

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО РАДИАЛЬНО-ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ МЕТОДОМ КИНЕМАТИЧЕСКИХ МОДУЛЕЙ

Алиева Л. И., Чучин О. В.

Энергетическим методом верхней оценки проведено исследование силового режима процесса комбинированного последовательного радиально-прямого выдавливания полых деталей из сплошной заготовки. Сопоставлены различные кинематические модули – кинематически возможные поля скоростей и установлено преимущество трапецеидальных и треугольных криволинейных модулей. Получено общее решение на основании применения блоков модулей для зон с характерным течением металла, но возможным изменением геометрии инструмента и формы очага деформации. Выполнен анализ полученных расчетных зависимостей для определения приведенных давлений радиально-прямого выдавливания. Сравнение расчетных значений давлений деформирования с известными решениями и экспериментальными данными подтверждает приемлемость полученных зависимостей для технологических расчетов.

Енергетичним методом верхньої оцінки проведено дослідження силового режиму процесу комбінованого послідовного радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей з суцільної заготовки. Порівняні різні кінематичні модулі – кінематично можливі поля швидкостей і встановлено перевагу трапецеїдальних і трикутних криволінійних модулів. Отримано загальне рішення на підставі застосування блоків модулів для зон з характерною течією металу, але можливою зміною геометрії інструменту та форми осередку деформації. Виконано аналіз отриманих розрахункових залежностей для визначення наведених тисків радіально-прямого видавлювання. Порівняння розрахункових значень тисків деформування з відомими рішеннями підтверджує прийнятність отриманих залежностей для технологічних розрахунків.

The upper bound method to determine power mode in combined radial-forward extrusion process for hollow part with solid billet is investigated. The different kinematics modules are compared. The kinematics of velocity field and best kinematics modules such as triangular curved modules are defined. The common decision based on application modules blocks for areas with characteristic metal flow, possible changes in tool, die geometry and shaping of deformation are determined. The theoretical analysis to get relative pressure radial-forward extrusion process is defined. The compare between theoretical and experimental results are shown that results confirm each other to get a fine recommendation for technological process.

Алиева Л. И.

канд. техн. наук, доц. каф. ОМД ДГМА
omd@dgma.donetsk.ua

Чучин О. В.

канд. техн. наук, доц. каф. ОМД ДГМА

УДК 621.777.01

Алиева Л.И., Чучин О.В.

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО РАДИАЛЬНО-ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ МЕТОДОМ КИНЕМАТИЧЕСКИХ МОДУЛЕЙ

Развитие машиностроения в современных условиях требует создания принципиально новых наукоемких технологий, обеспечивающих высокое качество изделий при минимальных трудовых и материальных затратах. В значительной степени этим требованиям отвечают ресурсосберегающие технологии точной объемной штамповки выдавливанием [1–3].

В промышленности широко применяются полые детали типа стаканов, которые, как правило, изготавливаются холодным обратным выдавливанием, обеспечивающим высокое качество поверхности и точные размеры. Характерными ограничениями технологий холодного деформирования, снижающими стабильность процесса и стойкость штампового инструмента, являются высокие удельные и полные усилия деформирования [1, 3]. Для устранения этих ограничений предложены способы деформирования, в которых снижение нагрузок на инструмент происходит за счет обеспечения развитого радиального течения (раздачи металла) [4], создания разноименной схемы напряженно-деформированного состояния [4, 5], уменьшения площади контакта активного деформирующего инструмента с заготовкой [4], раздачи [5, 6], безматричного свободного выдавливания [7, 8], а также при помощи дополнительных силовых и кинематических воздействий на заготовку [1, 2, 4]. К способам выдавливания с развитым радиальным течением материала заготовки при расширенных кинематических возможностях для деформирования относится и процесс комбинированного последовательного радиально-прямого выдавливания с раздачей [4, 9, 10, 11].

Для анализа силового режима процессов выдавливания часто используется энергетический метод верхней оценки (баланса мощностей) [12–17]. Достоинством данного метода является возможность построения расчетных схем, исходя из экспериментально наблюдаемых картин течения металла, и получение результатов анализа в виде инженерных формул. Повышению оперативности и простоты исследований методом способствует подход, связанный с применением для анализа комплекта заранее разработанных кинематически возможных полей скоростей (КВПС) в виде единичных областей [13] или кинематических модулей [12, 17].

Математические модели, построенные на основе упрощенных расчетных схем параллельного течения и использовании простых кинематических модулей прямоугольного сечения, позволяют получать оперативные решения технологических задач, но демонстрируют значительное расхождение с экспериментальными данными [9, 18, 19]. Это объясняется несоответствием упрощенной схемы очага деформации реальной картине деформации, объему и форме пластической зоны, наблюдаемых при выдавливании деталей различной конфигурации.

Для устранения отмеченного недостатка решения необходимо рассмотреть возможности кинематических модулей, которые бы точнее описывали реальную картину течения при выдавливании за счёт выбора более сложных полей скоростей [9, 12, 18].

Целью данного исследования является оценка возможностей кинематических модулей с формой, приближенной к экспериментально наблюдаемому полю пластического течения при радиально-прямом выдавливании с раздачей.

Способ получения полых деталей из сплошной заготовки в результате радиального течения, сменяющегося по ходу прямым течением деформируемого металла (рис.1, схема 1), по-видимому, впервые приведен в трудах ЭНИКМАШа [10]. Процесс деформирования по этой схеме назван нами комбинированным последовательным радиально-прямым выдав-

ливанием с раздачей и относится к процессам с развитым радиальным течением металла. Реализация данного способа выдавливания позволяет снизить усилие деформирования как за счёт уменьшения площади контакта активного деформирующего инструмента с заготовкой, так и за счёт разноимённой схемы напряжённо-деформированного состояния [4, 5].

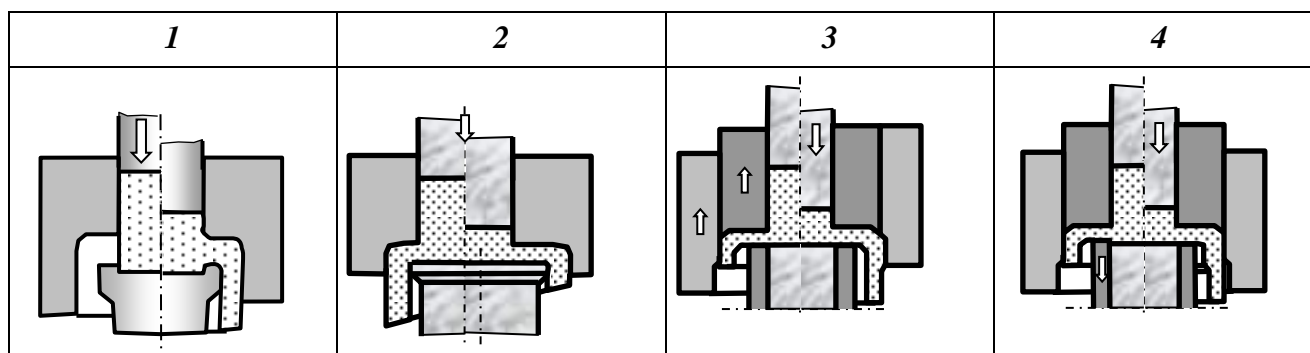


Рис. 1. Способы радиально-прямого выдавливания с раздачей

Применение матриц в схеме 1 с эксцентрично расположенными формоизменяющими полостями позволяет выдавливать пустотелые изделия с асимметрично расположенным внешним осевым отростком (схема 2). А смещение оси цилиндрического пуансона относительно оси отверстия в матрице позволяет изготавливать полые детали с переменной толщиной стенки в поперечном направлении. В отличие от обратного выдавливания подобных изделий, в этом случае можно ожидать более высокой стойкости нижнего пуансона из-за его неподвижности в процессе деформации.

