

УДК 621.777.01

**Алиева Л. И.
Титов А. В.
Корденко М. Ю.**

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПОПЕРЕЧНОГО БОКОВОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ

Точная объемная штамповка (ТОШ) выдавливанием является эффективным ресурсосберегающим методом получения полых и сплошных деталей с фланцами и утолщениями [1, 2]. В дополнение к традиционным и распространенным в промышленности способам продольного (прямого и обратного) выдавливания все большее применение находят и новые способы поперечного (радиального и бокового) выдавливания [3].

Одним из направлений расширения возможностей и области применения ресурсосберегающих процессов ТОШ является повышение сложности конструкции штампуемых деталей. К способам деформирования, обеспечивающим это требование в полной мере, можно отнести боковое выдавливание, для которого характерно течение металла в поперечном направлении с заполнением одной или нескольких канальных (боковых) полостей разъемной матрицы [3, 4]. При этом формируется сплошная или полая деталь с одним или несколькими боковыми отростками. Отростки по форме поперечного сечения отличаются большим разнообразием, но преимущественно имеют круглое или прямоугольное сечение и могут быть расположены на различном уровне по высоте детали

В последнее время опубликованы работы по исследованию закрытого бокового выдавливания деталей со ступенчатыми и полыми отростками круглой (кольцевой) и прямоугольной формы сечения [5].

Конечно-элементный анализ процесса бокового выдавливания показал значительную неравномерность деформированного состояния заготовки, обусловленную сложной конфигурацией полученных деталей и кинематикой течения металла [6].

Неравномерность распределения деформаций в заготовке может вызвать не только отклонения формы деталей, но и нежелательное исчерпание ресурса пластичности и разрушение заготовки в процессе деформирования. Оценка степени деформации с учетом реального пути деформирования, пройденного материалом, позволяет точно определить степень расхода ресурса пластичности материала. Такая оценка необходима также и для выяснения остаточной пластичности полученной детали с требуемыми физико-механическими свойствами и возможности выполнения последующих операций деформирования [3, 7, 8].

Для расчета технологических (силовых и деформационных) режимов используются приближенные зависимости, полученные методом верхней оценки по аналогии с процессом выдавливания фланцев или доштамповки [9, 10]. Актуальным является получение расчетных зависимостей, учитывающих особенности геометрии детали, способ, кинематику и этапы деформирования.

Для анализа процессов деформирования металла в инструментах с криволинейными контактными поверхностями используются модули с криволинейными поверхностями разрыва [8, 11]. Но расчетных зависимостей для процессов выдавливания, полученных с помощью таких модулей, незначительно, а некоторые рекомендации носят противоречивый характер [12].

Целью работы является анализ технологических режимов процесса бокового выдавливания деталей сложной конфигурации с отростками.

Для анализа силового режима процесса бокового выдавливания использовали энергетический метод верхней оценки (МВО). Модульный подход в данном методе направлен на повышение оперативности анализа и получения инженерных зависимостей для расчета энергосиловых параметров [11].

Расчетные схемы процесса (рис. 1) содержат модули для анализа течения металла в характерных зонах детали: в центральной зоне, где происходит сжатие и выдавливание металла и в переходной, где на фаске матрицы металл подвергается обжатию.

Для расчета приведенного давления по методу МВО используют формулу [8]:

$$\bar{p} = \frac{1}{2RV_0} \left(\sum_1^n V_{ij} \cdot l_{ij} + 2 \cdot \mu \cdot \sum_1^n V_{ik} \cdot l_{ik} \right), \quad (1)$$

где V_0 – скорость поступательного движения пуансона;

l_{ij} и l_{ik} – длины разрывных линий и скоростей разрыва;

μ_s – коэффициент трения $0 \leq \mu_s \leq 0,5$.

Величины l_{ij} и V_{ij} определяются из принятого разрывного поля скоростей и соответствующего ему годографа скоростей, используя геометрические параметры инструмента и процесса. Высота очага деформации не отличается от толщины отрезка или от высоты полости H_0 при поперечном выдавливании, а граничные линии, пересекающие оси симметрии, могут быть наклонены под углом 45° .

