

УДК 621.983; 539.974

Яковлев С. С.  
Пасынков А. А.  
Нечепуренко Ю. Г.

## СИЛОВЫЕ РЕЖИМЫ ОРТОГОНАЛЬНОГО ГОРЯЧЕГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ТРУБОПРОВОДОВ В РЕЖИМЕ КРАТКОВРЕМЕННОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ

Эффективной технологией производства сложных по геометрии элементов трубопроводов энергетических установок является горячее изотермическое выдавливание в ортогональных направлениях. Изотермическое выдавливание позволяет получать сложные по геометрии изделия при минимальных припусках под мехобработку. Выдавливание осуществляют в разъемных матрицах на типовом прессовом оборудовании или, что более эффективно, на специализированных многоплунжерных прессах. При штамповке существенно зависимость режимов технологии и, следовательно, качества изделий от скорости, т. к. деформируемый горячий металл проявляет вязкие свойства. Кроме того, деформирование сопровождается изменениями механической сплошности материала, что определяет качество изделия [1–3].

При разработке технологических процессов операций изотермического ортогонального выдавливания осесимметричных заготовок используются эмпирические зависимости из различных справочных материалов, а также результаты теоретических исследований, 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 [1].

Целью работы является разработка технологических режимов изготовления соединительных элементов трубопроводов из высокопрочных материалов в режиме кратковременной ползучести методом изотермического ортогонального выдавливания осесимметричных заготовок из высокопрочных материалов.

При штамповке существенно зависимость режимов технологии и, следовательно, качества изделий от скорости, т. к. деформируемый горячий металл проявляет вязкие свойства. Кроме того, деформирование сопровождается изменениями механической сплошности материала, что определяет качество изделия. Влияние совокупности этих факторов на состояние деформируемого материала будем определять уравнением [1, 2]:

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

где  $\sigma_e, \varepsilon_e, \xi_e$  – соответственно эквивалентные напряжения, деформации и скорости деформаций;

$\omega$  – повреждаемость материала заготовки;  $0 \leq \omega \leq 1$ ;  $A, m, n$ ;

$p$  – константы упрочнения материала.

Влияние деформационного и скоростного упрочнения, а также кинетика повреждаемости материала должны учитываться при проектировании технологии изотермической штамповки. В дальнейшем воспользуемся верхнеграницным методом расчета применительно к жесткоблочным полям скоростей перемещений. При плоской схеме деформаций справедливо энергетическое неравенство [4]:

$$qLV_0 \leq \sum \left( \frac{1}{\sqrt{3}} (\sigma_e)_p V_p l_p + \mu \sigma_k V_k l_k \right). \quad (2)$$

Здесь  $q$  – внешнее давление, приложенное на контуре  $L$  заготовки;

$(\sigma_e)_p$ ,  $\sigma_k$  – эквивалентные напряжения на линиях разрыва скоростей  $l_p$  и контактных границах трения  $l_k$ ;

$V_0, V_p, V_k$  – скорости перемещения материала на внешнем контуре заготовки, на линиях разрыва и на границах трения соответственно;

$\mu$  – коэффициент трения.

Рассмотрим выдавливание заготовки с четырьмя ортогональными отроутками – крестовины. Обработка производится на одной позиции штамповки за два этапа. На первом этапе осуществляется торцевое сжатие заготовки до контакта материала с центральными пуансонами и выдавливание его в закрытые полости боковых матриц. Рассмотрим этот этап. Здесь реализуется разрывное поле скоростей перемещений, показанное на рисунке 1, а. Оно состоит из жестких блоков, разделенных линиями разрыва скоростей перемещений (показаны пунктирными линиями). Годограф поля скоростей приведен на рис. 1, б.

