

УДК 621.983; 539.974

Яковлев С. С.
Перепелкин А. А.**ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИИ
ИЗОТЕРМИЧЕСКОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ВНУТРЕННИХ КОНЦЕВЫХ
УТОЛЩЕНИЙ**

Корпуса из высокопрочных металлических сплавов и полимеров применяют в ряде изделий оборонной техники. Один из типов конструкций имеет утолщенную концевую часть на одном или обоих краевых диаметрах для соединения с другими элементами изделия. Рациональной технологией формообразования такого утолщения является выдавливание с местным нагревом на гидропрессовом оборудовании [1]. Отметим, что набор концевых утолщений выдавливанием может быть совмещен с другими операциями, например, с обжимом цилиндрической трубы на конус или высадкой фланца. При разработке технологических процессов операций изотермического выдавливания утолщений из высокопрочных материалов в режиме кратковременной ползучести используются эмпирические зависимости из различных справочных материалов, а также результаты теоретических исследований [1, 2], в которых не в полной мере учитываются реальные механические свойства исходных заготовок, особенности протекания технологических процессов деформирования. Во многих случаях это приводит к необходимости экспериментальной отработки перечисленных выше процессов обработки металлов давлением, что удлиняет сроки подготовки производства изделия. Поэтому теоретическое обоснование режимов операции изотермического выдавливания утолщений является актуальной задачей.

Целью работы является повышение эффективности операции изотермического выдавливания утолщений на корпусах из высокопрочных материалов путем теоретического обоснования технологических режимов деформирования при кратковременной ползучести.

Силовые и деформационные параметры процесса, а также качество изделий зависят от температурно-скоростных условий обработки. Это связано с проявлением вязких свойств горячего деформируемого материала. Его состояние определяется зависимостью напряжения от деформации и ее скорости, что выражается уравнением

$$\sigma_e = A \varepsilon_e^m \xi_e^n, \quad (1)$$

где $\sigma_e, \varepsilon_e, \xi_e$ – соответственно эквивалентные напряжение, деформация и скорость деформаций; A, m, n – константы упрочнения материала.

Рассмотрим процесс выдавливания с нагревом концевого внутреннего утолщения на пустотелой конической заготовке. Схема операции показана на рис. 1. Заготовку 1, находящуюся в матрице 2, прессовым давлением в торец стенки перемещают под оправку 3 с образованием внутреннего утолщения. Зону деформаций нагревают и поддерживают заданный режим нагрева в процессе деформирования встроенными нагревателями.

Произведем расчет параметров технологии данного процесса. Будем использовать энергетический метод с привлечением разрывного поля скоростей перемещений [2]. Деформирование примем осесимметричным. При этом справедливо энергетическое уравнение равновесия:

$$\pi(r_1 + r_2)\delta \cdot V_0 \cdot q \leq N_\delta + N_p + N_{тр}, \quad (2)$$

соответствующее полю скоростей на рис. 1. Левая часть уравнения – мощность внешних сил; правая часть – мощность в объеме деформаций (блок «1»), на поверхностях разрыва скорости (образующие линии «01» и «12») и на поверхности трения (образующая «13»); r_1, r_2 – радиусы конуса; δ – толщина его боковой стенки; V_0 – скорость перемещения верхнего торца конуса под давлением q . Для расчета необходимо, как следует из неравенства (2), определить входящие в него мощности.

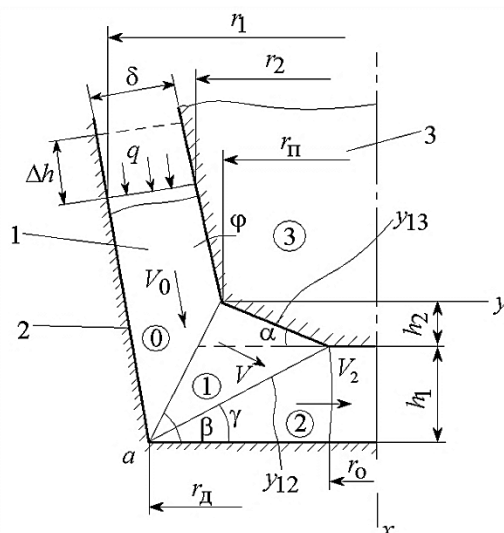


Рис. 1. Расчетная схема выдавливания и поле скоростей перемещений

Обратимся к блоку деформаций. Установим необходимые кинетические соотношения. Скорости материала на входе и выходе из блока деформаций соответственно:

$$V_{вх} = V_0, \quad V_{вых} = V_2 = \frac{V_0 \delta}{r_0 h_1} \left(\frac{\delta}{\cos \varphi} + r_2 \right). \quad (3)$$

Скорости на входе в блок деформаций и выходе из него при условии неразрывности будут:

$$V_1 = \frac{V_0 \cdot \cos(\beta - \varphi)}{\sin(\alpha + \beta)}, \quad V_1' = \frac{V_0 \delta}{r_0 h_1} \left(\frac{\delta}{\cos \varphi} + r_2 \right) \frac{\sin \gamma}{\sin(\alpha + \gamma)}. \quad (4)$$

В выражениях (3), (4) геометрические размеры и угол φ заданы чертежом изделия (рис. 1), а другие входящие углы:

$$\alpha = \arctg \frac{h_2}{r_{II} - r_0}, \quad \beta = \arctg \frac{h_1 + h_2}{r_{Д} - r_{II}}, \quad \gamma = \arctg \frac{h_1}{r_{Д} - r_0}.$$

Зададим распределение скорости перемещения в блоке деформаций, используя граничные условия:

$$\begin{aligned} y = y_{01} &= -x \cdot \operatorname{ctg} \beta - r_{II} && \text{при } V = V_1; \\ y = y_{12} &= \left(-x' + (h_1 + h_2) \right) \operatorname{ctg} \gamma - r_{Д} && \text{при } V = V_1'. \end{aligned} \quad (5)$$

Получим функцию скорости в виде:

$$V = \frac{V_1 - V_1'}{y_{01} - y_{12}} (y - y_{01}) + V_1, \quad (6)$$

где входящие величины представлены выражениями (4) и (5).

С помощью функции скорости (6) запишем компоненты скоростей деформаций в объеме деформаций (блок «1»):

$$\left. \begin{aligned} \xi_x &= \frac{\partial V}{\partial x} \sin \alpha, \quad \xi_y = \frac{\partial V}{\partial y} \cos \alpha, \\ \xi_\varphi &= -\frac{\partial V}{\partial x} \sin \alpha - \frac{\partial V}{\partial y} \cos \alpha, \\ \dot{\gamma}_{xy} &= \frac{\partial V}{\partial x} \cos \alpha + \frac{\partial V}{\partial y} \sin \alpha, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где

$$\frac{\partial V}{\partial x} = \frac{V_1 - V_1'}{(y_{01} - y_{12})^2} \left[(y - y_{01})'_x (y_{01} - y_{12}) - (y_{01} - y_{12})'_x (y - y_{01}) \right];$$

$$\frac{\partial V}{\partial y} = \frac{V_1 - V_1'}{y_{01} - y_{12}}.$$

Компоненты (7) позволяют представить эквивалентные скорости деформаций и деформацию, как

$$\xi_e = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 (1 + 3 \sin^2 \alpha) + \left(\frac{\partial V}{\partial y} \right)^2 (1 + 3 \cos^2 \alpha) + 3 \frac{\partial V}{\partial x} \frac{\partial V}{\partial y} \sin 2\alpha \right]^{\frac{1}{2}}; \quad (8)$$

$$\varepsilon_e = \frac{\Delta h}{V_0} \xi_e,$$

где Δh – перемещение верхнего торца заготовки.