Способ радиально-прямого выдавливания позволяет изготавливать сложнопрофилированные стаканы с переменной и постоянной толщиной стенки по высоте. Сложный профиль на наружной поверхности стакана при неизменном диаметре внутренней поверхности можно получить за счёт осевого перемещения верхней внешней ступенчатой полуматрицы и верхней внутренней полуматрицы (схема 3). Сложный профиль на внутренней поверхности стакана при неизменном диаметре наружной поверхности можно получить за счёт осевого перемещения нижней наружной полуматрицы (схема 4). В процессе обратного выдавливания получить сложный профиль на внутренней боковой поверхности стакана невозможно.

Обобщенная расчётная схема процесса радиально-прямого выдавливания (РПВ) с формой кинематических модулей в центральной области, приближенных к экспериментально наблюдаемому полю деформаций (анализ картины течения выполнен по установочным экспериментам), приведена на рис. 2. Для удобства анализа в расчётной схеме выделены также автономные блоки модулей, которые могут включать несколько вариантов сочетания единичных кинематических элементов (модулей). Блоки представляют собой автономные области в пределах пластически деформируемого объема заготовки, отличающиеся геометрией инструмента и характерным течением деформируемого металла.

Расчётная схема РПВ включают инструменты, условно обозначенные буквами («М» – матрица, «ПВ» – пуансон верхний, «ПН» – пуансон нижний). Оправка («О»), необходимая при выдавливании пустотелой заготовки, на рисунке не приведена. Центральная область включает жёсткие зоны групп «А» и «Б», отображающих соответственно наружные и внутренние осевые отростки полого изделия, а также группу «В» пластических модулей. В этой области пластическая зона заготовки разбита на кинематические модули, соответственно, трапециевидной и прямоугольной, трапециевидной, а также треугольной формы.

Во вторую область входят кинематические пластические модули групп «Г» и «Д», описывающих радиальное течение металла. Модули блока «Г» учитывают форму переходной кромки матрицы (например, острая кромка, фаска, закругление и т.д.), а модули из группы «Д» – описывают радиальное течение материала заготовки в полости неизменной высоты. В третьей области последовательно происходит течение металла под некоторым углом к оси

заготовки, отображаемое пластическим модулем группы «Е» и разворот течения металла с радиального направления на прямое, описываемый одним из кинематических модулей группы «К», отличающихся геометрией инструмента в зоне разворота. Далее происходит, собственно, течение металла в прямом направлении, отображаемое жёстким элементом из группы «Л».

В обозначении блока, кроме указания его принадлежности к какой-либо группе, выполняющей определённую функцию в расчётной схеме, входит также его порядковый номер в данной группе, например, «А1». Однако в литературе общепринятым считается обозначение кинематических элементов в цифровом выражении. Поэтому, наряду с буквенными обозначениями модулей, представлены схемы с блоками модулей, отмеченных цифрами. Так, модули из группы «А» обозначаются цифрой 1, группы «Б» – 2, группы «В» – 3, группы «Г» – 4, группы «Д» – 5, группы «Е» – 6, группы «К» – 7 и группы «Л» – 8 (см. рис. 2). Все модули из одной группы будут иметь один и тот же номер. Это не позволяет использовать в расчётной схеме такие модули одновременно. В состав некоторых блоков могут входить две или три кинематических единицы (модуля). Так, в состав блоков «В2», «В3», «К2» – «К4» (см. рис. 2) входит по три модуля. В этом случае при обозначении кинематических модулей (элементов) в расчётных схемах, кроме номера блока, отмечается соответствующей буквой и элемент («а», «б» или «в»). Например, в состав блока «В3» входит три элемента: «3а», «3б» и «3в». В схемах на рис. 2 представлены только две группы блоков («В» и «К»), состоящих как из одних кинематических элементов, например, «В1», так и из нескольких, например, «К2».

К характерным допущениям энергетического метода относится то, что деформируемый материал однороден и неупрочняем ($\sigma_i = \sigma_s$), скорость движения пуансона постоянна и равна V_a , а касательные напряжения на контакте постоянны и пропорциональны напряжению текучести σ_s , т.е. $\tau_k = 2\mu\sigma_s / \sqrt{3}$, ($0 \leq \mu \leq 0,5$).

Для решения задач выдавливания энергетическим методом верхней оценки составлялось равенство мощностей внешних N_a и внутренних N_b сил на кинематически возможных скоростях перемещений, рассчитывались мощности сил пластической деформации, мощности сил трения, развиваемых на поверхности контакта с инструментом и мощности сил среза между соседними модулями [15]. После этого определялось значение приведенного давления деформирования, включающее приведенные давления пластической деформации \bar{p}_{di} , трения \bar{p}_t и среза \bar{p}_c .

В формулах, таблицах и на графиках геометрические размеры высот H , радиусов R , толщины стенки стакана S отнесены к радиусу заготовки R_1 , и обозначены, соответственно,

$$\bar{H}, \bar{R}, \bar{S} \text{ с соответствующими индексами. Тогда безразмерный радиус заготовки } \bar{R}_1 = \frac{R_1}{R_1} = 1$$

. В уравнениях границ блоков $T_p = f(r)$ или $T_p = f(z)$ геометрические параметры отнесены либо к радиусу R_1 , либо к R_1^2 и обозначены – $t_p = f(r)$ или $t_p = f(z)$.

Выражения скоростей и компонент скорости V отнесены к скорости активного пуансона V_a и представлены в виде v . Поэтому $v_a = \frac{-V_a}{V_a} = -1$. Безразмерный параметр приведенного давления обозначен $\bar{p} = \frac{p}{\sigma_s}$, где p – давление деформирования и σ_s – напряжение текучести материала.

