

УДК 621.7

Алиева Л. И.  
Мартынов С. В.  
Комиренко А. Д.

## ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛОВОГО РЕЖИМА ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ ВНУТРЕННЕГО ФЛАНЦА МЕТОДОМ ВЕРХНЕЙ ОЦЕНКИ

Точная холодная объемная штамповка позволяет получать заготовки и детали взамен обработки резанием, литья и горячей штамповки. При этом достигается значительная экономия металла (в некоторых случаях коэффициент использования металла достигает 98 %), повышается статическая и динамическая прочность, волокно направлено вдоль контура детали и отсутствуют его подрезы.

В промышленности способами холодной объемной штамповки получают детали типа накидных гаек, подпятников, корпусов, стаканов с отверстием. Основные способы получения подобных втулок – это прямое и обратное выдавливание с просечной перемычки, торцовая раскатка, высадка и радиальное выдавливание трубчатой заготовки. При прямом и обратном выдавливании критическая высота перемычки (до просечки) должна быть равна толщине стенки детали [1], что ограничивает номенклатуру штампуемых изделий и увеличивает технологические припуски под механообработку. Процесс торцовой раскатки требует специализированного оборудования [2] и менее производителен по сравнению с процессами штамповки. При высадке трубы внутренний диаметр высаженного фланца ограничивается критической высотой, высаживаемого участка трубчатой заготовки [1]. Одним из распространенных методов анализа процессов выдавливания является энергетический метод верхней оценки. В работе [3] рассмотрен процесс радиального выдавливания фланца из сплошной заготовки, силовая оценка которого не учитывает коэффициент трения. В работе [4] проведена верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем, в которой нарушается принцип равенства внешних и внутренних сил за счет деления не на активную длину линии контакта заготовки и инструмента. Также дважды учитывается граница среза между блоками при суммировании модульных оценок. Поэтому задача исследования силового режима выдавливания внутреннего фланца из трубчатой заготовки является актуальной.

Цель данного исследования – исследование силового режима процесса выдавливания внутреннего фланца методом верхней оценки из трубчатой заготовки с использованием оправки с острой и радиусной переходной кромкой, оценка влияния трения и геометрических параметров на приведенное давление деформирования.

Рассмотрим задачу радиального выдавливания фланца на оправке из трубчатой заготовки. При решении задачи энергетическим методом верхней оценки (рис.1.) объемная осесимметричная задача сводится к плоскому деформированному состоянию. Очаг деформации разбивается на ряд жестких зон. Деформация сводится к перемещению этих зон относительно друг друга. Соблюдение кинематических граничных условий проверяется построением годографа скоростей. Зоны 1, 0 и 3 являются жесткими недеформируемыми.

Приведенное давление  $\bar{p}$  рассчитывается по формуле (1):

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot b \cdot V_0} \left[ \sum l_{ij} \cdot V_{ij} + 2 \cdot \mu_s \cdot \sum l_{ik} \cdot V_{ik} \right], \quad (1)$$

где  $b$  – длина линии контакта заготовки и инструмента (по сечению);

$l_{ij}, V_{ij}$  – длина границы контакта и скорость относительного движения блоков, между которыми происходит срез. Величины  $l_{ij}, V_{ij}$  определяются из принятого поля скоростей и соответствующего ему годографа скоростей;

$l_{ik}, V_{ik}$  – длина границы контакта и скорость относительного движения инструмента и заготовки.