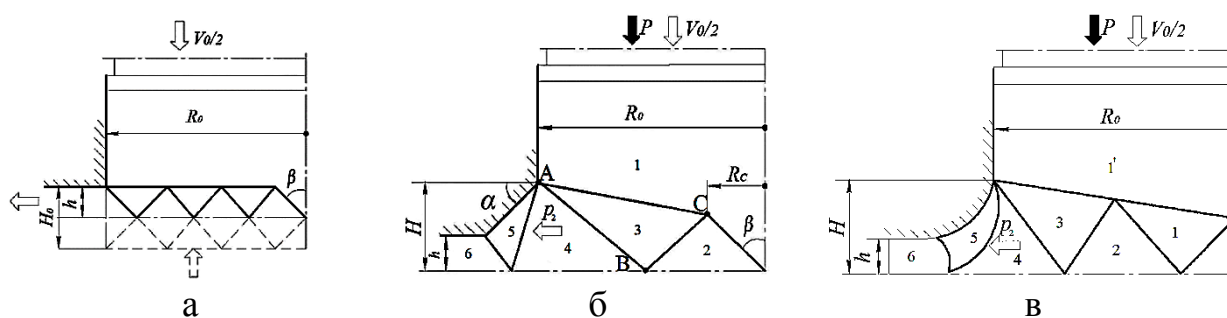


Рис. 1. Варианты расчетных схем для процесса бокового выдавливания

В принятом для процесса плоской осадки или выдавливания отрезков поле (рис. 1, а) это ограничение относится к входным и выходным линиям очага деформации. Допустим, что n – количество треугольных элементов в одной четверти пластической области, а $V_0 / 2 = h$. Подставляя значения l_{ij} и V_{ij} в формулу (1), при $\mu = 0$ после преобразований и введения параметра $c = 2R_0/H_0 = R_0/h$, получим, как и при осадке полосы [9]:

$$\bar{p} = \frac{1}{2c} \left(n + 2c + \frac{n^2}{2(n-1)^2} (c-2)^2 \right). \quad (2)$$

Оптимальное число жестких элементов n , дающее минимум верхней оценки удельной силы, непостоянно, а зависит от относительной толщины отрезка H_0/R_0 (рис. 2). Для малых значений H_0/R_0 лучшее решение дают кинематические поля с большой дробностью и, наоборот, с увеличением H_0/R_0 оптимальное значение n доходит до двух.

Приближенно описывающую минимальные значения \bar{p} кривую можно получить после допущения об одинаковом угле пересечения граничными линиями горизонтальной оси симметрии (т. е. $\beta = 45^\circ$). Тогда из (2) получим:

$$n = 1 + (R_0 - 2h) / h = c - 1. \quad (3)$$

Используя данное значение n в формуле (2) после преобразований, можно получить:

$$\bar{p} = 1 + \frac{1}{4} \left(c - \frac{1}{c} \right). \quad (4)$$

Формула (4) эквивалентна выражению для плоской осадки при предельном трении, полученному ранее Ю. А. Алюшиным [8]. Таким образом, процесс бокового выдавливания отрезка можно рассматривать как процесс осадки "фиктивной полосы" шероховатыми плитами или как процесс доштамповки [10].

Однако при выдавливании с большими значениями H_0/R_0 (≥ 0.6) форма очага деформации в зоне сжатия заметно отличается от диска, что показывает целесообразность дальнейшего уточнения полученного решения. За основу возьмем кинематически возможное поле, состоящее из двух (по рис. 2 оптимальное $n = 2$) кинематических элементов (см. рис. 1, б). Отметим, что в данном случае за условную толщину отрезка надо принимать значение $H_0 = 2H$. При построении известным методом годографа скоростей и для удобства расчета компонент l_{ij} и V_{ij} и попарных произведений l_{ij}, V_{ij} принимали, что скорость перемещения пуансона $V_0/2 = H$.

На основе уравнения (1) получена зависимость:

$$\bar{p} = \left(H^2 + 2R_c H + R_0^2 - R_0 H - 2R_0 R_c \right) / R_0 H. \quad (5)$$

Варьирование параметров построенного поля скоростей возможно перемещением точки "С" вдоль линии скольжения 1–2. При оптимальном значении $R_c = (R_0 - H)/2$ приведенное давление выдавливания минимально и равно:

$$\bar{p} = R_0/H_0 + H_0/4R_0. \quad (6)$$

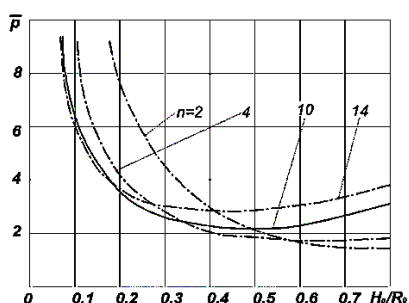


Рис. 2. Зависимость приведенного давления от числа жестких элементов

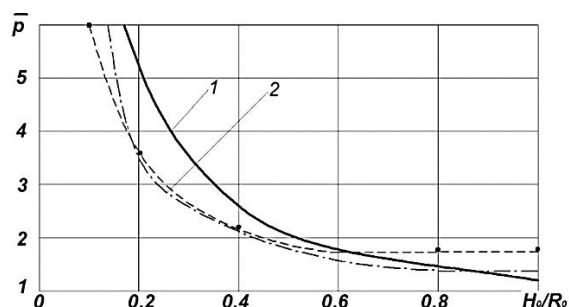


Рис. 3. Зависимость приведенного давления от относительной толщины отрезка

На рис. 3 даны графики зависимостей (6) и (4) (соответственно, кривые 1 и 2) для приведенного давления \bar{p} бокового выдавливания. Для сопоставления там же приведены весьма близкие значения \bar{p} (0) для процесса доштамповки плоской заготовки [10].