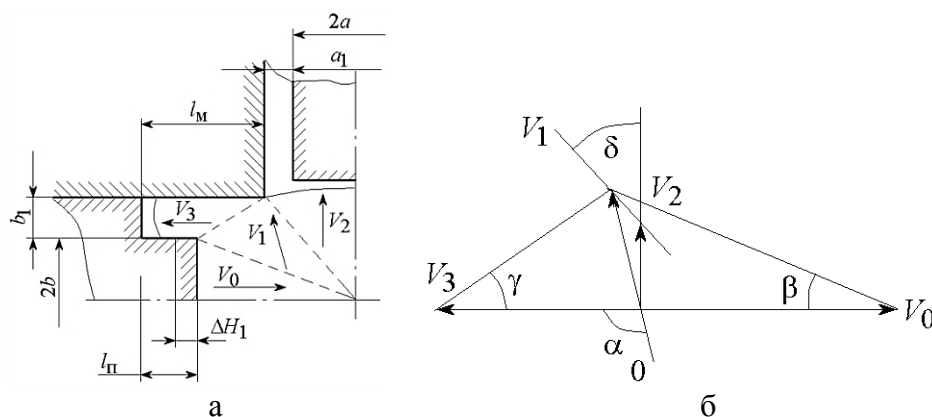


Рис. 1. Схема 1-го этапа штамповки: поле скоростей (а) и годограф (б)

Кинематика поля должна быть обеспечена условием неразрывности деформаций, что выражается зависимостью:

$$\frac{(a + a_1) \cos(\alpha - \delta) + b_1 \sin(\alpha - \gamma)}{\sin \delta} + \frac{b \sin(\alpha + \beta)}{\sin \gamma} = \frac{b \sin(\alpha + \beta)}{\sin \beta}.$$

Отсюда определяется угол  $\alpha$  – направление скорости  $V_1$ . Входящие линейные и угловые параметры заданы полем скоростей и годографом.

Кинематика поля определяется по годографу скоростей. Скорости на линиях разрыва:

$$(V_p)_{10} = \frac{V_0 \sin \alpha}{\sin(\alpha + \beta)}; (V_p)_{12} = \frac{V_0 \cos \alpha \sin \beta}{\sin(\alpha + \beta) \sin \delta}; (V_p)_{13} = \frac{V_0 \sin \alpha \sin \beta}{\sin(\alpha + \beta) \sin \gamma}.$$

Скорость движения материала по поверхности матрицы определяется так:

$$V_3 = \frac{V_0 \sin \beta \sin(\alpha - \gamma)}{\sin(\alpha + \beta) \sin \gamma}.$$

Кинематика поля скоростей позволяет представить эквивалентные скорости деформаций, деформации и напряжения на линиях разрыва в виде:

$$\xi_{ep} = \frac{2V_p}{\sqrt{3}l_p}; \quad \varepsilon_e = \xi_{ep} \frac{\Delta H}{V_0}. \quad (3)$$

Здесь  $V_p$  – касательные скорости на соответствующих линиях разрыва;

$\Delta H = \Delta H_1$  – рабочий ход бокового пуансона;

$l_p$  – длины линий разрыва, которые можно записать в виде:

$$(l_p)_{01} = \frac{b}{\sin \beta}; \quad (l_p)_{12} = \frac{b+b_1}{\cos \delta}; \quad (l_p)_{13} = \frac{b_1}{\sin \gamma}.$$

На контактных границах трения боковых матриц и пуансонов эквивалентные деформации и скорости деформаций примем по осредненной степени деформации при обратном выдавливании, т. е.:

$$\varepsilon_{ek} = \frac{b_1}{b+b_1}, \quad \xi_{\dot{\varepsilon}k} = \frac{V_k}{\Delta H_1} \varepsilon_{\dot{\varepsilon}k},$$

где  $V_k$  – контактные скорости материала на инструменте.

При этом  $V_k = V_3$  – для границ трения на матрице и  $V_k = V_0 + V_3$  – для границ трения на пуансоне. Длины этих границ контакта соответственно  $l_k = l_M, l_k = l_{II}$ .

В соответствии с энергетическим неравенством (2) получим зависимость для удельной силы первого этапа операции:

$$q \leq \frac{A}{bV_0} \left[ \frac{2^{m+n}}{(\sqrt{3})^{1+m+n}} \left( \frac{\Delta H_1}{V_0} \right)^m \sum_1^3 (1-\omega)^p V_p^{1+m+n} l_p^{1-m-n} + \mu \left( \frac{1}{\Delta H_1} \right)^n \left( \frac{b_1}{b+b_1} \right)^{m+n} \sum_1^2 \psi_p V_k^{1+n} l_k \right].$$

На втором этапе операции происходит выдавливание материала в зазор между матрицей и центральным пуансоном. Схема этого этапа и поле скоростей и годограф показаны на рис. 2.