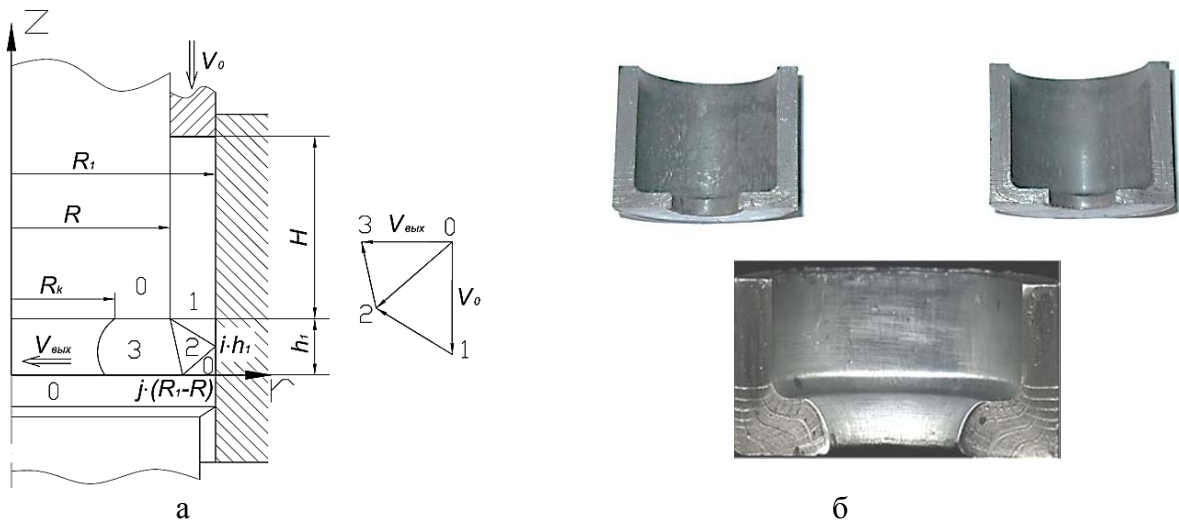


Рис. 1. Схема процесса радиального выдавливания (а) и детали с внутренним фланцем (б)

Определим длины границ контакта и скорости относительного движения блоков, между которыми происходит срез, длины границ контакта и скорости относительного движения инструмента и заготовки (табл. 1), принимая, что  $V_0 = h_1$ .

Таблица 1

Определение длин границ и скоростей перемещения

| $ij$ | $l_{ij}$  | $V_{ij}$   |
|------|---|--|
| 1.2  | $\frac{1-\bar{R}}{\cos\left(\arctg\left(\frac{(1-i)\cdot\bar{h}_1}{1-\bar{R}}\right)\right)}$ | $\frac{1-\bar{R}}{\cos\left(\arctg\left(\frac{(1-i)\cdot\bar{h}_1}{1-\bar{R}}\right)\right)}$  |
| 0.2  | $\sqrt{(i\cdot\bar{h}_1)^2 + (j\cdot(1-\bar{R}))^2}$  | $\frac{1}{j}\cdot\sqrt{(i\cdot\bar{h}_1)^2 + (j\cdot(1-\bar{R}))^2}$   |
| 2.3  | $\sqrt{h_1^2 + ((1-\bar{R})\cdot(1-j))^2}$  | $\frac{i\cdot\bar{h}_1\cdot(1-\bar{R})}{\sqrt{(i\cdot\bar{h}_1)^2 + (j\cdot(1-\bar{R}))^2} \cdot \sin\left[2\pi - \arctg\left(\frac{i\cdot\bar{h}_1}{j\cdot(1-\bar{R})}\right) - \arctg\left(\frac{h_1}{(1-\bar{R})\cdot(1-j)}\right)\right]}$ |
| 0.1  | $\bar{H} + (1-i)\cdot\bar{h}_1$   | $\bar{h}_1$  |
| 0.1' | $\bar{H}$   | $\bar{h}_1$  |
| 0.3  | $\bar{R} - \bar{R}_{k1}$  | $1 - \bar{R}$  |
| 0.3' | $(\bar{R} - \bar{R}_{k2}) + (1-\bar{R})\cdot(1-j)$  | $1 - \bar{R}$  |

где  $\bar{R} = \frac{R}{R_1}$ ,  $\bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_1}$ ,  $\bar{H} = \frac{H}{R_1}$ ,  $\bar{R}_k = \frac{R_k}{R_1}$ .