Формулы для плоского радиального выдавливания, полученные методом верхней оценки на основании выражений (1), данные в [9], показывают результаты, близкие к кривой 4 на рис. 2. Аналогично получены решения и для других модулей осадки и плоского деформирования, отличающихся условиями трения, схемой приложения нагрузки и видом разрывного поля скоростей [8, 11]. Известные решения дают результаты, близкие между собой и зависимостями (4) и (6), но несколько превышающие давление (0) для плоской схемы процесса доштамповки.

При боковом выдавливании в матрицах с переходной кромкой, выполненной в виде фаски или закругления (см. рис. 1, б и в), необходимо к давлению собственно бокового выдавливания по (4) и (6) добавить и давление для обжатия металла в переходной зоне.

Кинематические модули для обжатия (уменьшения размеров сечения) используются для анализа процессов редуцирования, прямого и обратного выдавливания [8, 11].

Анализ наиболее простого модуля с одним жестким треугольным элементом был выполнен применительно к условному процессу прямого выдавливания (рис. 4, а). При течении в зоне фаски матрицы или в конической полости можно использовать треугольные элементы. Величины l_{ij} и V_{ij} определены по аналогии с решением [8] из подобия треугольных элементов в поле и годографе скоростей.

Принято, что $\beta = 45^\circ$, а угол 2α – угол фаски (переходной конической кромки) матрицы. Величина λ определена, как $\lambda = h/H$.

После подстановки значений l_{ij} и V_{ij} в формулу (1) и преобразований получим выражение для расчета приведенного давления деформирования в зоне переходной кромки матрицы:

$$\bar{p}_2 = \frac{1 + \lambda^2 + 2\mu(1 - \lambda) - 2\lambda \cos 2\alpha - \lambda(1 - \lambda) \sin 2\alpha}{\lambda(1 - \cos 2\alpha + \sin 2\alpha)}. \quad (7)$$

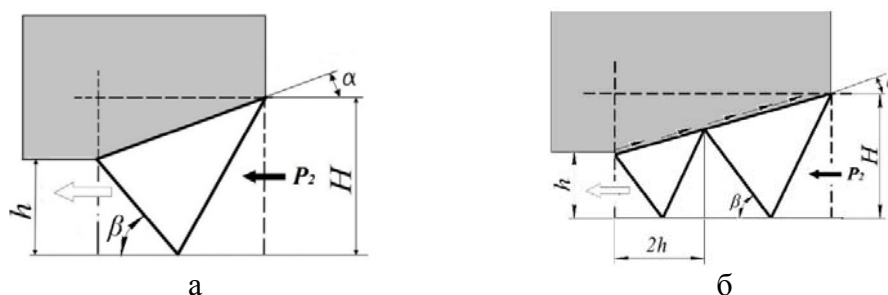


Рис. 4. Схема кинематического треугольного элемента для решения задач плоскодеформированного состояния

Величину приведенного давления для обратного выдавливания деформирующим пуансоном сечением $(H - h)$ легко найти, зная давление прямого выдавливания:

$$\bar{p}_{об} = \bar{p}_{2пр} / (1 - \lambda). \quad (8)$$

Задача определения давления обратного выдавливания $\bar{p}_{об}$ решена и в работе [12], но расчетные выражения отличаются, возможно, из-за ошибок в изложении указанной статьи.

При выдавливании через протяженную коническую переходную кромку (фаску или полость матрицы) с $\alpha \leq \frac{\pi}{6}$ общее значение вытяжки q и целое число жестких элементов n установим по формулам:

$$q = H/h; \quad n \approx \ln q / \ln(1 + 2tg\alpha). \quad (9)$$

Затем определим значение вытяжки для одного элемента $\lambda = 1/\sqrt[n]{q}$ и далее для расчета приведенного давления выдавливания в полости $\bar{p}_{2к}$ используем выражение (7):

$$\bar{p}_{2к} = n\bar{p}_{2пр}. \quad (10)$$

Для определения давления деформирования металла на закругленной переходной кромке матрицы (блок II, см. рис. 1, в) используем аналогию со схемой прямого выдавливания через криволинейную матрицу (рис. 5). При построении разрывного поля и годографа скоростей используем методику, разработанную для анализа процессов продольного течения [8, 11, 13].

При построении годографа скоростей для данного элемента воспользуемся условием постоянства объема и соотношением $W = V_{04} H / h$. Следовательно, положение точек 0, 4 и 6 на годографе скоростей можно считать известным.

