

Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей

Л.И. Алиева¹ • Н.С. Грудкина¹ • К. Крюгер²

1 - ДГМА, г. Краматорск, Украина;

2 - Технический университет Дрездена, г. Дрезден, Германия

Received: 15 March 2017 / Accepted: 31 March 2017

Аннотация. Энергетическим методом верхней оценки проведено исследование силового режима процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания полых деталей типа «стакан с фланцем» из сплошной заготовки. Сопоставлены различные кинематические модули – кинематически возможные поля скоростей перемещения и установлено преимущество трапециевидных модулей с криволинейной границей. Линеаризация подинтегральных зависимостей показала неэффективность из-за затруднений в подборе приемлемых функций для всего объема трапециевидных модулей. Для получения приближенных верхних оценок мощности сил деформирования в таких модулях использовано приближенное интегрирование на основе неравенства Коши-Буняковского. Полученное решение использовано для оценки характера последовательного формоизменения заготовки, прогнозирования степени заполнения полостей матрицы, а также возможности возникновения отклонений формы штампуемой детали в виде утяжин. Сравнение теоретических и экспериментальных значений давлений деформирования и скоростей течения между собой, а также с результатами, полученными методом конечных элементов и экспериментальными данными, показало приемлемость полученных зависимостей для технологических расчетов силовых параметров и оценки формообразования деталей.

Ключевые слова: радиальное выдавливание; трубная заготовка; фланцы; энергетический метод; кинематические модули; поле скоростей; давление деформирования.

Введение

Ресурсосберегающие процессы точной объемной штамповки выдавливанием способствуют решению актуальных проблем развития машиностроения, так как обеспечивают высокое качество изделий при минимальных трудовых, материальных и энергетических затратах [1–3].

Существующие методы производства полых деталей типа стакана с фланцем предусматривают использование способов холодного выдавливания, в том числе такого перспективного способа, как комбинированное выдавливание [2, 3–5], позволяющего совместить на одной позиции несколько операций и снизить энергосиловые затраты на деформирование заготовок. Основным ограничением в применении способов комбинированного выдавливания, протекающего с несколькими степенями свободы истечения металла, является трудность прогнозирования конечного формоизменения заготовки при деформировании.

При деформировании сплошных заготовок комбинированным совмещенным выдавливанием (с одновременным истечением металла в радиальном и обратном направлениях) достигается одновременное формообразование фланца на наружной поверхности детали и глухой полости вдоль оси детали.

Для анализа силового режима процессов выдавливания часто используется энергетический метод верхней оценки (баланса мощностей) [6 – 8]. Повышению оперативности и простоте исследований методом способствует подход, связанный с применением для анализа комплекта заранее разработанных кинематически возможных полей скоростей (КВПС) в виде единичных областей [6] или кинематических модулей [4, 5].

Следует отметить, что применение метода кинематических модулей позволяет описать сложные схемы течения при помощи элементарных модулей. Суммарная оценка величины приведенного давления при этом находится как сумма приведенных давлений модулей, входящих в данную технологическую схему. В качестве элементарных блоков в основном используют прямоугольные или в более общем случае четырехугольные (ромбические), треугольные и криволинейные модули. Использование четырехугольных и треугольных модулей, как правило, не вызывает проблем при получении решения, а также их встраивания в конструкцию разрывного поля скоростей более сложной конфигурации. В то же время, модели, основанные на упрощенной

расчётной схеме параллельного течения, демонстрируют расхождение с экспериментальными данными при расчете силовых параметров и, в особенности, при прогнозировании формоизменения заготовки [9-11].

Для устранения отмеченного недостатка решений необходимо рассмотреть возможности расчётных схем, включающих кинематические модули, описывающих реальную картину течения при выдавливании одновременно по нескольким направлениям.

Целью работы является сравнительный анализ использования различных расчетных схем при моделировании энергетическим методом процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания.

Расчётные схемы с формой кинематических модулей в центральной области, приближенных к экспериментально наблюдаемому полю деформаций [12], приведены на рис. 1. В представленных расчётных схемах наблюдается объединенный очаг деформации (ООД), характерный для деформирования относительно невысоких заготовок, и он разбит на кинематические модули трапецеидальной и прямоугольной формы.