Для процесса радиального выдавливания уравнения энергетического баланса имеет следующий вид (ф-ла 2):

$$\bar{p} = \frac{1}{2\cdot(1-\bar{R})\cdot\bar{h}_1} [l_{12}\cdot V_{12} + l_{02}\cdot V_{02} + l_{23}\cdot V_{23} + 2\cdot\mu\cdot(l'_{01}\cdot V_{01} + l_{01}\cdot V_{01} + l_{03}\cdot V_{03} + l'_{03}\cdot V_{03})]. \quad (2)$$

Подставляя в уравнение энергетического баланса полученные длины границ контакта и скорости относительного движения блоков, между которыми происходит срез, а также длины границ контакта и скорости относительного движения инструмента и заготовки, получим:

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot (1 - \bar{R}) \cdot \bar{h}_1} \cdot \left[ \left( \frac{1 - \bar{R}}{\cos \left( \arctg \left( \frac{(1 - i) \cdot \bar{h}_1}{(1 - \bar{R})} \right) \right)} \right)^2 + \left[ \frac{1}{j} \cdot \left( (i \cdot \bar{h}_1)^2 + (j \cdot (1 - \bar{R}))^2 \right) \right] + \right. \\ \left. + \left[ \frac{\sqrt{h_1^2 + ((1 - \bar{R}) \cdot (1 - j))^2} \cdot i \cdot \bar{h}_1 \cdot (1 - \bar{R})}{\sqrt{(i \cdot \bar{h}_1)^2 + (j \cdot (1 - \bar{R}))^2} \cdot \sin \left[ 2\pi - \arctg \left( \frac{i \cdot \bar{h}_1}{j \cdot (1 - \bar{R})} \right) - \arctg \left( \frac{h_1}{(1 - \bar{R}) \cdot (1 - j)} \right) \right]} \right] + \right. \\ \left. + 2 \cdot \mu_s \cdot \left( (\bar{H} + (1 - i) \cdot \bar{h}_1) \cdot \bar{h}_1 + \bar{H} \cdot \bar{h}_1 + (1 - \bar{R}_{k_1}) \cdot (1 - \bar{R}) + ((\bar{R} - \bar{R}_{k_2}) + (1 - \bar{R}) \cdot (1 - j)) \cdot (1 - \bar{R}) \right) \right] \quad (3)$$

В соответствии с проведенными расчетами были построены графики зависимости приведенного давления деформирования от геометрических параметров и приведены на (рис. 2–4).

График зависимости приведенного давления деформирования от параметра  $i$  и  $j$  приведен на (рис. 2, а, б). Критерием оптимизации является минимум приведенного давления. Оптимальные значения параметров  $i$  и  $j$  для коэффициентов трения характерных для холодной штамповки  $i = 0,3$ ,  $j = 1$ . Тогда формула 3 принимает вид:

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot (1 - \bar{R}) \cdot \bar{h}_1} \cdot \left[ \left( \frac{1 - \bar{R}}{\cos \left( \arctg \left( \frac{(1 - 0.3) \cdot \bar{h}_1}{(1 - \bar{R})} \right) \right)} \right)^2 + \left( \frac{1 - \bar{R}}{\cos \left( \arctg \left( \frac{0.3 \cdot \bar{h}_1}{(1 - \bar{R})} \right) \right)} \right)^2 + \bar{h}_1 \cdot (0.3 \cdot \bar{h}_1) + \right. \\ \left. + 2 \cdot \mu_s \cdot \left( (\bar{H} + (1 - 0.3) \cdot \bar{h}_1) \cdot \bar{h}_1 + \bar{H} \cdot \bar{h}_1 + (1 - \bar{R}_{k_1}) \cdot (1 - \bar{R}) + (1 - \bar{R}_{k_2}) \cdot (1 - \bar{R}) \right) \right] \quad (3a)$$