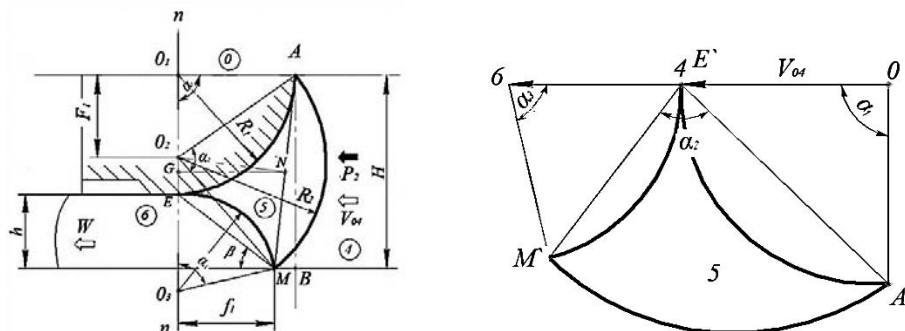


Рис. 5. Поле и годограф скоростей при течении через криволинейную матрицу

Для соблюдения кинематических условий разрыв тангенциальной компоненты скорости вдоль каждой из линий скольжения АЕ, АМ, МЕ должен быть постоянным. Из этого следует, что элементы А'Е', А'М', М'Е' годографа – дуги окружностей с радиусами, равными разрыву скорости на соответствующих линиях скольжения, их центры расположены соответственно в точках 0, 4 и 6, которые лежат на одной прямой линии. Элементы, составляющие поле линий скольжения криволинейного модуля 5, подобны элементам годографа и повернуты относительно последних на 90°.

При вычислении удельной силы выдавливания металла в криволинейном блоке II удобно воспользоваться подобием поля линий скольжения и годографа, из которого следует [8, 13]:

$$\frac{v_{05}}{R_1} = \frac{v_{45}}{R_2} = \frac{v_{56}}{R_3} = \frac{v_{04}}{F_1} = \Pi, \tag{11}$$

где F_1 – расстояние между центрами кривизны O_1 и O_2 ;

Π – коэффициент подобия.

Это позволяет выразить значения для криволинейных треугольников через значения радиусов кривизны полей скоростей. Выражая величины, входящие в формулу (1), через размеры поля скоростей R_i , h и углы β и α (в радианах), и, принимая во внимание, что вместо V_0 имеем скорость $V_{04} = F_1 \Pi$, то можно получить аналитическую зависимость для приведенного давления выдавливания. Результаты расчета $v_{ij} l_{ij}$ сведены в табл. 1.

Таблица 1

Длины границ и величины разрыва скоростей

ij	l_{ij}	v_{ij}	$v_{ij} l_{ij}$
0-5	$\frac{\pi}{2} R_1$	$R_1 \Pi$	$\frac{\pi}{2} R_1^2 \Pi$
4-5	$\alpha_2 R_2$	$R_2 \Pi$	$\alpha_2 R_2^2 \Pi$
5-6	$\alpha_3 R_3$	$R_3 \Pi$	$\alpha_3 R_3^2 \Pi$

Из построения на рис. 5 находим, что:

$$R = H = R_1 + h; \quad f_1 = h \cdot \text{ctg} \beta; \quad \alpha_3 = 2\beta; \quad \alpha_2 = \arcsin \frac{T}{2R_2}; \quad R_2 = \sqrt{R_1^2 + F_1^2};$$

$$T = \sqrt{(R_1 - f_1)^2 + (R_1 + h)^2}; \quad R_3 = \frac{h}{2\sin^2 \beta}; \quad (12)$$

Требует пояснения нахождения величины F_1 , которая обозначает расстояние между центрами радиусов O_1 и O_2 . Для этого используем свойства трапеций и подобие треугольников ANB и O_2MG . Обозначим $\Delta = O_2G$, тогда зная высоту трапеции, как полусумму оснований, находим:

$$\frac{\Delta}{R_1 + f_1} = \frac{R_1 - f_1}{2(R_1 + h)},$$

$$F_1 = \frac{R_1 + h}{2} - \Delta = \frac{R_1 + h}{2} - \frac{R_1 - f_1}{2} = \frac{h^2}{2R} A, \quad (13)$$

где
$$A = 1 + 2\frac{R_1}{h} + \operatorname{ctg}^2 \beta. \quad (14)$$

Используя значения компонентов углов α_i и радиусов R_i линий скольжения, подставляемых в уравнение (1), получим:

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2F_1 R} \left(2\mu \frac{\pi}{2} R_1^2 + 2\beta \cdot \frac{h^2}{4\sin^4 \beta} + R_2^2 \cdot 2 \arcsin \frac{1}{2} \sqrt{\frac{(R_1 - f_1)^2 + (R_1 + h)^2}{R_1^2 + F_1^2}} \right). \quad (15)$$

Минимизация выражения (3) по параметру β позволяет рекомендовать в диапазоне значений $m = R_1 / h = 0,2 \dots 2,5$; $\beta_{opt} = 1,33 - 0,26m$.