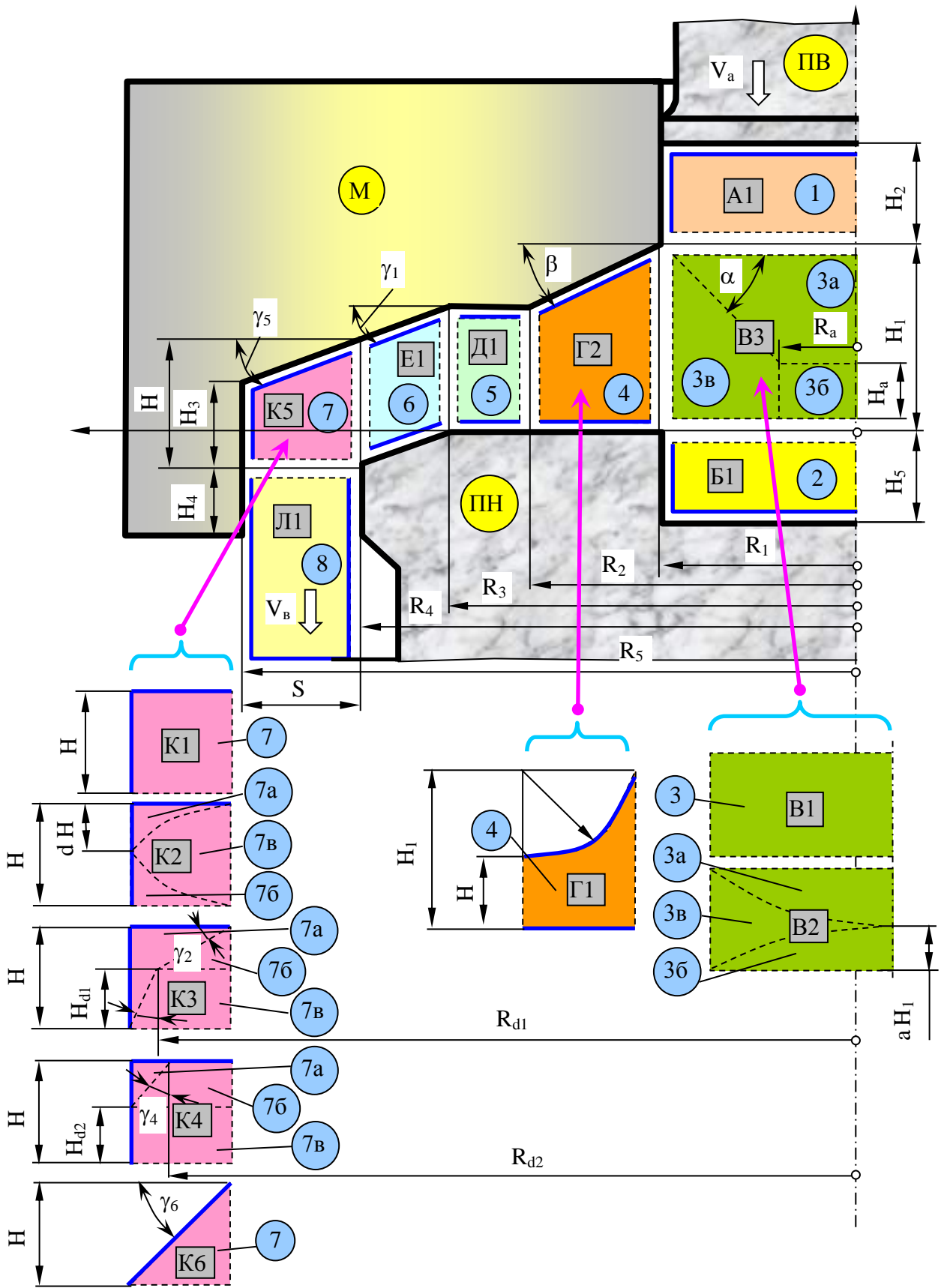


Рис. 2. Обозначения инструментов и кинематических модулей в блоках

При расчёте мощности и доли приведенного давления от трения необходимо учитывать величину коэффициента контактного трения. Были приняты следующие обозначения коэффициентов трения на поверхностях контакта деформируемого материала с инструментами: матрицей – μ_1 , нижним пуансоном – μ_2 , оправкой – μ_3 (при её наличии), верхним пуансоном – μ_4 .

Установленное для описания течения материала заготовки КВПС должно удовлетворять кинематическим граничным условиям, условию несжимаемости и условию сплошности материала [14].

Условие сплошности или неразрывности нормальной компоненты скорости на границе, разделяющей соседние зоны, имеет следующий вид [13, 14]:

$$dz[V_z] = dr[V_r], \quad (1)$$

где $[V_z]$ и $[V_r]$ – разрывы соответствующих компонент скорости на границе между зонами.

В случае выдавливания сплошной заготовки (см. рис. 2) радиус оправки принимается $\bar{R}_0 = 0$. КВПС для модулей «В1», «Д1», «К1», представляющих собой в общем случае кольцеобразные зоны, меридиональные сечения которых до и после деформации остаются прямоугольными, относятся к простейшим и называются полями параллельного течения [13]. В этом случае составляющие скоростей вдоль координатных направлений не зависят от координат по другим направлениям, т.е. $V_{zi} = V_{zi}(z)$, $V_{ri} = V_{ri}(r)$, $V_{\theta i} = 0$, а компоненты скорости в общем виде можно определить по формулам [14]:

$$V_{zi} = C_1 z + C_2; \quad V_{ri} = -0,5 C_1 r + \frac{C_3}{r}. \quad (2)$$

Подстановка установленных заранее постоянных интегрирования C_1 , C_2 и C_3 с учётом кинематических граничных условий (КГУ) позволила получить КВПС для осесимметричных координатных модулей (табл. 1).

Таблица 1

Постоянные интегрирования и КВПС
для осесимметричных модулей параллельного течения

Блок	i	Постоянные интегрирования			КВПС	
		C_1	C_2	C_3	v_{zi}	v_{ri}
В1	3	$-\frac{1}{\bar{H}_1}$	0	$-\frac{\bar{R}_0^2}{2 \bar{H}_1}$	$-\frac{z}{\bar{H}_1}$	$\frac{r^2 - \bar{R}_0^2}{2 r \bar{H}_1}$
Д1	5	0	0	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{2 \bar{H}}$	0	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{2 r \bar{H}}$
К1	7	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{1}{\bar{H}}$	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2}$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{R}_5^2}{2 \bar{H}}$	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{H} - z}{\bar{H}}$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{R}_5^2 - r^2}{2 r \bar{H}}$

Данные КВПС для координатных кинематических модулей, однако, не позволяют рассмотреть течение материала в кинематических элементах более сложной формы, повто-

ряющих контуры очага деформации, например, с закруглённой или конической переходной границей. Для осесимметричных процессов такие КВПС предложены в работах [13, 12, 17].

Уравнения границ $t_p = f(r)$ или $t_p = f(z)$ между элементами в блоках, инструментом и модулями, входящие в выражения для КВПС, представлены в табл. 2. Они получены из условия (1) непрерывности нормальной составляющей скорости на поверхности границ блоков или элементов внутри блоков.