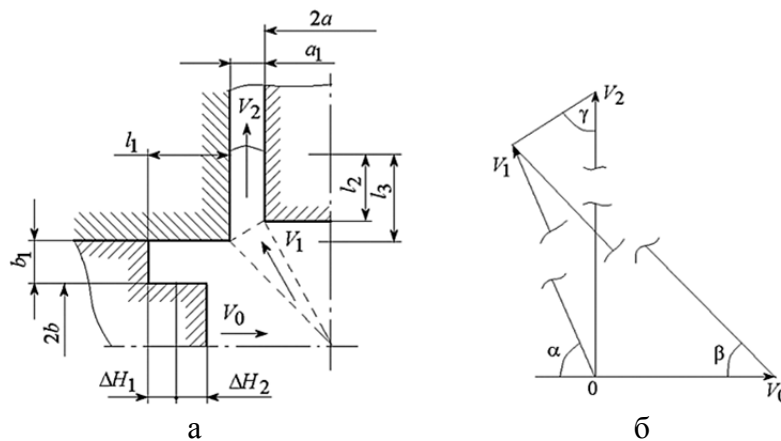


Рис. 2. Схема 2-го этапа штамповки: поле скоростей (а) и годограф (б)

Поле допустимо при условии:

$$a_1 \cdot \sin \beta \cdot \cos(\alpha - \gamma) = (b + b_1) \sin \gamma \cdot \cos(\alpha - \beta).$$

Используя поле скоростей и годограф, запишем необходимые кинематические соотношения для этого этапа. Скорости движения блоков:

$$V_1 = \frac{V_0 \cdot \sin \beta}{\cos(\alpha - \beta)}; \quad V_2 = \frac{V_0 \cdot (b + b_1)}{a_1}.$$

Касательные скорости на линиях разрыва:

$$(V_p)_{01} = \frac{V_0 \cdot \cos \alpha}{\cos(\alpha - \beta)}; \quad (V_p)_{12} = \frac{V_0 \cdot \cos \alpha \cdot \sin \beta}{\sin \gamma \cdot \cos(\alpha - \beta)}; \quad (V_p)_{10} = V_1.$$

Эквивалентные скорости деформаций и деформации на линиях разрыва скоростей представлены общими выражениями (3) при подстановке соответствующих скоростей. При этом  $\Delta H = \Delta H_2$ , а длины линий разрыва определяются выражениями:

$$(l_p)_{01} = \frac{a + a_1}{\cos \beta}; \quad (l_p)_{12} = \frac{a}{\cos \alpha}; \quad (l_p)_{10} = \frac{a_1}{\sin \gamma}.$$

Эквивалентные деформации и скорости деформаций на границах трения примем, как это сделано выше, исходя из осредненной степени формообразования при боковом выдавливании, т. е.:

$$\varepsilon_{ек} = 1 - \frac{2a_1}{b + b_1}, \quad \xi_{ек} = \frac{V_k}{\Delta H_2} \varepsilon_{ек}.$$

Здесь  $V_k = V_0$ ,  $V_k = V_0 + V_2$ ,  $V_k = V_2$  – скорости на границах трения соответственно  $l_1$ ,  $l_2$ ,  $l_3$ ;  $\Delta H_2$  – рабочий ход бокового пуансона на этом этапе операции.

Используя приведенные выражения, получим для второго этапа штамповки следующее соотношение для расчета давления:

$$q \leq \frac{A}{(b + b_1)V_0} \left[ \frac{2^{m+n}}{(\sqrt{3})^{1+m+n}} \left( \frac{\Delta H_2}{V_0} \right)^m \sum_1^3 (1 - \omega)^p V_p^{1+m+n} l_p^{1-m-n} + \mu \left( \frac{1}{\Delta H_2} \right)^n \left( 1 - \frac{2a_1}{b + b_1} \right)^{m+n} \sum_1^3 (1 - \omega)^p V_k^{1+n} l_k \right].$$