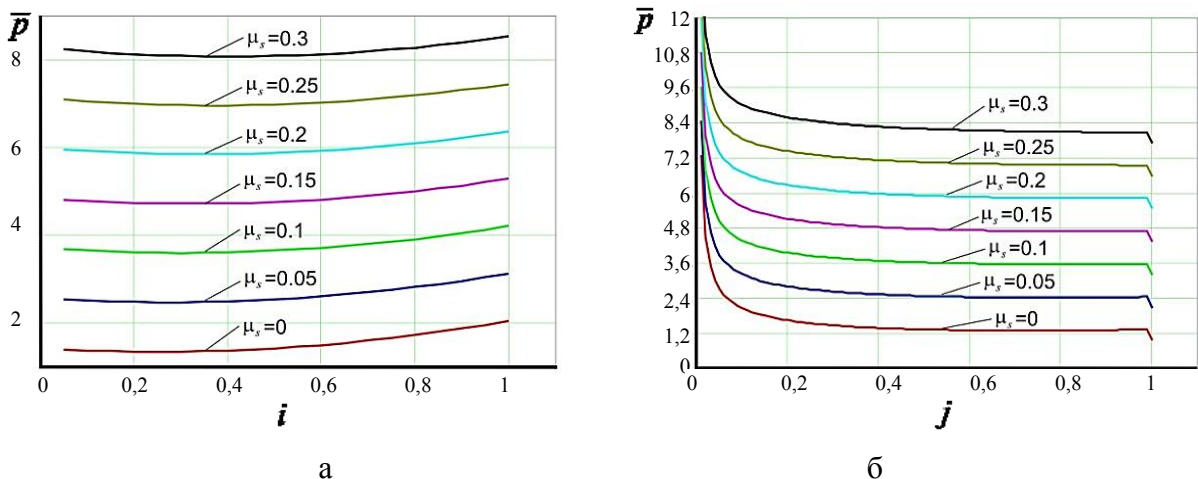


Рис. 2. График зависимости приведенного давления  $\bar{p}$  от параметра  $i$  (а) и  $j$  (б)

Полученный график зависимости приведенного давления от относительной высоты фланца (рис. 3, а) показывает, что увеличение высоты фланца до величины  $\bar{h}_1 = 0,25$ , приводит к снижению приведенного давления, что объясняется уменьшением степени деформации, а при дальнейшем увеличении высоты фланца наблюдается незначительное повышение приведенного давления.

График зависимости приведенного давления от относительного внутреннего радиуса детали приведено на (рис. 3, б). При увеличении величины радиуса величина приведенного давления деформирования (для трения  $\mu_s = 0,15..0,3$ ) увеличивается. Причем интенсивность возрастания давления увеличивается при относительно тонкой стенке исходной заготовки (при  $\bar{R} > 0,75$ ). Для трения  $\mu_s = 0,05..0,1$  наблюдается точка минимума давления. При отсутствии трения приведенное давление линейно уменьшается с увеличением радиуса.

График зависимости приведенного давления деформирования от относительной величины радиуса отверстия изображен на (рис. 4, а). При увеличении радиуса отверстия приведенное давление линейно уменьшается. При увеличении относительной высоты стенки давление интенсивно линейно возрастает (рис.4, б).