КВПС, приведенные в табл. 3, являются более сложными, по сравнению с полями скоростей рассмотренных ранее координатных модулей. Однако, КВПС модулей «Г1», «Г2», «Е1», «К5» и «К6» позволяют учесть геометрию инструмента, а КВПС модулей «В2», «В3», «К2» – «К4» содержат варьируемые параметры (см. также табл. 2), благодаря которым можно минимизировать энергосиловые параметры. Так, в группу «В3» входят два пластических кинематических элемента «Зб», «Зв» форма которых максимально приближена к форме очага деформации в центральной зоне заготовки, наблюдаемой при радиальном выдавливании. А выбранное кинематическое состояние в этих элементах, за счёт варьирования геометрических размеров \bar{H}_a и \bar{R}_a элемента «Зб» позволяет, в конечном итоге, минимизировать значение приведенного давления [9].

В группах модулей «К3» и «К4» также по два пластических элемента «7б» и «7в». Варьирование геометрических параметров \bar{R}_{d1} , \bar{H}_{d1} и \bar{R}_{d2} , \bar{H}_{d2} позволяет учесть форму и размеры застойной зоны, кинематическое состояние которой описывается с помощью введения жёсткого элемента «7а», и тем самым, также получить оптимальные значения энергосиловых параметров. Оптимизация коэффициента a , введённого в состав КВПС пластического элемента «Зв» блока «В2», позволяет минимизировать приведенное давление для этого блока, благодаря учёту влияния застойной зоны введением жёсткого элемента «Зб». Аналогично, благодаря оптимизации коэффициента d , присутствующего в КВПС пластического модуля «7в» блока «К2», и учёту застойной зоны с помощью жёсткого элемента (зоны) «7а», можно минимизировать энергосиловые параметры в этой зоне.

КВПС, представленные в табл. 3, отвечают кинематическим граничным условиям, условию непрерывности нормальной компоненты скорости на границах модулей, а также условию несжимаемости материала.

Для теоретического анализа процесса радиально-прямого выдавливания была выбрана математическая модель, в наибольшей степени учитывающая конфигурацию штамповой оснастки, расчётная схема которой включает следующие блоки: «А1»-«В3»-«Г1»-«Д1»-«К2»-«Л1» (см. рис. 2). Включение в расчётную схему блоков «В3» и «К2» обосновано тем, что они обеспечивают наименьшие значения приведенного давления \bar{p}_i среди остальных представителей групп «В» и «К» за счёт, соответственно, варьирования геометрических размеров \bar{H}_a , \bar{R}_a и оптимизации коэффициента d . В цифровом выражении состав расчётной схемы будет выглядеть следующим образом: 1-3-4-5-7-8 (см. рис. 2). КВПС координатных блоков «А1», «Д1» и «Л1» представлены в табл. 1, а блока «Г1» и кинематических элементов «а», «б», «в» блоков «В3» и «К2» – в табл. 3. Анализ КВПС рассматриваемых блоков позволил сделать вывод об отсутствии поверхностей среза между блоком «А1» и кинематическим элементом «За» блока «В3», вследствие чего данные кинематические единицы были объединены в блок 1^0 , а также между блоком «Л1» и кинематическим элементом «7б» блока «К2», которые были объединены в блок 8^0 . Уравнения границ между матрицей «М» и блоком «Г1», а также между кинематическими элементами в блоках «В3» и «К2» приведены в табл. 2.

Расчётная схема процесса радиально-прямого выдавливания, составленная из оптимизированных модулей, окончательно приобретает вид, представленный на рис. 3.

Таблица 2

Уравнения границ кинематических элементов

Блок	Поверхность	p	Уравнение поверхности t_p
В2	нижняя и верхняя	1 и 2	$a \frac{1-r^2}{1-\bar{R}_0^2} \bar{H}_1$ и $\bar{H}_1 - (1-a) \frac{1-r^2}{1-\bar{R}_0^2} \bar{H}_1$
В3	верхняя	3	$\bar{H}_a + (r - \bar{R}_a) \operatorname{tg} \alpha = \bar{H}_1 - (1-r) \operatorname{tg} \alpha = \dot{a}_h + r \operatorname{tg} \alpha$, где $\alpha = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{H}_1 - \bar{H}_a}{1-r_a} \right)$; $\dot{a}_h = \bar{H}_1 - \operatorname{tg} \alpha$
Г1	верхняя	4	$\bar{H} + (\bar{H}_1 - \bar{H}) \frac{(\bar{R}_2 - r)^2}{(\bar{R}_2 - 1)^2} = \bar{H} + b_{h1} (\bar{R}_2 - r)^2$, где $b_{h1} = \frac{\bar{H}_1 - \bar{H}}{(\bar{R}_2 - 1)^2}$
Г2	верхняя	5	$\bar{H}_1 - (r-1) \operatorname{tg} \beta = \bar{H} + (\bar{R}_2 - r) \operatorname{tg} \beta = b_{h2} - r \operatorname{tg} \beta$, где $\beta = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{H}_1 - \bar{H}}{\bar{R}_2 - 1} \right)$; $b_{h2} = \bar{H}_1 + \operatorname{tg} \beta$
Е1	нижняя и верхняя	6 и 7	$(\bar{R}_4 - r) \operatorname{tg} \gamma_1$ и $\bar{H} + (\bar{R}_4 - r) \operatorname{tg} \gamma_1$
К2	нижняя и верхняя	8 и 9	$\bar{H} \frac{r^2 - \bar{R}_4^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} - d \bar{H} \frac{r^2 - \bar{R}_4^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2}$ и $\bar{H} - d \bar{H} \frac{r^2 - \bar{R}_4^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2}$
К3	верхняя	10	$\bar{H} - (r - \bar{R}_4) \operatorname{tg} \gamma_2 = \bar{H}_{d1} + (\bar{R}_{d1} - r) \operatorname{tg} \gamma_2$, где $\gamma_2 = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{H} - \bar{H}_{d1}}{\bar{R}_{d1} - \bar{R}_4} \right)$
	левая	11	$\bar{R}_5 - z \operatorname{tg} \gamma_3 = \bar{R}_{d1} + (\bar{H}_{d1} - z) \operatorname{tg} \gamma_3$, где $\gamma_3 = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{R}_5 - \bar{R}_{d1}}{\bar{H}_{d1}} \right)$
К4	левая	12	$\bar{R}_5 - (z - \bar{H}_{d2}) \operatorname{tg} \gamma_4 = \bar{R}_{d2} + (\bar{H} - z) \operatorname{tg} \gamma_4$, где $\gamma_4 = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{R}_5 - \bar{R}_{d2}}{\bar{H} - \bar{H}_{d2}} \right)$
К5	верхняя	13	$\bar{H} - (r - \bar{R}_4) \operatorname{tg} \gamma_5 = \bar{H}_3 + (\bar{R}_5 - r) \operatorname{tg} \gamma_5 = d_h - r \operatorname{tg} \gamma_5$, где $\gamma_5 = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{H} - \bar{H}_3}{\bar{S}} \right)$; $d_h = \bar{H} + \bar{R}_4 \operatorname{tg} \gamma_5$
К6	верхняя	14	$(\bar{R}_5 - r) \operatorname{tg} \gamma_6 = \bar{H} - (r - \bar{R}_4) \operatorname{tg} \gamma_6$, где $\gamma_6 = \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{H}}{\bar{S}} \right)$