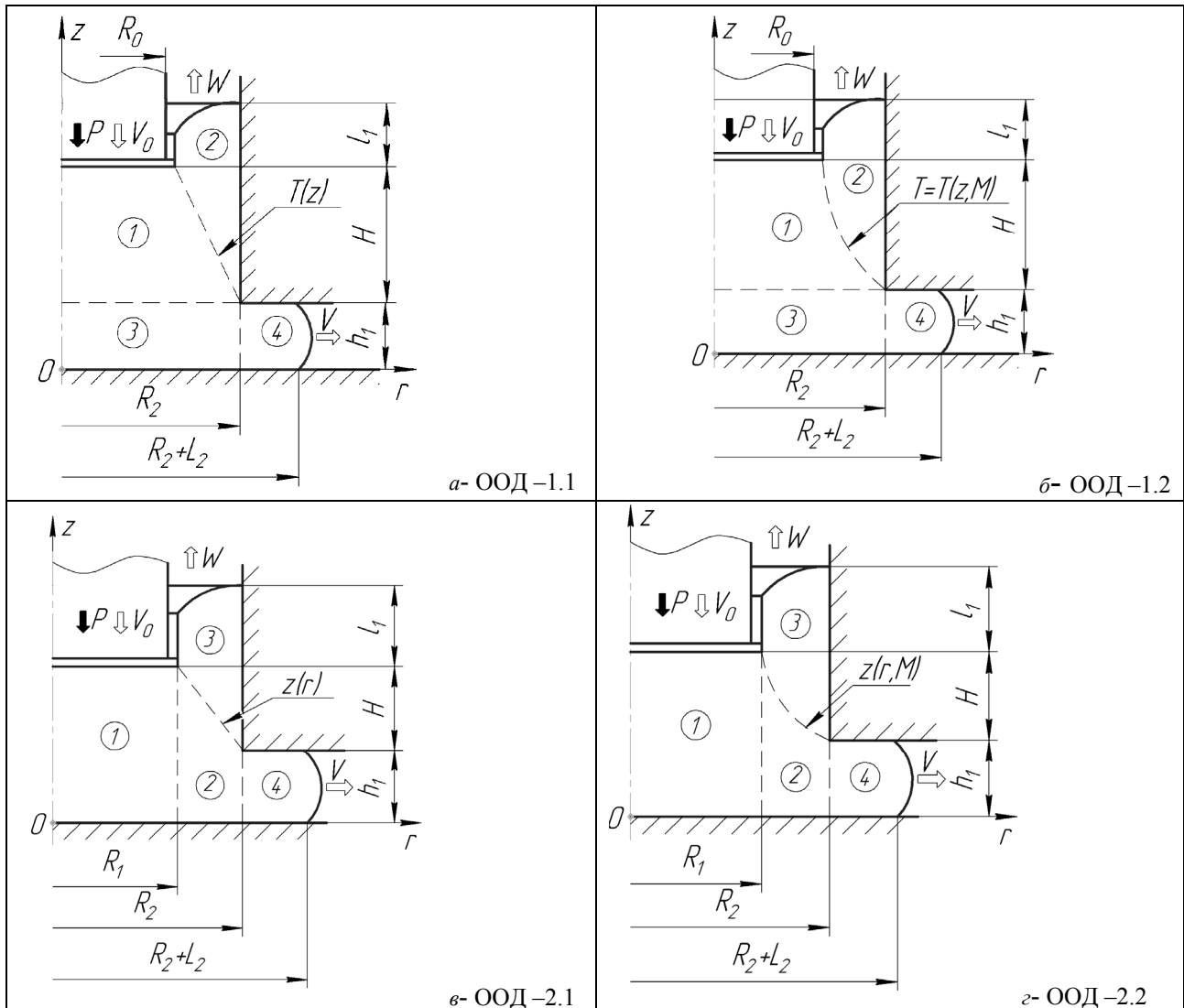


Рис. 1. Расчетные схемы процесса радиально-обратного выдавливания

КВПС для модулей «1» (для в и г, рис.1), «3» (для а и б, рис.1) и «4», представляющих собой в общем случае цилиндрические и кольцеобразные зоны, меридиональные сечения которых до и после деформации остаются прямоугольными и относятся к простейшим и называются полями параллельного течения [6]. В этом случае составляющие скоростей перемещений 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 [7]:

$$V_{zi} = C_1 z + C_2; \quad V_{ri} = -0,5 C_1 r + C_3 / r. \quad (1)$$

Подстановка установленных с учётом кинематических граничных условий постоянных интегрирования C_1 , и C_3 позволяет построить КВПС для координатных модулей (табл. 1), при этом $C_2 = 0$, а скорости на входе в зоны 1, 3 и 4 равны соответственно V_0, V_3, V_4 .