Эквивалентное напряжение получим в соответствии с уравнением состояния (1) при учете выражений (8), т. е.:

$$\sigma_e = A \left(\frac{\Delta h}{V_0} \right)^m \cdot \xi_e^{m+n}. \quad (9)$$

Мощность в блоке деформаций определим, учитывая выражения (8) и (9). При этом перейдем от объемного интеграла к двойному по координатам. Получим, что

$$N_e = \int_W \sigma_e \xi_e dW =$$

$$= A \left(\frac{\Delta h}{V_0} \right)^m h_1 (h_1 + h_2) (\operatorname{ctg} \gamma - \operatorname{ctg} \beta) y_{u.m.} \int_0^{h_1+h_2} \int_{y_{01}}^{y_{12}} \xi_e^{1+m+n} dy dx. \quad (10)$$

Здесь $y_{u.m.}$ – ордината центра тяжести площади блока деформаций (блок «1») в сечении плоскостью xu (рис. 1)

Интегрирование зависимости (10) производится по « y » при постоянном « x », затем – по координате « x ».

Перейдем к расчету мощностей на поверхностях разрыва скорости. Используем план скоростей (рис. 2) и запишем скорости на поверхности с образующей y_{01} . Касательную и нормальную скорости здесь примем постоянными в виде:

$$(V_{01})_\tau = V_0 \frac{\cos(\alpha + \beta)}{\sin(\alpha + \beta)}, \quad (V_{01})_n = V_0 \cos(\beta - \varphi). \quad (11)$$

Компоненты скорости деформаций на этой поверхности:

$$(\xi_l)_{01} = (\xi_n)_{01} = \frac{(V_{01})_\tau}{l_{01}} = \frac{V_0 \sin \beta \cdot \cos(\alpha + \varphi)}{(h_1 + h_2) \sin(\alpha + \beta)},$$

$$(\xi_\varphi)_{01} = -2(\xi_l)_{01},$$

$$\dot{\gamma}_{01} = \frac{(V_{01})_\tau}{h} + \frac{(V_{01})_n}{l_{01}} = \frac{V_0 \sin \beta \cdot \cos(\beta - \varphi)}{h_1 + h_2}.$$

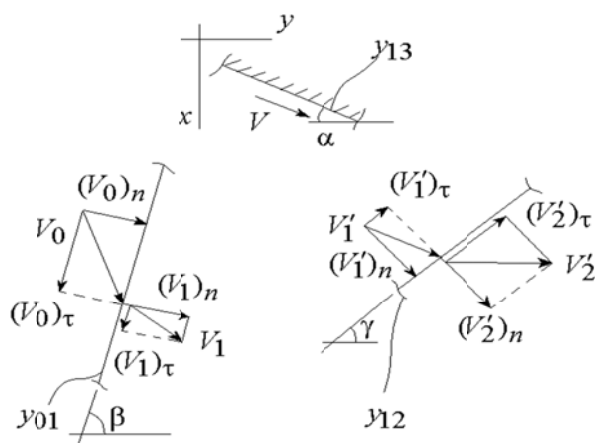


Рис. 2. План скоростей

Эквивалентные скорости деформаций и деформацию получим, учитывая эти компоненты, т. е.:

$$(\xi_e)_{01} = \frac{V_0 \sin \beta \cdot \cos(\beta - \varphi)}{\sqrt{3}(h_1 + h_2)} \left[1 + 12 \left(\frac{\cos(\alpha + \varphi)}{\sin(\alpha + \beta) \cos(\beta - \varphi)} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (12)$$

$$(\varepsilon_e)_{01} = \frac{\Delta h}{V_0} (\xi_e)_{01}.$$

Напряжение сдвига на этой поверхности разрыва скорости определяется уравнением (1) при учете выражений (12) в виде соотношения:

$$\tau_{01} = \frac{(\sigma_e)_{01}}{2} = \frac{1}{2} A \cdot \left(\frac{\Delta h}{V_0} \right)^m \cdot (\xi_e)_{01}^{m+n}. \quad (13)$$

Выражения (11) и (12) позволяют выразить мощность на рассматриваемой поверхности в следующем виде:

$$N_{01} = \tau_{01} (V_{01})_{\tau} s_{01} = \frac{\pi}{2} A k (r_1 + r_{II}) \left(\frac{h_1 + h_2}{\sin \beta} \right)^{1-m-n} \cdot (\Delta h)^m \cdot V_0^{1+n}, \quad (14)$$