Полную величину приведенного давления бокового выдавливания устанавливают, суммируя давления \bar{p} по (4) или (6) и \bar{p}_2 по выражениям (7), (10) или (15).

С использованием метода верхней оценки можно оперативно проводить и анализ деформированного состояния в процессе выдавливания. Принимая допущение о плоскодеформированном состоянии после построения кинематически возможного поля (и годографа) скоростей (КВПС) из жестких (недеформируемых) кинематических элементов и используя компоненты скоростей деформации, можно определить показатели деформированного состояния [8, 14].

Рассмотрим пример плоского бокового выдавливания в матрице с конической переходной кромкой. На рис. 6 показано разрывное поле скоростей, состоящее из двух модулей плоского течения (бокового I и прямого II выдавливания), включающих соответственно кинематические жесткие элементы 1–6 и 7–10.

Для расчета приращения сдвиговой деформации на линиях (поверхностях) разрыва скоростей используют выражение, вытекающее из энергетических принципов [8, 14]:

$$\gamma_{ij} = v_{ij} / v_{ij}^n, \quad (16)$$

где v_{ij} , v_{ij}^n – разрыв касательной составляющей и нормальная к линии разрыва составляющая вектора скорости. Эти величины устанавливают по годографу скоростей.

Накопленную (вдоль линии тока) величину сдвиговой деформации и среднюю интенсивность деформации сдвига γ_{cp} определяют после нахождения сумм γ_{ij} для характерных каналов течения, ширина которых должна быть установлена с помощью построения характерных линий тока на годографе скоростей [14].

Интенсивность конечных деформаций рассчитывается по формуле:

$$e_c = \gamma_{cp} / \sqrt{3}. \quad (17)$$

Разрывные поля скоростей для случая бокового выдавливания (рис. 6, линии 1–4) независимо от положения и числа кинематических элементов показывают, что наибольшей деформации при поперечном выдавливании подвергаются слои металла, прилегающие к центру выдавливаемого отрезка. При выдавливании без конического переходного участка, т. е. непосредственно на выходе из контейнера в боковую полость высотой H_0 (модуля I), коэффициент неравномерности деформации $K_n = \gamma_{\max} / \gamma_{\min}$ находится в пределах от 1.7 до 2.3. При этом большие значения соответствуют малым величинам относительной высоты поперечной полости ($R_0 / H_0 = 2.0 \dots 4.0$), где R_0 – радиус исходной заготовки. Неравномерность деформации на выходе из модуля I обусловлена тем, что металл в центральных зонах (в канале А) при выдавливании пересекает большее число границ разрыва скоростей (путь деформирования длиннее), чем в периферийном канале С, где пересекаются лишь две границы 1–5 и 5–6 (см. рис. 6).

После прохождения металлом конического участка (модуля II) и обжатия по высоте (от H до h) неравномерность деформации заметно снижается, так как деформация при прохождении участка сопровождается неравномерностью обратного порядка. При обжатии, как при прямом выдавливании, большую интенсивность деформации приобретают периферийные слои. При сложении таких последовательных неравномерностей деформаций получается более равномерная по сечению отрезка проработка металла. Коэффициент неравномерности снижается до 1.15 и менее. Способ поперечного выдавливания с обжатием выдавливаемого отрезка может быть эффективным средством получения высококачественных металлоизделий.

Как показали исследования, для всех поверхностей среза приращение относительной сдвиговой деформации γ_{ij}^c равно удвоенной составляющей приведенного давления $\Delta \bar{p}_{ij}$, учитывающей этот срез, т. е. $\gamma_{ij}^c = 2\Delta \bar{p}_{ij}$ [14].

Суммируя $\Delta \bar{p}_{ij}$, можно вывести формулу для приведенного давления. Так, для бокового выдавливания в пределах модуля I давление по (4) – $\bar{p} = 1 + \left(\frac{R_0}{H} - \frac{H}{R_0} \right) / 4$. А расчетное среднее значение интенсивности деформаций:

$$e_c = \gamma_{cp} / \sqrt{3} = 2\bar{p} / \sqrt{3}. \quad (18)$$

Полученная зависимость (18) показывает, что значение интенсивности деформаций, вычисленное по методике Р. Хилла ($e_m = \bar{p}$) и по линиям тока ($e_m = 1.155\bar{p}$) отличаются коэффициентом $2/\sqrt{3}$.