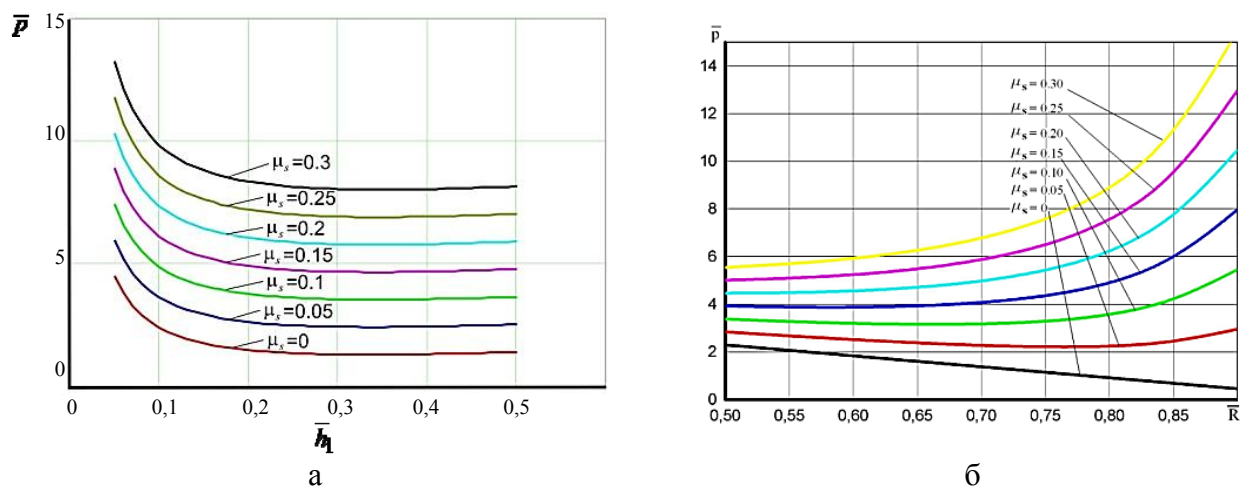


Рис. 3. График зависимости приведенного давления  $\bar{p}$  от относительной высоты фланца  $\bar{h}_1$  (а) и от относительного внутреннего радиуса детали  $\bar{R}$  (б)

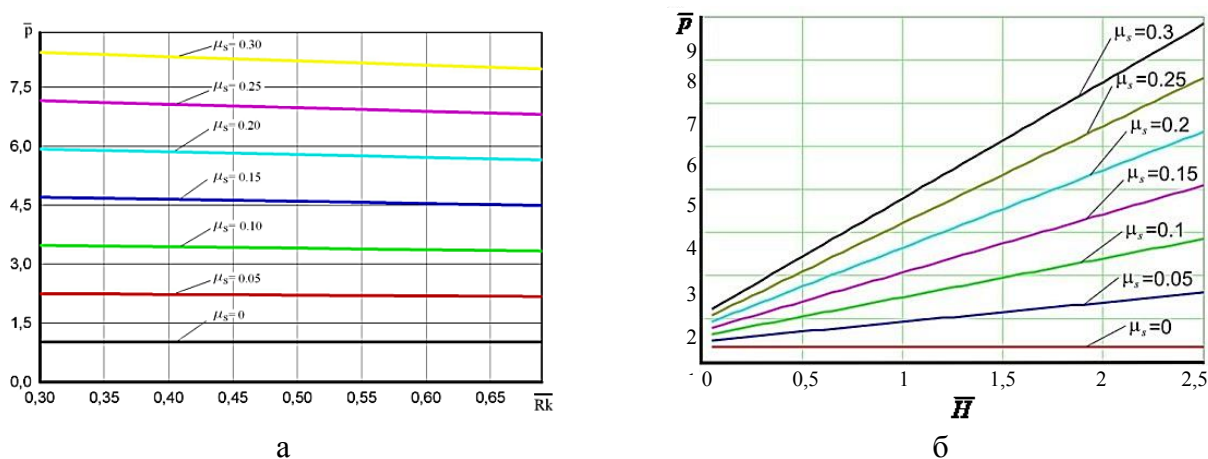


Рис. 4. График зависимости приведенного давления  $\bar{p}$  от относительного радиуса отверстия  $\bar{R}_k$  (а) и от относительной высоты стенки  $\bar{H}$  (б)

В процессах выдавливания с целью улучшения условий течения металла, снижения градиента деформаций и как следствие уменьшения трещинообразования и задиров используют радиусные переходные кромки. Также выраженные радиусные переходные кромки характерны для деталей типа подпятников. Поэтому рассмотрим плоскую задачу радиального выдавливания на оправке со скругленной кромкой. Разрывное поле скоростей представлено жесткими треугольными и криволинейными трехузловыми элементами (рис. 5).

Используем модульный подход для проведения анализа энергосиловых параметров [5]. Примем, что жесткие треугольные модули с прямолинейными границами 2 представляют собой отдельный блок А, а криволинейные элементы 3, 4 – блок В.