где

$$k = \frac{\cos(\alpha + \varphi) \left(\frac{\cos(\beta - \varphi)}{\sqrt{3}} \right)^{m+n}}{\sin(\alpha + \beta) \left(\frac{\cos(\beta - \varphi)}{\sqrt{3}} \right)^{m+n}} \left[1 + 12 \left(\frac{\cos(\alpha + \varphi)}{\sin(\alpha + \beta) \cos(\beta - \varphi)} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}(m+n)}.$$

Для расчета мощности на поверхности с образующей линией «12» получим необходимые соотношения аналогичным образом. Имеем в соответствии с полем скоростей (см. рис. 2) и уравнением (1):

$$(V_{12})_{\tau} = (V_2)_{\tau} - (V_1')_{\tau} = \frac{r_2 \cdot \delta \cdot V_0}{r_0 \cdot h_1} \left(\frac{\delta}{r_2 \cdot \cos \varphi} + 1 \right) \left(\frac{\sin \alpha}{\cos(\alpha + \gamma)} - \sin \gamma \right) \cdot \text{ctg}(\alpha + \gamma), \quad (15)$$

$$(V_{12})_n = (V_2)_n = \frac{r_2 \cdot \delta \cdot V_0}{r_0 \cdot h_1} \left(\frac{\delta}{r_2 \cos \varphi} + 1 \right) \sin \gamma, \quad (16)$$

$$(\xi_e)_{12} = \frac{(V_{12})}{\sqrt{3} \cdot l_{12}} \left[1 + 12 \left(\frac{(V_{12})_{\tau}}{(V_{12})_n} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}; \quad (\varepsilon_e)_{12} = \frac{\Delta h}{V_0} (\xi_e)_{12}; \quad (17)$$

$$\tau_{12} = \frac{(\sigma_{e12})}{2} = A \left(\frac{\Delta h}{V_0} \right)^m (\xi_e)_{12}^{m+n}. \quad (18)$$

В соответствии с выражениями (15) и (18) мощность на этой поверхности будет записана в виде:

$$\begin{aligned} N_{12} &= \tau_{12} \cdot (V_{12})_t \cdot s_{12} = \\ &= \frac{\pi}{2} A h_1 (r_0 + r_D) (\Delta h)^m \cdot k_1^{1+m+n} \cdot k_2^{\frac{1}{2}(m+n)} \cdot k_3 \cdot V_0^{1+n}. \end{aligned} \quad (19)$$

Здесь

$$\begin{aligned} k_1 &= \frac{r_2 \cdot \delta}{\sqrt{3} \cdot r_0 \cdot h_1^2} \left(\frac{\delta}{r_2 \cdot \cos \varphi} + 1 \right) \sin^2 \gamma, \\ k_2 &= 1 + 12 \left[\left(\frac{\sin \alpha}{\sin \gamma \cdot \cos(\alpha + \gamma)} - 1 \right) \operatorname{ctg}(\alpha + \gamma) \right]^2, \\ k_3 &= \frac{\sqrt{3} \cdot \sin \gamma \cdot \operatorname{ctg}(\alpha + \gamma)}{\sin^2 \gamma} \left(\frac{\sin \alpha \cdot \sin \gamma}{\cos(\alpha + \gamma)} - 1 \right). \end{aligned}$$

Перейдем к оценке мощности трения на контактной поверхности. Длина образующей линии этой поверхности:

$$l_{13} = \frac{h_2}{\sin \alpha}. \quad (20)$$

Покажем, что давление здесь распределено равномерно и определяется давлением на внешний торец конуса. Касательное напряжение трения при этом условии запишем как:

$$\tau_{mp.} = \mu q \cos(\alpha + \varphi). \quad (21)$$

Скорость движения материала по контактной поверхности представлена выражением (6), т. е.:

$$V_x = V \text{ при } \left. \begin{aligned} y_{01}(x=0) &= -r_{II}, \quad y_{12}(x=h_2) = h_1 \cdot \operatorname{ctg} \gamma - r_{II}, \\ y &= y_{13} = x \cdot \operatorname{ctg} \alpha - r_{II}. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