Таблица 1

**Постоянные интегрирования
для осесимметричных модулей параллельного течения**

Постоянные интегрирования	Модуль, схема		
	1 - в, г	4 - а - г	3 - а, б
C_1	$-\frac{V_0}{H+h_1}$	0	$-\frac{V_3}{h_1}$
C_3	0	$V_4 R_2$	0

Сложности применения элементарных модулей такого типа в схемах, предполагающих ярко выраженные криволинейные поверхности раздела течения металла и сложность конфигурации детали, приводят к необходимости использования криволинейных модулей. Для осесимметричных процессов такие КВПС предложены в работах [4 - 6], а для используемых в приведенных выше расчетных схемах разработаны КВПС трапецидальных модулей (табл. 2).

Таблица 2

КВПС осесимметричных трапецидальных модулей

№ модуля и вид схемы	КВПС
1 - а, б	$\begin{cases} v_{z1} = -\frac{(V_0 + W)R_1^2}{T^2(z)} + W, \\ v_{r1} = -\frac{r}{T^3(z)}(V_0 + W) \cdot kR_1^2, \end{cases} \quad k = T'(z) \text{ для а, } k = T_z(z, M) \text{ для б.}$
2 - в, г	$\begin{cases} v_{z2} = \frac{W + k \cdot v_{r2}}{z(r)} z, \\ v_{r2} = \frac{N + W(R_1^2 - r^2)}{2rz(r)}, \end{cases} \quad k = z'(r) \text{ для в, } k = z'_r(r, M) \text{ для г, } N = 2V_2 R_1 (H + h_1).$

Для схемы ООД-1.1 (рис.1, а) с использованием усовершенствованного кинематического модуля 1 с границей раздела течения $T(z) = \frac{R_1 - R_2}{H} \cdot (z - (H + h_1)) + R_1$ удалось не только добиться получения функции приведенного давления \bar{p} в аналитическом виде, но и успешно оптимизировать полученное выражение путем определения по соответствующей формуле оптимального значения относительного кинематического параметра $\bar{W} = \frac{W}{V_0}$, отвечающего за скорость истечения металла в вертикальном направлении. Также возможно соответствующее действительности прогнозирование приращений полуфабриката по ходу процесса согласно приведенным формулам при $\frac{2h_1 R_2}{R_2^2 - R_1^2} < 1$ и $\frac{H}{h_1} < 4..6$. Однако при преимущественно радиальном течении металла (при $\frac{2h_1 R_2}{R_2^2 - R_1^2} > 1$) данная расчетная схема показывает существенные отличия в приращении размеров полуфабриката по ходу процесса от действительных, полученных экспериментально. Замена в схеме ООД-1.1 модуля 1 на криволинейный трапецидальный модуль (схема ООД-1.2, рис.1, б) с границей раздела течения металла в виде $T(z, M) = A [B - C e^{2M(z-h_1)}]^{-1/2}$ ($A = R_1 R_2 \sqrt{1 - e^{2MH}}$, $B = R_2^2 - R_1^2 e^{2MH}$, $C = R_2^2 - R_1^2$) позволяет получить соответствующее действительности формоизменение и энергосиловые параметры процесса

деформирования при $\frac{2h_1R_2}{R_2^2 - R_1^2} > 1$. Однако, полученное на ее основе решение имеет более громоздкий вид и требует оптимизации по параметру $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$. При этом для случая преимущественного обратного выдавливания (т.е. когда площадь выходного кольцевого отверстия в обратном направлении выше площади истечения металла в радиальном направлении) результаты, полученные на основе описанных выше схем отличаются, а скорость истечения металла в вертикальном направлении для данных параметров процесса деформирования по ООД-1.2 неправомерно занижена (рис. 2, а). Напротив, для преимущественного радиального течения именно схема с криволинейным модулем демонстрирует достаточно высокую точность в прогнозировании формоизменения заготовки, учитывая захват и последующее движение металла в стенке стакана в направлении движения пуансона (рис.2, б и рис. 3). Для сравнения использованы и результаты анализа методом конечных элементов (МКЭ), выполненного в среде Qform2/3D [13, 14].