Возможность применения рассмотренной методики расчета деформаций через составляющие давлений деформирования была проверена и на иных схемах выдавливания [14]. Таким образом, для расчета накопленной деформации на основе разрывных полей скоростей могут быть использованы составляющие выражений для приведенного давления без необходимости установления нормальных компонент скоростей.

Диаграммы распределения интенсивности деформации сдвига в каждом модуле и их сумму, полученную после бокового выдавливания можно использовать для расчета величины тепловыделения в деформированном металле. Для рассмотренного случая поперечного бокового выдавливания в матрице с конической переходной кромкой (см. рис. 6) на основании установленных значений накопленной деформации сдвига (даны на рис. 6) и поэтапных показателей определили повышение температуры элемента материала, при прохождении очага деформации, состоящего из двух модулей (I и II) плоского течения.

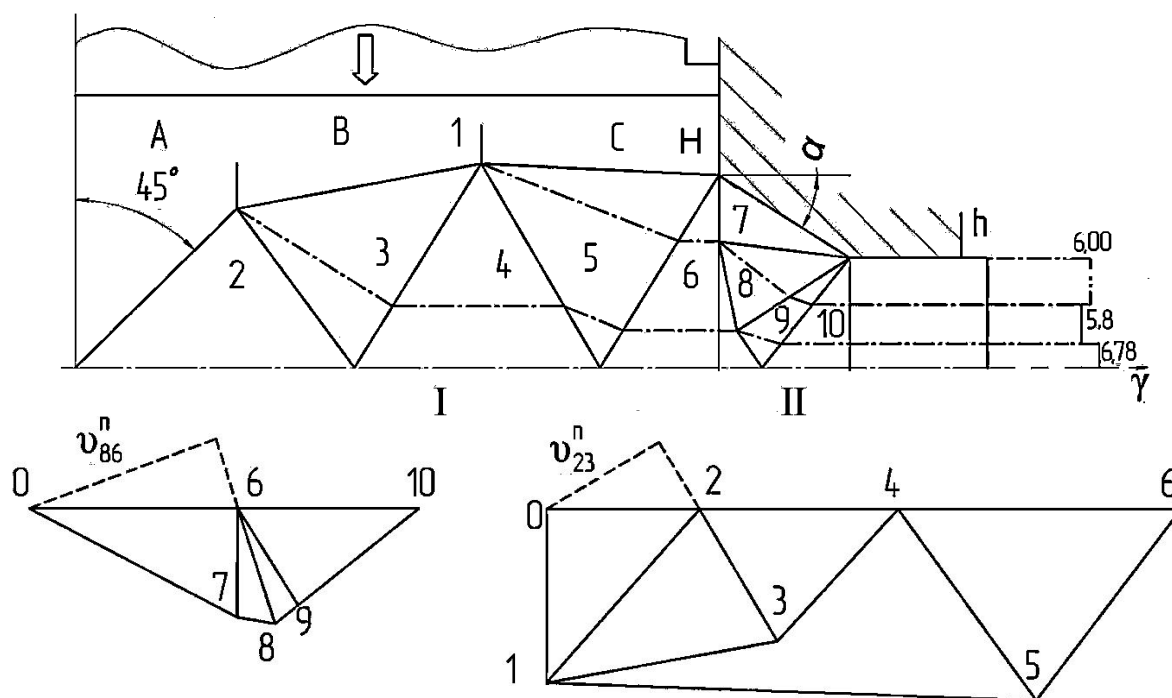


Рис. 6. Разрывное поле и годограф скоростей при боковом выдавливании

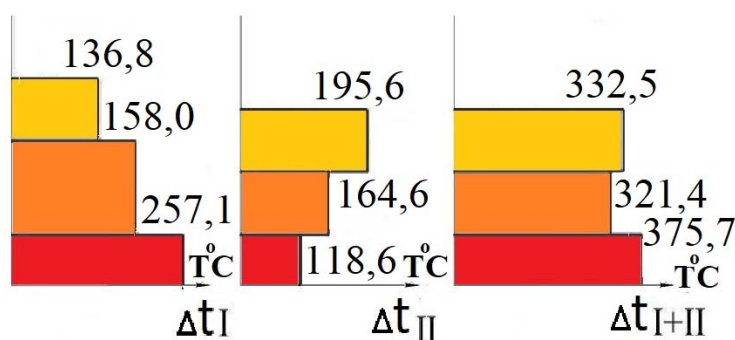


Рис. 7. Распределение тепла по сечению отростка на этапах выдавливания:

$$\Delta t = \frac{k\gamma_{ij}}{I_{cp}}, \tag{19}$$

где k – постоянная пластичности;

I – механический эквивалент тепла ($I = 4,187 \text{ Дж} / \text{кал}$);

e – удельная теплоемкость материала; ρ – плотность материала.