Учитывая выражения (6), (20) и (22), запишем мощность трения в виде:

$$N_{mp.} = \int_{s_{mp}} \tau_{mp.} \cdot V_{mp.} \cdot ds_{mp} = \pi \mu h_2 q (r_0 + r_{II}) \frac{\cos(\alpha + \varphi)}{\sin \alpha} \int_0^{h_2} V_k dx, \quad (23)$$

где, как сказано, контактная скорость определена выражением (6) при условиях (22). Давление операции получим подстановкой выражений для мощностей (10), (14) и (23) в энергетическое соотношение (2). Давление определяется величиной деформации, скоростью операции и величиной повреждаемости материала заготовки.

На основе приведенных выше соотношений выполнены теоретические исследования влияния скорости перемещения инструмента и условий трения на величину относительного давления при горячем выдавливании внутренних концевых утолщений на конических корпусных изделиях. Исследования выполнены для титанового ВТ6С при температуре 930 °С и алюминиевого АМг6 при температурах 450 и 530 °С сплавов, поведение которых описывается кинетической и энергетической теориями прочности соответственно. Механические характеристики исследуемых материалов приведены в табл. 1 [1]. Расчеты выполнены при следующих геометрических параметрах заготовки: $r_2 = 100 \text{ мм}$; $r_1 = r_2 + \delta \cos \varphi$; $r_0 = 85 \text{ мм}$; $r_{II} = 95 \text{ мм}$; $r_D = 95 \text{ мм}$; $\delta = 5 \text{ мм}$; $\Delta h = 10 \text{ мм}$; $h_1 = 10 \text{ мм}$; $h_2 = 5 \text{ мм}$; $\varphi = 10^\circ$.

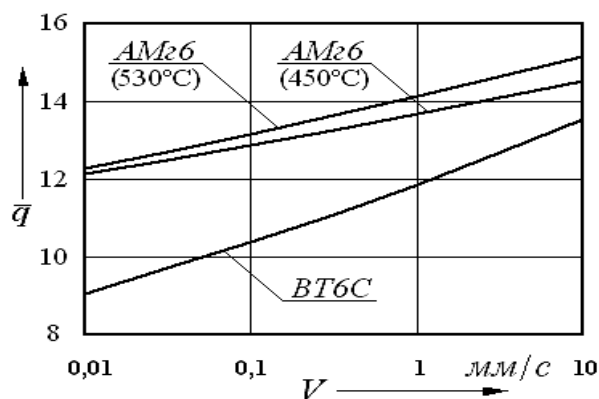
Таблица 1

Механические характеристики исследуемых материалов

Материал	$T, ^\circ C$	$\sigma_{e0},$ МПа	$A,$ МПа/ c^n	m	n	p
Титановый сплав BT6C	930 ± 2	38,0	66,80	0,028	0,0582	0,3
Алюминиевый сплав АМг6	450 ± 2	26,8	54,34	0,104	0,0263	1,0
Алюминиевый сплав АМг6	530 ± 2	18,3	36,95	0,072	0,0306	1,0

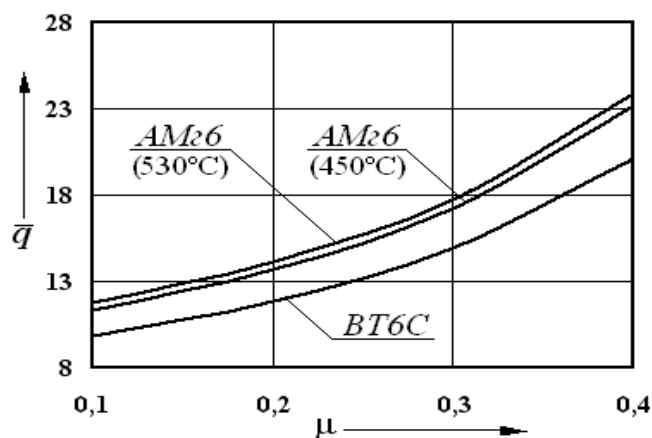
На рис. 3 представлены графические зависимости относительного давления $\bar{q} = q/\sigma_{e0}$ от скорости перемещения инструмента V при фиксированных значениях коэффициента трения μ на контактных поверхностях инструмента и заготовки.