Таблица 3

КВПС для кинематических модулей

Блок	Модуль	v_z	v_r
В2	3В	$-a$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{2r\bar{H}_1}$
В3	3Б	$-\frac{z}{\bar{H}_a}$	$\frac{r^2 - \bar{R}_0^2}{2r\bar{H}_a}$
	3В	$-\left[2rt_3 - (r^2 - \bar{R}_0^2) \operatorname{tg} \alpha\right] z / 2rt_3^2$	$(r^2 - \bar{R}_0^2) / 2rt_3$
Г2	4	$-(1 - \bar{R}_0^2) z \operatorname{tg} \beta / 2rt_5^2$	$(1 - \bar{R}_0^2) / 2rt_5$
К2	7Б	$-(1 - \bar{R}_0^2) / (\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2)$	0
	7В	$-d(1 - \bar{R}_0^2) / (\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2)$	$(1 - \bar{R}_0^2) / 2r\bar{H}$
К3	7Б	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_{d1}^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{H} - \bar{H}_{d1}}{\bar{H}} \left(1 + \frac{z - \bar{H}_{d1}}{2rtg \gamma_2}\right)$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_{d1}^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{H} - \bar{H}_{d1}}{\bar{H}} \frac{\bar{R}_{d1} + r}{2rtg \gamma_2}$
	7В	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{t_{11}^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{H} - z}{\bar{H}}$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{t_{11}^2 - r^2} \left[\frac{t_{11}^2 - r^2}{2r\bar{H}} + \frac{r^2 - \bar{R}_4^2}{r\bar{H}} \frac{(\bar{H} - z)t_{11} \operatorname{tg} \gamma_3}{t_{11}^2 - \bar{R}_4^2} \right]$
К4	7Б	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{t_{12}^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{H} - z}{\bar{H}}$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{t_{12}^2 - \bar{R}_4^2} \left[\frac{t_{12}^2 - r^2}{2r\bar{H}} + \frac{r^2 - \bar{R}_4^2}{r\bar{H}} \frac{(\bar{H} - z)t_{12} \operatorname{tg} \gamma_4}{t_{12}^2 - \bar{R}_4^2} \right]$
	7В	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{H} - z}{\bar{H}}$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{R}_5^2 - r^2}{2r\bar{H}}$
К5	7	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \left(\frac{\bar{R}_5^2 - r^2}{2rt_{13}^2} z \operatorname{tg} \gamma_5 + \frac{t_{13} - z}{t_{13}} \right)$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \frac{\bar{R}_5^2 - r^2}{2rt_{13}}$
К6	7	$-\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \left(1 + \frac{z}{2rtg \gamma_6} \right)$	$\frac{1 - \bar{R}_0^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_4^2} \left(\frac{\bar{R}_5 + r}{2rtg \gamma_6} \right)$

$$\begin{aligned}
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{1}{\sin 2\alpha} \left(\frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha} \frac{0,5(\bar{H}_1^2 - \bar{H}_a^2) - 2a_h(\bar{H}_1 - \bar{H}_a) + a_h^2 \ln\left(\frac{\bar{H}_1}{\bar{H}_a}\right)}{1 - \bar{R}_0^2} - \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_{10}} \ln\left(\frac{\bar{H}_1}{\bar{H}_a}\right) \right) + \\
& + \left(1,08 + \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2\sqrt{3}} \right) \frac{\bar{R}_a^2 - \bar{R}_0^2}{1 - \bar{R}_0^2} + \frac{1}{3\sqrt{3}} \frac{(\bar{R}_a - \bar{R}_0)(\bar{R}_a^2 + \bar{R}_a \bar{R}_0 - 2\bar{R}_0^2)}{(1 - \bar{R}_0^2)\bar{H}_a} + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_3 \frac{\bar{R}_0(2\bar{H}_1 - \bar{H}_a)}{1 - \bar{R}_0^2} + \\
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\mu_2}{\operatorname{tg} \alpha} \left(\frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha} \frac{0,5(\bar{H}_1^2 - \bar{H}_a^2) - 2a_h(\bar{H}_1 - \bar{H}_a) + a_h^2 \ln\left(\frac{\bar{H}_1}{\bar{H}_a}\right)}{1 - \bar{R}_0^2} - \frac{\bar{R}_0^2}{1 - \bar{R}_0^2} \ln\left(\frac{\bar{H}_1}{\bar{H}_a}\right) \right) + \\
& + \frac{2}{3\sqrt{3}} \mu_2 \frac{(\bar{R}_a - \bar{R}_0)(\bar{R}_a^2 + \bar{R}_a \bar{R}_0 - 2\bar{R}_0^2)}{(1 - \bar{R}_0^2)\bar{H}_a} + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_1 \frac{\bar{H}_2}{1 - \bar{R}_0^2} + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_3 \frac{\bar{R}_0 \bar{H}_2}{1 - \bar{R}_0^2}; \\
\bar{p}_2 = & \frac{\sqrt{2}}{3} \int_1^{\bar{R}_2} \int_0^{t_4} \frac{\sqrt{E}}{r t_4^2} dz dr + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_2 \int_1^{\bar{R}_2} \frac{1}{t_4} dr + 1,08 \ln\left(\frac{\bar{R}_3}{\bar{R}_2}\right) + \frac{2}{\sqrt{3}} (\mu_1 + \mu_2) \frac{\bar{R}_3 - \bar{R}_2}{\bar{H}} + \\
& + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_1 \int_1^{\bar{R}_2} \frac{1 + [2b_{h1}(\bar{R}_2 - r)]^2}{t_4} dr; \\
\bar{p}_3 = & \left| 1,08 \frac{\bar{R}_5^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} \ln\left(\frac{\bar{R}_5}{\bar{R}_3}\right) - 0,54 \right| + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{\bar{S}}{\bar{H}} + \frac{4}{3} d^2 \bar{H} \frac{\bar{R}_5^3 - \bar{R}_3^3}{(\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2)^2} \right) + \\
& + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{\bar{S}}{\bar{H}} + \frac{4}{3} (1-d)^2 \bar{H} \frac{\bar{R}_5^3 - \bar{R}_3^3}{(\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2)^2} \right) + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_1 \frac{(1-d)\bar{R}_5 \bar{H}}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_1 \frac{\bar{R}_5 \bar{H}_4}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_2 \frac{\bar{R}_3 \bar{H}_4}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} \\
D = & \left[(3r^2 + \bar{R}_0^2) t_3 - 2r(r^2 - \bar{R}_0^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 \left(1 + 1,5 \left[\frac{z \operatorname{tg} \alpha}{t_3} \right]^2 \right) + \\
& + \left[(3r^2 - \bar{R}_0^2) t_3 - r(r^2 - \bar{R}_0^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2 + \left[2\bar{R}_0^2 t_3 - r(r^2 - \bar{R}_0^2) \operatorname{tg} \alpha \right]^2; \\
E = & \left[2t_4 - 2b_{h1} r(\bar{R}_2 - r) \right]^2 + \left[t_4 - 4b_{h1} r(\bar{R}_2 - r) \right]^2 + \\
& + \left[t_4 + 2b_{h1} r(\bar{R}_2 - r) \right]^2 + 1,5(2b_{h1} r z)^2 \left[\frac{\bar{R}_2 - r}{r} + 1 - \frac{4b_{h1}(\bar{R}_2 - r)^2}{t_4} \right]^2; \\
\alpha = & \operatorname{arctg} \left(\frac{\bar{H}_1 - \bar{H}_a}{1 - \bar{R}_a} \right); \quad \dot{a}_h = \bar{H}_1 - \operatorname{tg} \alpha; \quad t_3 = \dot{a}_h + r \operatorname{tg} \alpha; \\
b_{h1} = & \frac{\bar{H}_1 - \bar{H}}{(\bar{R}_2 - 1)^2}; \quad t_4 = \bar{H} + b_{h1}(\bar{R}_2 - r)^2.
\end{aligned}$$