Для процесса бокового выдавливания заготовки из малоуглеродистой стали принято:

$$k = 200 \frac{\text{Н}}{\text{мм}^2}; \quad c = 0,11 \frac{\text{кал}}{\text{г} \cdot \text{град}} = 460 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{град}}; \quad \rho = 7,85 \frac{\text{г}}{\text{см}^3}.$$

Результаты расчетов тепловыделения по модулям и в выдавленном отростке приведены на рис. 7. Деформации сдвига в канале А в пределах модуля I соответствует 257,1 °С, а после прохождения металлом модуля II температура увеличиться еще на 118,6 °С и станет на выходе из очага деформации 375,7 °С. Эта температура соответствует накопленной в канале А деформации сдвига – 6,78.

ВЫВОДЫ

Моделирование силового режима процесса бокового выдавливания методом верхней оценки позволило оценить влияние геометрических параметров и вида поля скоростей на приведенное давление деформирования. Установлено, что оптимальное число жестких элементов зависит от относительной толщины выдавливаемого отростка.

Расчетные формулы для плоского бокового выдавливания, полученные методом верхней оценки показывают результаты, близкие аналогичным решениям для других задач плоского деформирования в процессе доштамповки и осадки, отличающихся видом разрывного поля скоростей.

Получены уточненные зависимости для расчета давления деформирования в матрицах с конической и закругленной переходной кромкой. Для последнего случая применен криволинейный треугольный модуль, для которого описана методика построения и расчета компонентов приведенного давления на линиях разрыва скоростей.

Метод верхней оценки позволил оценить неравномерность распределения деформаций по сечению выдавленного отростка и рассчитать величину тепловыделения соответствующего накопленной деформации вдоль линий тока металла. Рассмотрен процесс бокового выдавливания отростка в матрице с конической переходной кромкой и подтверждена возможность взаимной компенсации неравномерности деформаций при простых схемах выдавливания при их взаимном сочетании или дополнении.

Подбор схем выдавливания в многопереходном процессе или при комбинированном выдавливании, проведенный с учетом характера распределения деформаций, может быть эффективным методом снижения неравномерности деформации заготовки.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Холодная объемная штамповка. Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.
2. Cold Forging of Hollow Cylindrical Components Having an Intermediate Flange – Ubet Analysis and Experiment / H. Kudo, B. Avitzur, T. Yoshikai, J. Luksza a. o. // CIRP Annalen. – 1980. – № 129. – P. 129–133.
3. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – № 6. – С. 1–4.
4. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах / А. Г. Овчинников. – М. : Машиностроение, 1983. – 200 с.
5. Stefan Rudolf. Hollow lateral extrusion of tubular billets – a newly developed cold forging process [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.umformtechnik.net/binary_data/154121_hollow_lateral_extrusion_stuttgart_rudolf_ifu_stuttgart.pdf.
6. Abhari Payman. The investigation of lateral extrusion process using finite element simulation / Payman Abhari [Электронный ресурс] // International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology (IJRASET). – August 2017. – Volume 5. – Issue VIII. – P. 1703–1707. – ISSN 2321-9653. – Режим доступа: <http://ijraset.com/archive-detail.php?AID=60, DOI: 10.22214/ijraset.2017.8242>.
7. Огородников В. А. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении : монография / В. А. Огородников, И. А. Деревенько, Л. И. Алиева. – Винница : ВНТУ, ООО «Меркьюри-Подолье», 2016. – 176 с. – ISBN 978-966-2696-69-1.
8. Алюшин Ю. А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением : учебное пособие / Ю. А. Алюшин, С. А. Еленев. – РИСХМ : Ростов н/Д., 1987. – 106 с.
9. Алиев И. С. Верхняя оценка усилий деформирования при поперечном выдавливании / И. С. Алиев // Обработка металлов давлением. – Ростов н/Д : РИСХМ, 1978. – С. 123–134.
10. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 423 с.
11. Алиев И. С. Методика анализа процессов точной объемной штамповки с помощью модульных полей скоростей / И. С. Алиев // Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением : темат. сб. науч. трудов. – К. : УМК ВО. 1990. – С. 7–17.
12. Савченко О. К. Силовой режим процесса поперечного выдавливания и оптимизация формы инструмента / О. К. Савченко, Ф. Э. Азадов, С. Л. Черняева // Совершенствование процессов и машин ОМД : Межвузовский сборник научных трудов. – К. : УМК ВО, 1988. – С. 21–28.
13. Алиева Л. И. Давление деформирования при прямом выдавливании через закругленную матрицу / Л. И. Алиева, А. В. Титов // Матеріали Х Міжнародної науково-технічної конференції «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії» 21–23 листопада 2018. – Харків, 2018. – С. 16–17.

14. Алиева Л. И. Оценка деформированного состояния деталей в процессе холодного выдавливания / Л. И. Алиева // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2016. – № 2. – С. 77–85.