Анализ графических зависимостей показывает, что при горячем выдавливании внутренних концевых утолщений на корпусах относительное давление падает при увеличении длительности операции, т.е. при уменьшении скорости деформирования.

Рис. 3. Зависимости изменения \bar{q} от V ($\mu = 0,1$)

Так, с уменьшением скорости перемещения инструмента V от 10 до 0,01 мм/с относительное давление выдавливания падает на 35 % для титанового сплава BT6C и на 15–20 % для алюминиевого сплава АМг6 при температурах обработки 450 и 530 °С.

Результаты исследования влияния коэффициента трения μ на величину относительного давления при горячем выдавливании утолщений на корпусах представлены на рис. 4. Показано, что при уменьшении трения наблюдается существенное снижение давления. Так, снижение коэффициента трения μ от 0,2 до 0,05 приводит к уменьшению относительного давления деформирования сплавов АМг6 и BT6C на 45–50 %.

Рис. 4. Зависимости изменения \bar{q} от μ ($V = 1$ мм/с)

Сделаем оценку повреждаемости материала заготовки, используя уравнения энергетической и деформационной теории прочности, которые записываются в следующем виде:

$$d\omega = \frac{\sigma_e \xi_e dt}{A_{np}}; \quad \omega = \frac{1}{(\varepsilon_e)_{np}} \int_t \xi_e dt.$$

Здесь $(\varepsilon_e)_{np}$ и A_{np} – предельные величины эквивалентной деформации и удельная работа разрушения материала [1]:

$$(\varepsilon_e)_{np} = C_1 \exp\left(B_1 \frac{\sigma_0}{\sigma_e}\right), \quad A_{np} = C_2 \exp\left(B_2 \frac{\sigma_0}{\sigma_e}\right),$$

где σ_0 – среднее напряжение в рассматриваемой точке; C_1, C_2, B_1, B_2 – константы разрушения материала при данной температуре, приведенные в табл. 2.

Таблица 2

Константы разрушения исследуемых материалов

Материал	$T, ^\circ C$	C_1	B_1	$C_2, \text{МПа}$	B_2
Титановый сплав BT6C	930 ± 2	0,692	-1,19	-	-
Алюминиевый сплав АМг6	450 ± 2	-	-	101,01	-1,421
Алюминиевый сплав АМг6	530 ± 2	-	-	1010,1	-1,421

В соответствии с этими уравнениями в объеме деформаций (блок «1») и на поверхностях разрыва скорости («01», «12») конечная величина повреждаемости определяется зависимостями:

$$\omega = \left[\frac{A}{A_{np}} \left(\frac{\Delta h}{V_0} \right)^{1+m} \cdot \frac{\xi_e^{1+m+n}}{1+m} \right] \quad (\text{при } p=1), \quad (24)$$

$$\omega = \left[\frac{A(1-p)}{A_{np}(1+m)} \left(\frac{\Delta h}{V_0} \right)^{1+m} \cdot \xi_e^{1+m+n} \right]^{\frac{1}{1-p}} \quad (\text{при } p \neq 1). \quad (25)$$

– по энергетической теории;

$$\omega = \frac{\Delta h \cdot \xi_e}{V_0 (\varepsilon_e)_{np}} \quad (26)$$

– по деформационной теории.

Здесь ξ_e – эквивалентная скорость деформации (8), (12), (17); Δh – конечный рабочий ход, p – константа материала [1]. Для контактной границы трения (образующая «13»):

$$\xi_e = \frac{V_k}{\sqrt{3}l_{13}} = \frac{V \cdot \sin \alpha}{\sqrt{3} \cdot h_2},$$

где V – скорость на данной поверхности (6).