В таком случае приведенное давление деформирования определяется по формуле:

$$\bar{p} = \bar{p}_A + \bar{p}_B, \quad (4)$$

где  $\bar{p}_A$  и  $\bar{p}_B$  – приведенное давление соответственно в блоках  $A$  и  $B$ .

Для определения приведенного давления в блоке  $A$  воспользуемся формулой 2, 3, без компоненты  $l_{23} \cdot V_{23}$ . При этом параметр  $j = 1 - \frac{h_1 \cdot \tan \alpha}{R_1 - R} = 1 - \frac{\bar{h}_1 \cdot \tan \alpha}{1 - \bar{R}}$ .

Используя условие постоянства объема, найдем компоненты годографа скоростей для блока  $B$ :

$$V_{04} = \frac{R_1 - R}{h_1} \cdot V_{01}; \quad V_{02} = V_{01} \cdot \frac{R_1 - R}{h_m}. \quad (5)$$

Для соблюдения кинематических условий разрыв тангенциальной компоненты скорости вдоль каждой из линий скольжения  $AD$ ,  $AC$ ,  $CD$  должен быть постоянным. Из этого следует, что элементы годографа  $A'D'$ ,  $A'C'$ ,  $C'D'$  – дуги окружностей с радиусами, равными разрыву скорости на соответствующих линиях скольжения, и центрами соответственно в точках 0, 2 и 4, которые лежат на одной прямой [6, 7].

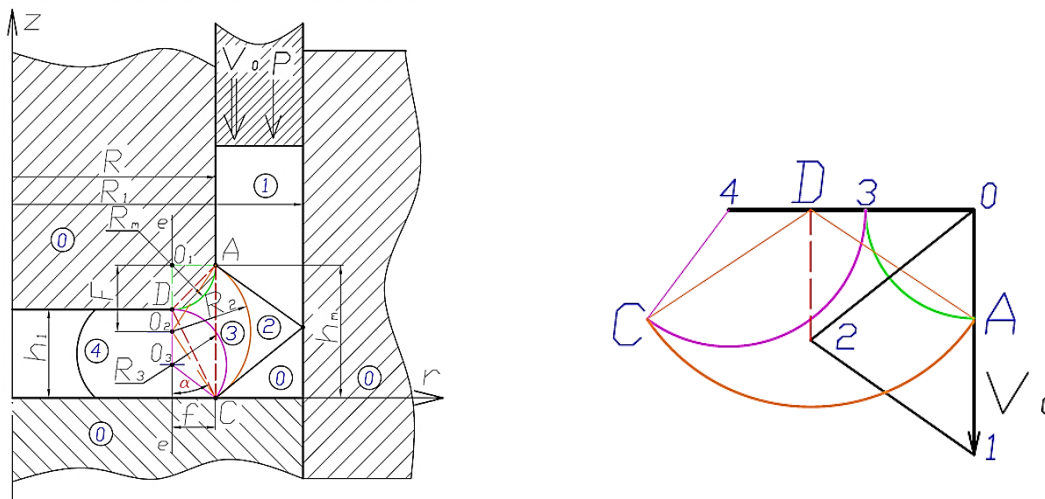


Рис. 5. Схема процесса радиального выдавливания с радиусной переходной кромкой оправки и годограф скоростей

Элементы годографа подобны и повернуты относительно элементов, составляющие поле линий скольжения на  $90^\circ$  (см. рис. 5). Таким образом, центры кривизны  $O_1$ ,  $O_2$  и  $O_3$  линий скольжений  $AD$ ,  $AC$  и  $CD$  также лежат на одной прямой, проходящей через точку  $O_1$  перпендикулярно к горизонтальной оси  $\theta-r$  [3, 4].

