случае, когда начальный нагрев материала отсутствует.

Как показывают результаты численных расчетов, разупрочнение материала кумулятивной облицовки не оказывает существенного влияния на кинематические характеристики процесса деформирования при прочих равных условиях, т. е. можно считать, что  $J = J^0$ . Тогда из равенства (8) следует

$$\Delta T_p / (\Delta T_m - \Delta T_s - \Delta T_i) = \Delta T_p^0 / (\Delta T_m - \Delta T_s).$$

Применяя уравнение (9), запишем

$$(T_j - \Delta T_s - \Delta T_i - T_0) / (\Delta T_m - \Delta T_s - \Delta T_i) = (T_j^0 - \Delta T_s - T_0) / (\Delta T_m - \Delta T_s).$$

Следовательно,

$$T_j = (T_j^0 - \Delta T_s - T_0) (\Delta T_m - \Delta T_s - \Delta T_i) / (\Delta T_m - \Delta T_s) + \Delta T_s + \Delta T_i + T_0. \quad (10)$$

Уравнения (5) и (10) позволяют определить значение динамического предела текучести материала в индивидуальной точке  $M$ , полагая зависимость  $\sigma_M^*(\varepsilon_i)$  известной. Действительно,

$$\sigma_M = \sigma_M^*(\varepsilon_i) \{1 - [(T_j - T_0) / \Delta T_m]^Z\}.$$

Поскольку разупрочнение материала оказывает несущественное влияние на значение  $\sigma_M^*(\varepsilon_i)$ , определяемое уравнением (4), из указанной выше зависимости получим отношение

$$\sigma_M / \sigma_M^0 = \{1 - [(T_j - T_0) / \Delta T_m]^Z\} / \{1 - [(T_j^0 - T_0) / \Delta T_m]^Z\}.$$

Учитывая, что для многих металлов  $Z \approx 1$ , имеем

$$\sigma_M / \sigma_M^0 = 1 - (T_i - T_0) / (T_m - T_s), \quad 0 < (T_i - T_0) / (T_m - T_s) < 1.$$

Как следует из полученного уравнения, значение предела текучести материала в индивидуальной точке  $M$  можно рассматривать как среднее значение предела текучести материала в элементе КС, а  $T_i$  и  $T_s$  — как температуры начального нагрева и ударного сжатия материала, из которого сформирован этот элемент. В результате получим

$$\langle \sigma \rangle / \langle \sigma^0 \rangle = 1 - (T_i - T_0) / (T_m - T_s), \quad 0 < (T_i - T_0) / (T_m - T_s) < 1, \quad (11)$$

где  $\langle \sigma \rangle$  и  $\langle \sigma^0 \rangle$  — средние значения динамического предела текучести элементов КС, сформированных при  $T_i > T_0$  и  $T_i = T_0$  соответственно.

Используя зависимости (2), (11) и пренебрегая влиянием разупрочнения материала на кинематические характеристики деформирования материала облицовки кумулятивной

выемки, получим следующее отношение коэффициента предельного удлинения  $n$  элемента КС, сформированного из нагреваемой облицовки, к коэффициенту предельного удлинения  $n^0$  элемента, образованного при тех же условиях, но в отсутствие начального нагрева:

$$n/n^0 = (\langle \sigma \rangle / \langle \sigma^0 \rangle)^{-0,39} = [1 - (T_i - T_0)/(T_m - T_s)]^{-0,39}, \quad 0 < (T_i - T_0)/(T_m - T_s) < 1.$$

Это отношение позволяет уточнить коэффициент предельного удлинения, определяемый, например, по эмпирической формуле (1). Тогда зависимость, учитывающая начальный нагрев материала струеобразующего слоя облицовки, имеет следующий вид:

$$n(T_i) = (A + BR \operatorname{grad} V)[1 - (T_i - T_0)/(T_m - T_s)]^{-0,39}, \quad 0 < (T_i - T_0)/(T_m - T_s) < 1, \quad (12)$$

где  $A$  и  $B$  — константы материала, определяемые экспериментально при температуре окружающей среды  $T_0 = 300$  К;  $T_i$  — температура начального нагрева материала струеобразующего слоя облицовки;  $T_m$  и  $T_s$  — температура плавления и остаточная температура ударного сжатия материала струеобразующего слоя кумулятивной облицовки.

Полученная зависимость (12) позволяет учесть температуру начального нагрева материала струеобразующего слоя кумулятивной облицовки при расчете параметров функционирования КЗ. С ростом температуры начального нагрева коэффициент предельного удлинения увеличивается. Это позволяет использовать нагрев материала кумулятивной облицовки к моменту инициирования заряда ВВ для усиления пробивного действия пластически разрушающихся высокоградиентных металлических струй.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лаврентьев М. А. Кумулятивный заряд и принципы его работы // Успехи мат. наук. 1957. Т. 12, вып. 4. С. 41–56.
2. Баум Ф. А., Орленко Л. П., Станюкович К. П. и др. Физика взрыва / Под ред. К. П. Станюковича. М.: Наука, 1975.
3. Маринин В. М., Бабкин А. В., Колпаков В. И. Методика расчета функционирования кумулятивных зарядов // Оборон. техника. 1995. № 4. С. 34–49.
4. Johnson G. R., Cook W. N. A constitutive model and data for metals subjected to large strains. High rates and high temperatures // Proc. of the 7th Intern. symp. on ballistics, Hague (Netherlands), 19–21 Apr., 1983. Hague: Roy. Inst. of Engrs in the Netherlands, 1983. P. 541–547.
5. Расах Е. Shaped charge jet heating // Propellants, Explosives, Pyrotechnics. 1988. V. 13, N 6. P. 178–182.

*Поступила в редакцию 14/VII 1998 г.,  
в окончательном варианте — 9/II 1999 г.*