Теоретический анализ полученной математической модели (3) позволил установить зависимость общего приведенного давления \bar{P} на активном пуансоне «ПВ» для процесса

радиально-прямого выдавливания от геометрических параметров $\bar{R}_A, \bar{R}_2, \bar{R}_3, \bar{R}_5, \bar{S}, \bar{H}, \bar{H}_1, \bar{H}_2, \bar{H}_4$ и условий трения на контактных поверхностях, учитываемых коэффициентом трения μ . Результаты этого анализа были получены после составления соответствующих программ в MathCAD и представлены на рис. 4. В расчётах были приняты следующие параметры: $\bar{R}_0 = 0$; $\bar{R}_2 = 1 + \bar{R}_A$; $\bar{R}_5 = \bar{R}_3 + \bar{S}$; $\bar{H}_1 = \bar{H} + \bar{R}_A$; $\mu_1 = \mu_2 = \mu$. В формулу (3) подставлялись наименьшие значения приведенных давлений для соответствующих геометрических параметров и условий трения после варьирования геометрических параметров \bar{H}_a, \bar{R}_a в блоке «В3» и оптимизации коэффициента d в модуле «К2» с целью минимизации приведенного давления \bar{P}_i этих кинематических единиц.

Как видно на рис. 4, наибольшее влияние на величину приведенного давления \bar{P} оказывают безразмерный параметр $n = \bar{S}/\bar{H}$ (см. рис. 4, а), геометрический параметр \bar{H} и коэффициент трения μ (см. рис. 4, б). Однозначно, с увеличением коэффициента трения μ происходит увеличение приведенного давления \bar{P} , что связано с ростом затрат на преодоление сил трения при скольжении деформируемого металла по поверхности инструмента (см. рис. 4, б).

Для безразмерного параметра $n = \bar{S}/\bar{H}$, характеризующего толщину стенки полой детали, и толщину дна стакана (толщину фланца) \bar{H} характерны оптимальные значения n_{opt} и \bar{H}_{opt} , соответствующие наименьшему значению параметра \bar{P} в исследуемом диапазоне параметра n и геометрического параметра \bar{H} . Эти значения находятся в диапазоне 0,76...0,8 для параметра n (см. рис. 4, а) и 0,87...0,95 для параметра \bar{H}_{opt} (см. рис. 4, б). При значениях толщины стенки полости $n < 0,6$ (см. рис. 4, а) происходит увеличение величины \bar{P} на 40%, что можно объяснить увеличением степени деформации в зоне разворота течения металла с радиального направления на прямое. Меньшие значения высоты \bar{H}_{opt} соответствуют меньшим значениям коэффициента трения μ . Уменьшение значений геометрического параметра \bar{H} , начиная от величины \bar{H}_{opt} , приводит к возрастанию параметра \bar{P} , особенно интенсивному при более высоких значениях коэффициента трения μ . Это также объясняется увеличением степени деформации, но уже в зоне дна полости. С возрастанием значений остальных геометрических параметров ($\bar{R}_A, \bar{R}_2, \bar{R}_3, \bar{R}_5, \bar{H}_2, \bar{H}_4$) величина приведенного давления \bar{P} возрастает, хотя и не столь интенсивно, как в случае с ранее рассмотренными параметрами \bar{H} и n (см. рис. 4, б, в). В тоже время, как показали расчёты, с увеличением значений коэффициента трения μ весомость данных геометрических параметров в увеличении параметра \bar{P} возрастает. Изменение значений радиуса закругления \bar{R}_A в зоне переходной кромки (в диапазоне от 0,1 до 1,0) при выбранных значениях геометрических параметров и условий трения, позволило выявить оптимальное значение радиуса \bar{R}_A ($\bar{R}_{Aopt} = 0,63$), при котором наблюдается наименьшее значение параметра \bar{P} .