Для построения криволинейного блока проводим через заданный центр дуги окружности  $O_1$  переходной кромки оправки прямую линию  $e-e$  перпендикулярно к направлению выдавливания. На оси  $\theta-r$  выбираем произвольную точку  $C$  и проводим дуги  $AC$  и  $DC$ , центры дуг окружностей которых также расположены на линии  $e-e$ .

При вычислении удельного усилия выдавливания металла в криволинейном модуле  $B$  воспользуемся коэффициентом подобия, который позволяет выразить значения скоростей  $V_{ij}$  годографа скоростей:

$$\frac{V_{03}}{R_m} = \frac{V_{34}}{R_3} = \frac{V_{23}}{R_2} = \frac{V_{02}}{F} = M, \quad (6)$$

где  $F$  – расстояние между центрами дуг окружностей  $O_1$  и  $O_2$ ;  $M$  – коэффициент подобия.

Принимаем, что  $V_0 = h_m$ , тогда  $V_{02} = R_1 - R$  и  $M = \frac{R_1 - R}{F}$ . Выражаем длины линий разрыва блоков и скоростей годографа, через размеры  $R_1, R, h_1, R_m$ . Полученные результаты сведем в (табл. 2).

Из построения (см. рис. 5) находим:

$$h_m = R_m + h_1; f = h_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha; R_3 = \frac{h_1}{2 \cos^2 \alpha}; R_2 = \sqrt{R_m^2 + F^2}; F = \frac{R_m + h_1}{2} - \frac{R_m^2 - f^2}{2 \cdot (R_m + h_1)}. \quad (7)$$

Подставляя полученные выражения (7) в (1), получаем следующее выражение:

$$\begin{aligned} \bar{p}_B &= \frac{1}{2 \cdot V_0 \cdot b} \cdot (l_{23} \cdot V_{23} + l_{34} \cdot V_{34} + 2 \cdot \mu \cdot l_{03} \cdot V_{03}) = \\ &= \frac{1}{2 \cdot (R_m + h_1) \cdot (R_1 - R)} \left( \left( \pi - \arctan \frac{R_m}{F} - \arcsin \frac{f}{R_2} \right) \cdot R_2^2 \cdot \frac{R_1 - R}{F} + \right. \\ &\quad \left. + \arccos \left( \frac{2 \cdot R_3^2 - f^2 - h_1^2}{2 \cdot R_3^4} \right) \cdot R_3^2 \cdot \frac{R_1 - R}{F} + \right. \\ &\quad \left. + 2 \mu \cdot \frac{\pi}{2} \cdot R_m^2 \cdot \frac{R_1 - R}{F} \right). \end{aligned} \quad (8)$$

Таблица 2

Значения длин линий разрыва блоков и скоростей годографа

| $ij$ | $l_{ij}$   | $V_{ij}$                      |
|------|--|-------------------------------|
| 0-3  | $\frac{\pi}{2} \cdot R_m$  | $R_m \cdot \frac{R_1 - R}{F}$ |
| 2-3  | $\left( \pi - \arctan \frac{R_m}{F} - \arcsin \frac{f}{R_2} \right) \cdot R_2$       | $R_2 \cdot \frac{R_1 - R}{F}$ |
| 3-4  | $\arccos \left( \frac{2 \cdot R_3^2 - f^2 - h_1^2}{2 \cdot R_3^4} \right) \cdot R_3$ | $R_3 \cdot \frac{R_1 - R}{F}$ |

Графический анализ полученной зависимости представлен на (рис. 6).