REFERENCES

1. *Holodnaja ob#emnaja shtampovka. Spravochnik / Pod red. G. A. Navrockogo. – M. : Mashinostroenie, 1973. – 496 s.*
2. *Cold Forging of Hollow Cylindrical Components Having an Intermediate Flange – Ubet Analysis and Experiment / H. Kudo, B. Avitzur, T. Yoshikai, J. Luksza a. o. // CIRP Annalen. – 1980. – № 129. – P. 129–133.*
3. *Aliiev I. S. Tehnologicheskie processy holodnogo poperechnogo vydavlivaniya / I. S. Aliiev // Kuznechno-shtampovnoe proizvodstvo. – 1988. – № 6. – S. 1–4.*
4. *Ovchinnikov A. G. Osnovy teorii shtampovki vydavlivaniem na pressah / A. G. Ovchinnikov. – M. : Mashinostroenie, 1983. – 200 s.*
5. *Stefan Rudolf. Hollow lateral extrusion of tubular billets – a newly developed cold forging process [Elektronnyj resurs]. – Rezhim dostupa: http://www.umformtechnik.net /binary_data/154121_hollow_lateral_extrusion_stuttgart_rudolf_ifu_stuttgart.pdf.*
6. *Abhari Payman. The investigation of lateral extrusion process using finite element simulation / Payman Abhari [Elektronnyj resurs] // International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology (IJRASET). – August 2017. – Volume 5. – Issue VIII. – P. 1703–1707. – ISSN 2321-9653. – Rezhim dostupa: <http://ijraset.com/archive-detail.php?AID=60>, DOI: 10.22214/ijraset.2017.8242.*
7. *Ogorodnikov V. A. Resurs plastichnosti metallov pri holodnom ob#emnom formoizmenenii : monografija / V. A. Ogorodnikov, I. A. Dereven'ko, L. I. Aliieva. – Vinnica : VNTU, OOO «Merk'juri-Podol'e», 2016. – 176 s. – ISBN 978-966-2696-69-1.*
8. *Aljushin Ju. A. Teoreticheskie osnovy jenergeticheskikh metodov rascheta processov obrabotki metallov davleniem : uchebnoe posobie / Ju. A. Aljushin, S. A. Elenev. – RISHM : Rostov n/D., 1987. – 106 s.*
9. *Aliiev I. S. Verhnjaja ocenka usilij deformirovaniya pri poperechnom vydavlivanii / I. S. Aliiev // Obrabotka metallov davleniem. – Rostov n/D : RISHM, 1978. – S. 123–134.*
10. *Storozhev M. V. Teorija obrabotki metallov davleniem / M. V. Storozhev, E. A. Popov. – M. : Mashinostroenie, 1977. – 423 s.*
11. *Aliiev I. S. Metodika analiza processov tochnoj ob#emnoj shtampovki s pomoshh'ju modul'nyh polej skorostej / I. S. Aliiev // Razrabotka i issledovanie vysokoeffektivnyh tehnologicheskikh processov, osnastki i oborudovaniya. Obrabotka metallov davleniem : temat. sb. nauch. trudov. – K. : UMK VO. 1990. – S. 7–17.*
12. *Savchenko O. K. Silovoj rezhim processa poperechnogo vydavlivaniya i optimizacija formy instrumenta / O. K. Savchenko, F. Je. Azadov, S. L. Chernjaeva // Sovershenstvovanie processov i mashin OMD : Mezhvuzovskij sbornik nauchnyh trudov. – K. : UMK VO, 1988. – S. 21–28.*
13. *Aliieva L. I. Davlenie deformirovaniya pri prjamom vydavlivanii cherez zakruglennuju matricu / L. I. Aliieva, A. V. Titov // Materiali H Mizhnarodnoi naukovno-tehnichnoi konferencii «Resursozberezhennja ta energoefektivnist' procesiv i obladnannja obrobki tiskom u mashinobudivanni ta metalurgii» 21–23 listopada 2018. – Harkiv, 2018. – S. 16–17.*
14. *Aliieva L. I. Ocenka deformirovannogo sostojaniya detalej v processe holodnogo vydavlivaniya / L. I. Aliieva // Metallurgicheskaja i gornorudnaja promyshlennost'. – 2016. – № 2. – S. 77–85.*

Алиева Л. И. – д-р техн. наук, доц. ДГМА;

Титов А. В. – канд. техн. наук, докторант НТУУ «КПИ им. И. Сикорского»;

Корденко М. Ю. – аспирант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

НТУУ «КПИ им. И. Сикорского» – Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского», г. Киев.

E-mail: leilialieva2017@gmail.com; kordenko.mariia@gmail.com

Статья поступила в редакцию 15.03.2019 г.