На основе приведенных выше соотношений выполнены теоретические исследования влияния скорости перемещения инструмента и условий трения на величину относительного давления при ортогональном горячем выдавливании элементов трубопроводов. Исследования выполнены для алюминиевого АМг6 и титанового ВТ6С сплавов, поведение которых описывается энергетической и кинетической теориями прочности соответственно. Механические характеристики исследуемых материалов приведены в работе [1]. Расчеты выполнены при следующих геометрических характеристиках заготовки:  $a = 25$  мм;  $a_1 = 3$  мм;  $b = 35$  мм;  $b_1 = 5$  мм;  $\Delta H_1 = \Delta H_2 = 5$  мм. Границы трения:  $l_n = 10$  мм;  $l_m = 25$  мм;  $l_1 = l_2 = 20$  мм,  $l_3 = 25$  мм; коэффициент трения  $\mu = 0,1$ .

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

Анализ графических зависимостей показывает, что при ортогональном выдавливании с нагревом относительное давление падает при увеличении длительности операции, т. е. при уменьшении скорости штамповки. Наиболее существенна эта зависимость при малых скоростях, когда значительно проявление вязкости горячего металла.

Так, с уменьшением скорости перемещения инструмента  $V$  от 10 до 0,01 мм/с относительное давление ортогонального выдавливания падает на 25–80 % для алюминиевого АМг6 и на 30–45 % для титанового ВТ6С сплавов. На втором этапе деформирования наблюдаются меньшие значения давления по сравнению с первым.

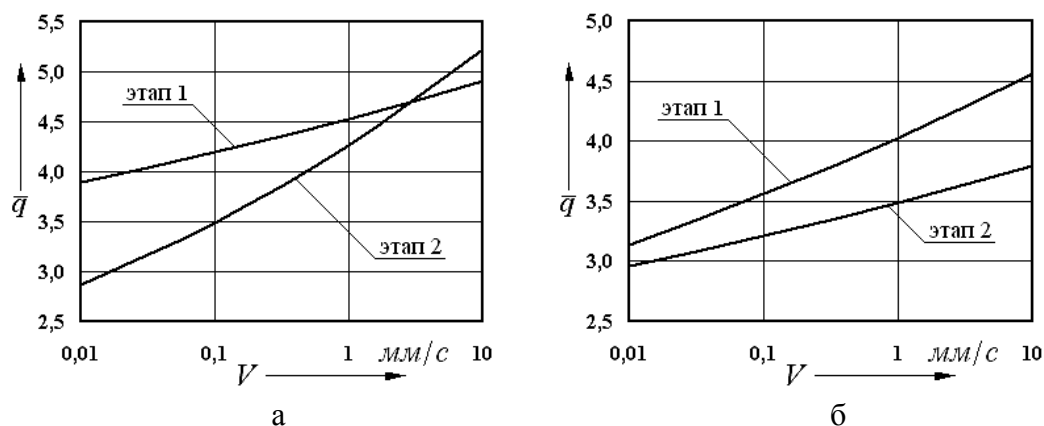


Рис. 3. Зависимости изменения  $\bar{q}$  от  $V$  при ортогональном выдавливании заготовок из сплавов АМг6 (а) и ВТ6С (б)

На величины давления также влияет трение. Результаты исследования влияния коэффициента трения  $\mu$  на величину относительного давления представлены на рис. 4. Показано, что при уменьшении трения наблюдается существенное снижение давления. Так, снижение коэффициента трения  $\mu$  от 0,4 до 0,1 приводит к уменьшению относительного давления на 30–40 % для сплавов АМг6 и ВТ6С на первом этапе и в 3–3,5 раза на втором этапе.