Константы $A_{np}, (\varepsilon_e)_{np}$ в выражениях (24)–(26) зависят от величины отношения среднего давления к эквивалентному напряжению в рассматриваемой точке деформируемой заготовки. Если принять, что в данной точке:

$$\sigma_x = -q \cdot \cos \varphi; \quad \sigma_y = \sigma_\varphi,$$

то

$$\sigma_y = \sigma_e + \sigma_x = \sigma_e - q \cdot \cos \varphi,$$

что соответствует условию полной пластичности. Тогда

$$\frac{\sigma_0}{\sigma_e} = \frac{1}{3\sigma_e} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_\varphi) = \frac{2}{3} - \frac{q}{\sigma_e} \cos \varphi,$$

где q – давление операции; σ_e – эквивалентное напряжение.

По энергетической теории повреждаемость и, следовательно, степень формообразования зависят от времени операции и накопленной эквивалентной деформации, а по деформационной – накопленной эквивалентной деформации.

Расчеты выполнены для выдавливания корпусов из титанового сплава ВТ6С при 930 °С и алюминиевого сплава АМг6 при 450 и 530 °С. В первом случае материалу соответствует деформационная теория разрушения, во втором – энергетическая теория.

На рис. 5 представлены графические зависимости повреждаемости ω от скорости перемещения инструмента V при горячем выдавливании внутренних концевых утолщений на корпусах из алюминиевого сплава АМг6. Анализ результатов расчета показывает, что с увеличением скорости перемещения пуансона от 0,01 до 10 мм/с повреждаемость сплава АМг6 возрастает на 20 и 25 % при 450 и 530 °С соответственно.

Результаты исследования влияния величины перемещения инструмента Δh на повреждаемость материала ω при горячем выдавливании внутренних концевых утолщений на корпусах из титанового ВТ6С и алюминиевого АМг6 сплавов представлены на рис. 6. Установлено, что с увеличением хода инструмента от 2 до 10 мм повреждаемость титанового сплава ВТ6С возрастает в 5 раз, алюминиевого сплава АМг6 при 450 и 530 °С – в 5,5–6 раз.

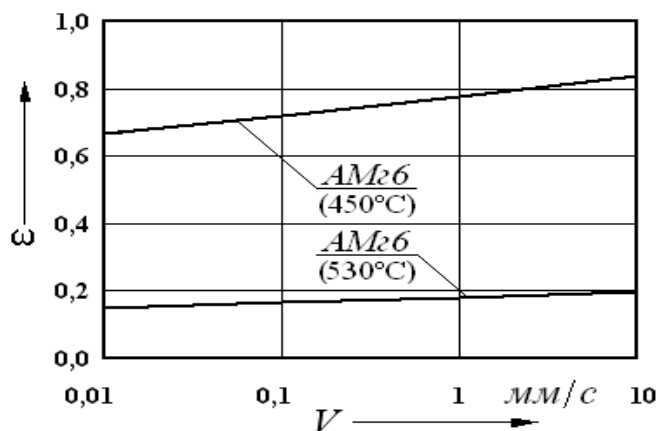


Рис. 5. Зависимости изменения ω от V ($\mu = 0,1$)

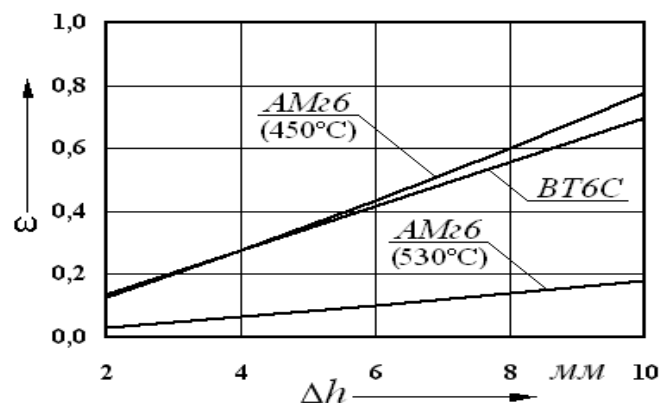


Рис. 6. Зависимости изменения ω от Δh ($V = 1$ мм/с; $\mu = 0,1$)

Штамповая оснастка для набора концевых утолщений на корпусах из титановых и алюминиевых сплавов показана на рис. 7.