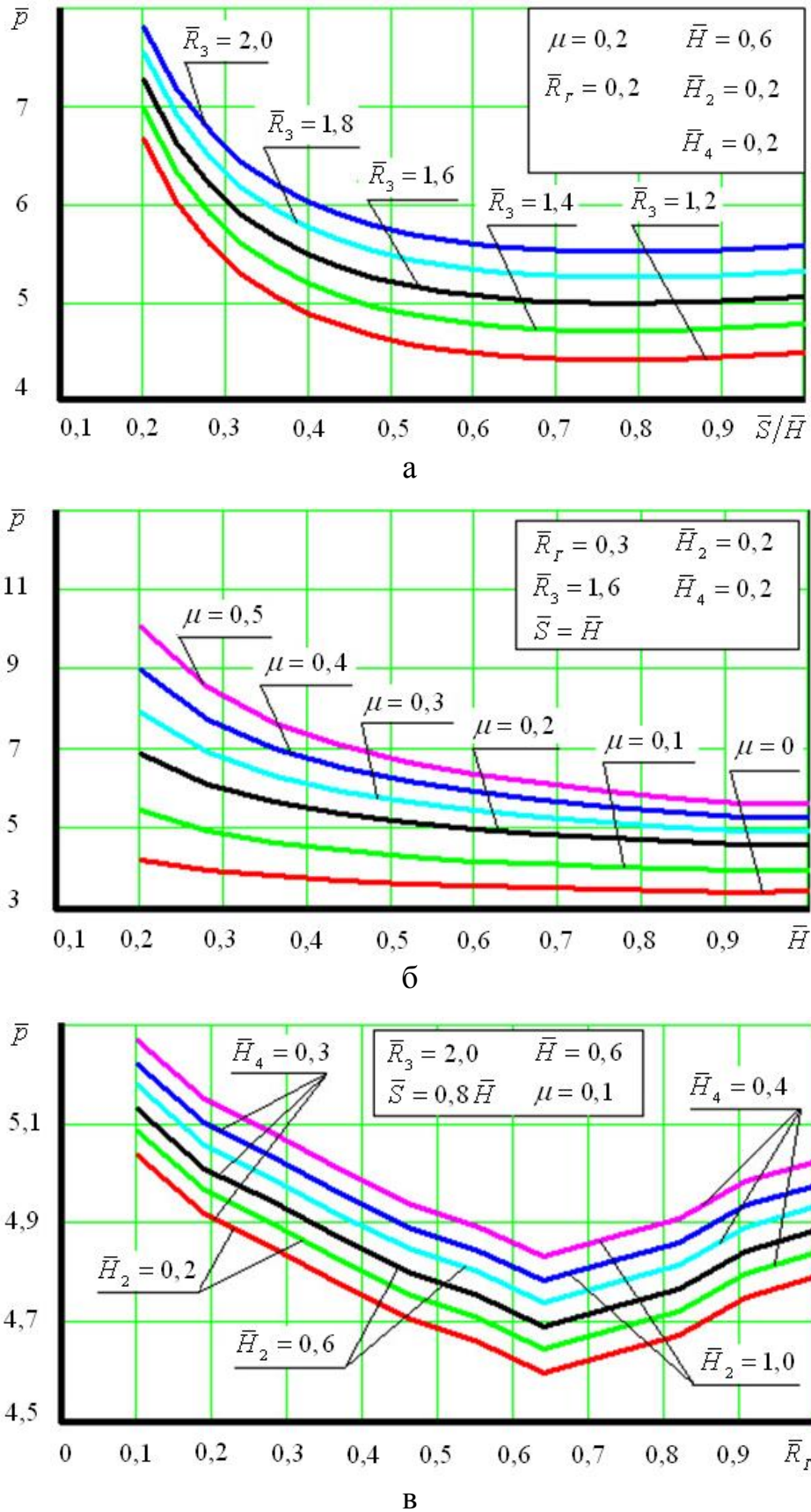


Рис. 4. Графики зависимости приведенного давления \bar{p} радиально-прямого выдавливания от геометрических параметров и условий контактного трения

Разработанную математическую модель сравнивали с моделью процесса радиально-прямого выдавливания, полученную методом верхней оценки (рассматривалась плоская задача) и представленную в работе [19]. Сопоставление результатов расчётов по обеим теоретическим моделям показало, что значения приведенного давления, рассчитанные по формуле (3), на 12–20% меньше результатов вычислений по формуле, приведенной в работе [19]. Что подтверждает возможность минимизации значений приведенного давления \bar{P} за счёт варьирования относительных геометрических параметров \bar{H}_a , \bar{R}_a и оптимизация коэффициента d в формуле (3).

Для подтверждения адекватности математических моделей радиально-прямого выдавливания были проведены эксперименты. В качестве материала заготовок был выбран алюминиевый сплав АД31. Размеры заготовок, изделий, полный рабочий ход ползуна приведены на рис. 5. Значения приведенного давления \bar{P} рассчитывались по формуле (3), давление деформирования p – по формуле $P = \bar{p} \sigma_s$ (кривая упрочнения $\sigma_s = f(e_i)$ материала АД31 аппроксимирована показательной функцией, средняя интенсивность накопленной деформации $e_{\bar{p}ci} = e_i = \bar{P}$), а усилие формоизменения P – по формуле $P = p F_a$ (где площадь $F_a = \pi 28,2^2 / 4 = 624,6 \text{ мм}^2$). В формулу подставлялось значение коэффициента трения $\mu = 0,04$. Это значение коэффициента трения в расчётах принималось исходя из опыта [20] по изучению условий трения на контактных поверхностях путём непосредственного измерения сил трения в способах радиального выдавливания.

С помощью конечно-элементной программы Qform 2D/3D также моделировали процесс радиально-прямого выдавливания полый детали из материала АД31. Усилие деформирования при анализе процесса радиально-прямого выдавливания полый детали из алюминиевого сплава АД31 составило 691 кН, что больше экспериментального усилия на 3%.

Как видно из рис. 5, наибольшее превышение теоретических значений (энергетический метод) усилия деформирования P над экспериментальными данными составило для материала АД31 16%. В целом можно сказать, что сходимость теоретических и экспериментальных значений хорошая, результаты теоретического анализа хорошо качественно и количественно соответствуют результатам экспериментальных исследований.

Пустотелые детали с внешним диаметром 28 и 56 мм, изготовленные в процессе радиально-прямого выдавливания из алюминиевых сплавов АД31 и АД1, свинца С1 приведены соответственно на рис. 6, а, б и в.

ВЫВОДЫ

1. Энергетическим методом верхней оценки разработана модель силового режима для процесса комбинированного последовательного радиально-прямого выдавливания с задачей полых деталей типа стаканов. Установлено, что поле скоростей, содержащее криволинейные треугольные кинематические элементы, лучше соответствуют экспериментально установленной картине и кинематике течения и обеспечивает наименьшие верхние оценки давлений выдавливания.

2. Получены расчетные зависимости для приведенных давлений деформирования от параметров процесса с учетом оптимизированных значений варьируемых параметров, устанавливающих форму кинематических модулей и точнее отображают как условия деформирования, так и форму очага интенсивной деформации.