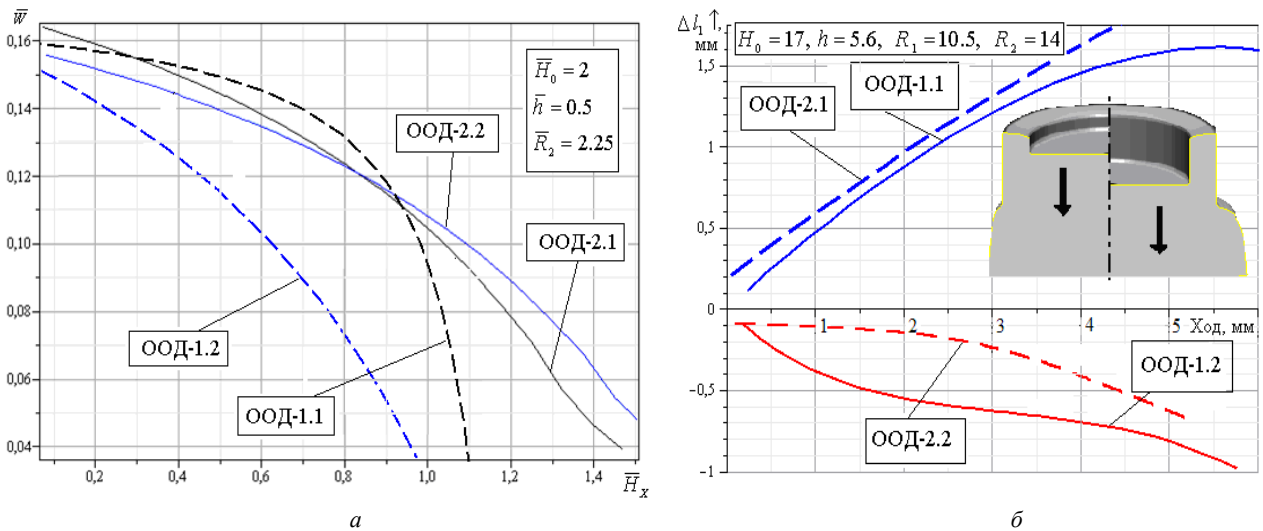


Рис. 2. Сравнительный анализ зависимости $\bar{W}(\bar{H}_x)$ (а) и приращений размера полуфабриката в вертикальном направлении $\Delta l_1 \uparrow$ от хода (б) для различных расчетных схем