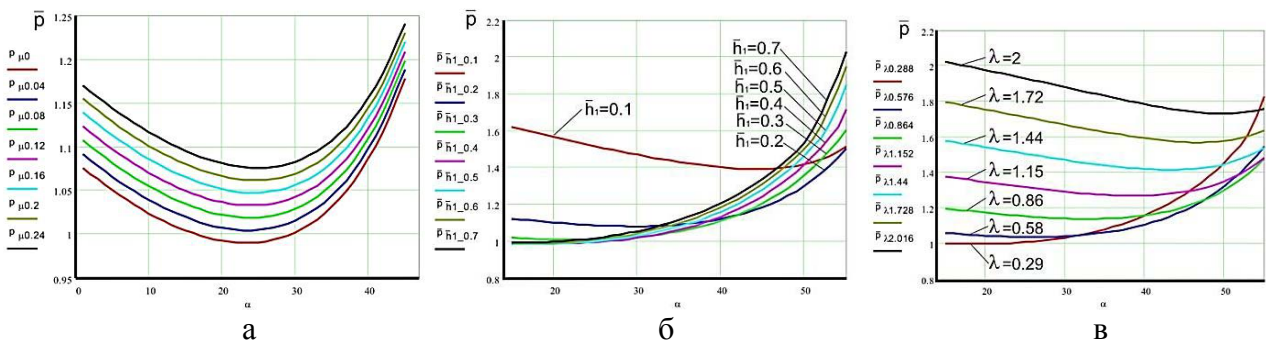


Рис. 6. График зависимости приведенного давления  $\bar{p}$  в зависимости от угла  $\alpha$  при различных коэффициентах трения (а), при различной относительной высоте фланца  $\bar{h}_1$  (б) и при различных значениях относительного радиуса закругления переходной кромки оправки  $\lambda$

Параметром оптимизации является величина угла  $\alpha$ , критерий оптимизации приведенное давление. Оптимальное значение угла  $\alpha$  существенно не зависит от коэффициента трения (рис. 6, а). Оптимальное значение  $\alpha$  для низких фланцев имеет большие значения по сравнению с фланцами относительной высотой  $\bar{h}_1 = 0,3..0,7$ , для которых оптимальный угол лежит в пределах  $\alpha = 15..25^\circ$  (рис. 6, б). Оптимальное значение угла  $\alpha$  зависит от относительного радиуса закругления переходной кромки оправки  $\lambda = \frac{R_m}{h_1}$ . С увеличением радиуса переходной кромки оправки ( $\lambda = 0,86..2$ ) оптимальное значение угла  $\alpha = 42..45^\circ$ . Для малых радиусов закругления ( $\lambda = 0,29..0,58$ ) диапазон оптимальных значений  $\alpha = 20..30^\circ$  (рис. 6, в).

## ВЫВОДЫ

Проведено исследование силового режима процесса выдавливания внутреннего фланца методом верхней оценки из трубчатой заготовки с использованием оправки с острой и радиусной переходной кромкой. Оптимальным значением параметра  $i$ , характеризующего положение очага деформации, является 0,3. Установлено влияние трения и геометрических параметров на приведенное давление деформирования. Для криволинейного модуля показано влияние трения, относительной высоты фланца и относительного радиуса закругления переходной кромки оправки на оптимизируемый угол  $\alpha$ .

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке металлов давлением / В. А. Огородников. – Киев : Вища школа, 1983. – 175 с.
2. Розробка процесів штампування порожнистих виробів методами видавлювання та обкочування / В. А. Матвійчук, В. М. Михалевич, В. О. Краєвський, Л. І. Алієва // Совершенствование процессов и оборудования обработки в металлургии и машиностроении : темат. сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2003. – С. 359–363.
3. Алюшин Ю. А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением : учебное пособие / Ю. А. Алюшин, С. А. Еленев. – Ростов н/Д. : РИСХМ, 1987. – 106 с.
4. Алиева Л. И. Верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов, А. И. Лобанов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2004. – С. 340–344.
5. 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 : тематический сборник научных трудов. – Киев : УМК ВО, 1990. – С. 7–17.
6. Шофман Л. А. Основы расчета процессов штамповки и прессования / Л. А. Шофман. – М. : Машигиз, 1961. – 339 с.
7. Степанский Л. Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л. Г. Степанский. – М. : Машиностроение, 1979. – 215 с.

Алиева Л. И. – канд. техн. наук, доц. кафедры ОМД ДГМА;

Мартынов С. В. – ассистент кафедры ОМД ДГМА;

Комиренко А. Д. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: omd@dgma.donetsk.ua