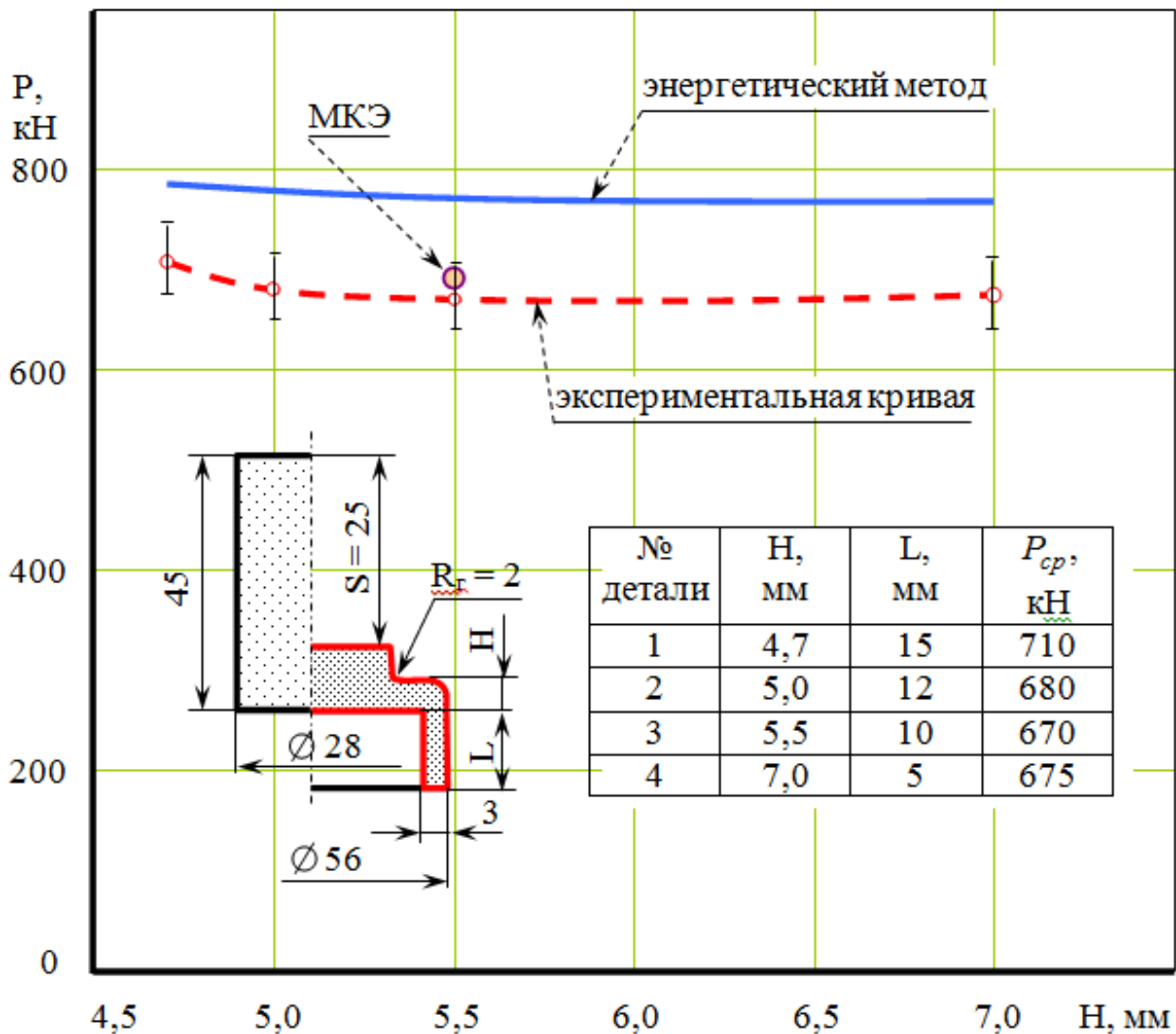


Рис. 5. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений сил радиально-прямого выдавливания полых деталей (сплав АД31)

3. Установлено, что для случая комбинированного выдавливания с раздачей оптимальное поле скоростей включает комбинацию из модулей трапециевидального и прямоугольного сечения в центральном блоке радиального выдавливания, и треугольный модуль с параболическими (выпуклыми) сторонами – в блоке разворота течения с радиального на прямое выдавливание. При этом уточнение верхних оценок давлений осесимметричного деформирования за счёт их снижения составляет 12–20 % в сравнении с известными решениями, основанными на плоских кинематических элементах. Экспериментальная проверка полученных зависимостей подтвердила их адекватность и пригодность для технологических расчетов.



а)



б)



в)

Рис. 6. Полые детали и деталь типа «крестовина», полученные радиально-прямым вы-
давливанием с раздачей

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов / В. А. Евстратов. – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 144 с.
2. Алиева Л. И. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки выдавливанием / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник ДДМА. – 2008. – №1 (11). – С. 13-19.
3. Ковка и штамповка: Справочник в 4 т. / Под ред. Е. И. Семенова [и др.]. – М.: Машиностроение, 1987. – Т.3: Холодная объемная штамповка; [под ред. Г. А. Навроцкого]. – 1987. – 384 с.
4. Изготовление заготовок и деталей пластическим деформированием / Под ред. В. М. Авдеева, В. В. Риса, А. М. Шелестеева. – Л.: Политехника, 1991. – 351 с.
5. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. - М.: Машиностроение, 1983. - 200 с.
6. Евстифеев В.В., Подколзин Г.П. Методика построения геометрии инструмента при выдавливании конических стаканов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1978. – №3. – С.11–13.
7. Ренне И.П., Сумарокова А.И. Технологические возможности процесса свободного выдавливания (без матрицы) полых деталей // Кузнечно-штамповочное производство. – 1987. – №6. – С. 25–26.
8. Алиева Л. И., Чучин О. В. Экспериментальное исследование процессов штамповки полых деталей // Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии. Материалы VI Международной научно-технической конференции. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2014. – С. 8–10.
9. Чучин О.В., Алиева Л.И. Комбинированное последовательное радиально-прямое выдавливание полых деталей // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: Сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2002. – С. 352–355.
10. Горячая штамповка стальных поковок в разъемных матрицах / Кузнецов А.В., Протопопов О.В., Блудов В.А., Коноплин А.А. – М.: НИИМАШ, 1968. – 80 с.
11. Алиева Л.И. Технологические возможности процессов радиально-прямого выдавливания с раздачей / Л.И. Алиева, О.В. Чучин // Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Наука и производство: Материалы международной научно-технической конференции. Старый Оскол: СТИ НИТУ «МИСиС». 2015. –С. 148–153.
12. 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 сб-к науч. трудов. – К.: УМК ВО, 1990. – С. 7–17.
13. Теория ковки и штамповки / [Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров и др.]; под ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1999. – 598 с.
14. Степанский Л. Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л. Г. Степанский. – М.: Машиностроение, 1982. – 217 с.
15. Алюшин Ю. А. Энергетические основы механики. Учеб. пособие для вузов / Ю. А. Алюшин. – М.: Машиностроение, 1999. – 192 с.
16. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением / Евстратов В.А. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1981. – 248 с.
17. Чудаков П.Д. Пластическое течение неупрочняющегося материала при выдавливании конических утопленней / П.Д. Чудаков, В.И. Гусинский // Прогрессивные технологические процессы обработки металлов давлением: Сб-к науч. трудов. – М.: Машиностроение, 1971. – С. 69–76.
18. Алиева Л. И. Выбор кинематических модулей для определения силовых параметров радиального выдавливания / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії : збірник наукових праць. – Краматорськ : ДДМА, 2006. – № 3 (5). – С. 108–113.
19. Алиев И.С. Исследование процесса комбинированного поперечно-прямого выдавливания / И.С. Алиев, О.К. Савченко, А.Н. Рахметуллаев // Оптимизация металлосберегающих процессов при ОМД. – Ростов-на-Дону: РИСХМ, 1989. – С. 132–139.
20. Чучин О.В. Течение упрочняющегося материала при комбинированном радиально-прямом выдавливании / О.В. Чучин, Л.И. Алиева, А.И. Лобанов // Ресурсосберегающие технологии производства и та обработки давлением материалов в машиностроении: Сб. науч. тр. – Луганск: ВНУ им. В. Даля, 2001. – С. 37–44.