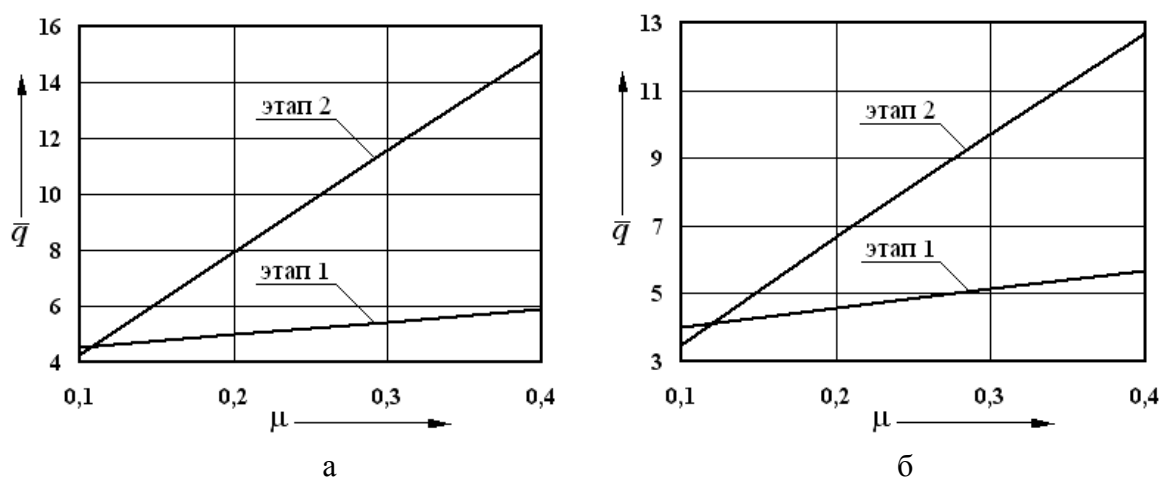


Рис. 4. Зависимости изменения  $\bar{q}$  от  $\mu$  при ортогональном выдавливании заготовок из сплавов АМг6 (а) и ВТ6С (б)

На рис. 5 представлены образцы изделий, получаемых горячей штамповкой в разъемных матрицах.



Рис. 5. Образцы изделий из алюминиевого АМг6 и титанового ВТ6С сплавов

Выполнено сопоставление расчетных и экспериментальных данных для штамповки крестовины из алюминиевого сплава АМг6 при 450 °С в режиме кратковременной ползучести.

Величины давлений на боковом пуансоне для первого и второго этапов операции приведены в табл. 1 в зависимости от времени штамповки при конечном рабочем ходе пуансона.

Давление падает при увеличении длительности операции, т. е. при уменьшении скорости штамповки. Наиболее существенна эта зависимость при малых скоростях, когда значительно проявляется вязкости горячего металла. На величины давления также влияет трение.

Таблица 1

Величины давлений на боковом пуансоне для первого и второго этапов операции в зависимости от времени штамповки

Этап	Время $t$ , мин	Давление $q$ , МПа	
		расчетное	экспериментальное
1	1	125	130
	5	67	72
2	1	153	161
	5	80	85

Экспериментальные значения давлений превосходят расчетные, что связано с учетом повреждаемости материала в расчетных соотношениях. С другой стороны, учет повреждаемости сближает расчетные и экспериментальные данные.

## ВЫВОДЫ

Проведен анализ операции изотермического ортогонального выдавливания осесимметричных заготовок из высокопрочных материалов, в результате которого установлено влияние технологических режимов на силовые параметры процесса. Полученные результаты можно использовать при разработке технологических процессов ортогонального выдавливания осесимметричных заготовок из высокопрочных материалов.

## 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. : Машиностроение, 2009. – 412 с.

2. *Ковка и штамповка : справочник : в 4 т. Т. 4. Листовая штамповка* / под общ. ред. С. С. Яковлева ; ред. совет: Е. И. Семенов (пред.) и др. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 2010. – 732 с.

3. *Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов* / С. П. Яковлев, В. Н. Чудин, С. С. Яковлев, Я. А. Соболев. – М. : Машиностроение, 2004. – 427 с.

4. *Теория обработки металлов давлением : учебник для вузов* / В. А. Голенков, С. П. Яковлев, С. А. Головин, С. С. Яковлев, В. Д. Кухарь ; под ред. В. А. Голенкова, С. П. Яковлева. – М. : Машиностроение, 2009. – 442 с.

Яковлев С. С. – д-р техн. наук, проф. ТулГУ;

Пасынков А. А. – канд. техн. наук, доц. ТулГУ;

Нечепуренко Ю. Г. – д-р техн. наук, проф. ТулГУ.

ТулГУ – Тульский государственный университет», г. Тула, Россия.

E-mail: mpf-tula@rambler.ru