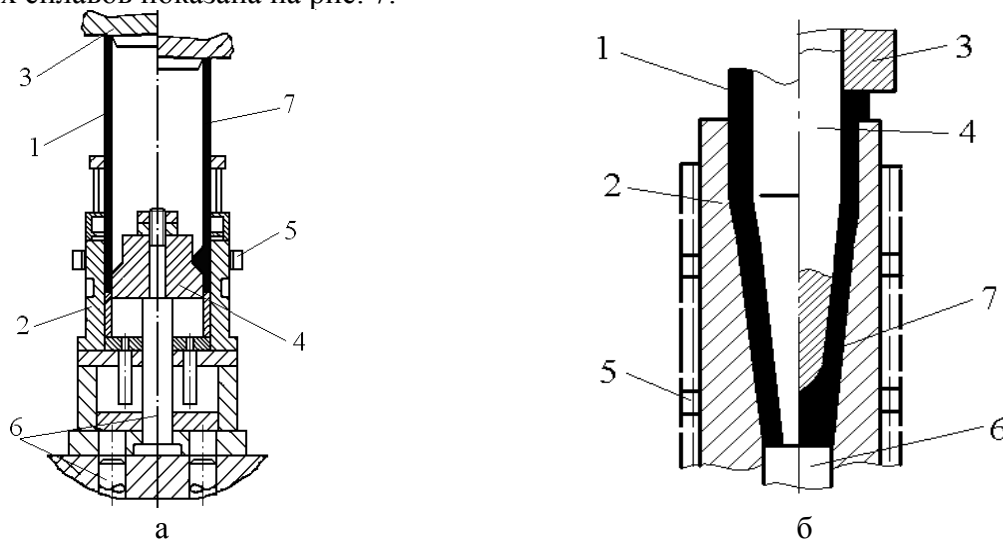


Рис. 7. Штампы для выдавливания утолщений:

а – на цилиндрическом корпусе; б – на коническом корпусе; 1 – заготовка; 2 – матрица; 3 – пуансон; 4 – оправка; 5 – подвижный индуктор; 6 – выталкиватель; 7 – изделие

ВЫВОДЫ

Данная технология выдавливания утолщений позволяет существенно сократить трудоемкость производства и обеспечить высокое качество конических корпусов для изделий ответственного назначения.

Работа выполнена в рамках государственного задания на проведение научно-исследовательских работ Министерства образования и науки Российской Федерации на 2014-2020 годы и грантов РФФИ № 14-08-31225 мол_а.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Изотермическое формоизменение анизотропных материалов жестким инструментом в режиме кратковременной ползучести* / С. С. Яковлев, С. П. Яковлев, В. Н. Чудин, В. И. Трегубов, А. В. Черняев. – М. : Изд-во «Машиностроение», 2009. – 412 с.
2. *Работнов Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела.* / Ю. Н. Работнов. – М. : Наука, 1979. – 744 с.

REFERENCES

1. *Izotermicheskoe formoizmenenie anizotropnykh materialov zhestkim instrumentom v rezhime kratkovremennoy polzuchesti* / S. S. Yakovlev, S. P. Yakovlev, V. N. Chudin, V. I. Tregubov, A. V. Chernjaev. – M. : Izd-vo «Mashinostroenie», 2009. – 412 s.
2. *Rabotnov Ju. N. Mehanika deformiruemogo tverdogo tela.* / Ju. N. Rabotnov. – M. : Nauka, 1979. – 744 s.

Яковлев С. С. – д-р техн. наук, проф. ТулГУ
Перепелкин А. А. – канд. техн. наук, доц. ТулГУ

ТулГУ – ФГБОУ ВПО «Тульский государственный университет», г. Тула, Россия.

ФГБОУ ВПО «Государственный университет учебно-научно-производственный комплекс», г. Орел, Россия.

E-mail: mpf-tula@rambler.ru

Статья поступила в редакцию 60.02.2014 г.