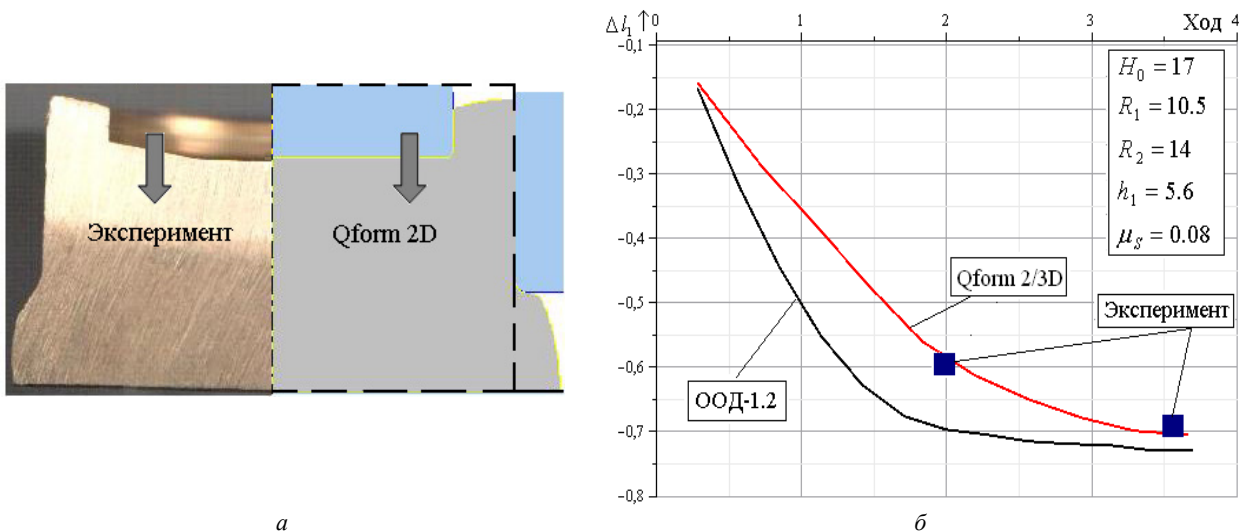


Рис. 3. Изменения геометрии полуфабриката по ходу процесса, полученные на основе энергетического метода, эксперимента и конечно-элементной модели

В качестве альтернативных для рассмотренных расчетных схем разработаны модуль ООД-2.1 (рис.1, в) и усовершенствованная модуль ООД-2.2 (рис.1, г). В качестве границы раздела течения металла на границе модулей 2 и 3 предложена функция $z(r) = a \cdot (r + b)$, ($a = \frac{H}{R_1 - R_2}$, $b = \frac{h_1}{a} - R_2$).

При определении мощности сил пластической деформации N_{d2} в модуле 2 не представляется возможным получить выражение в элементарных функциях, поэтому необходимо использовать численное интегрирование либо линеаризацию подынтегральной функции интенсивности скоростей деформации. Однако для модуля 2 характерно неравномерное распределение скорости относительной линейной $\dot{\varepsilon}_z$, $\dot{\varepsilon}_r$, $\dot{\varepsilon}_\theta$ и сдвиговой $\dot{\gamma}_{rz}$ компонент скоростей деформаций. При этом использование известных выражений для линеаризации интенсивности скоростей деформации является неправомерным в виду невозможности определения единого выражения для всего объема данного трапецидального модуля. Одним из методов упрощения полученного выражения N_{d2} является использование формулы Коши-Буняковского, что позволяет получить верхнюю оценку мощности пластической деформации в области 2:

$$N_{d2} \leq \sigma_S \sqrt{V_2 \iiint_{V_2} \dot{\varepsilon}_{i2}^2 dV_2}, \quad (2)$$

где $V_2 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} dz = 2\pi a \left(\frac{R_2^3 - R_1^3}{3} + b \frac{R_2^2 - R_1^2}{2} \right)$ – объем области 2.

Определим неизвестные составляющие формулы (2):

$$\iiint_{V_2} \dot{\varepsilon}_{i2}^2 dV_2 = \left[\begin{aligned} & \frac{2\pi}{3} \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left((2\dot{\varepsilon}_{z2})^2 + 4 \frac{v_{r2}}{r} \dot{\varepsilon}_{z2} + \left(\frac{2v_{r2}}{r} \right)^2 + \left(\left(2\dot{\varepsilon}_{z2} + \frac{v_{r2}}{r} \right) \frac{a}{z(r)} \right)^2 z^2 \right) dz = \\ & \frac{2\pi}{3} \int_{R_1}^{R_2} \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) \left(\dot{\varepsilon}_{z2}^2 + \frac{v_{r2}}{r} \dot{\varepsilon}_{z2} \right) + \frac{v_{r2}^2}{r^2} \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) \right) r z(r) dr = \\ & \frac{2\pi}{3} \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right) \end{aligned} \right], \quad (3)$$

где $U_1 = \int_{R_1}^{R_2} \dot{\varepsilon}_{z2}^2 r z(r) dr$, $U_2 = \int_{R_1}^{R_2} v_{r2} \dot{\varepsilon}_{z2} z(r) dr$, $U_3 = \int_{R_1}^{R_2} \frac{v_{r2}^2}{r} z(r) dr$.

Составляющие $U_1 - U_3$ выражаются через элементарные функции и не вызывают затруднений при интегрировании.

Таким образом, верхняя оценка мощности пластической деформации в области 2, учитывая формулы (2) – (3), принимает вид:

$$N_{d2} \leq \frac{2\pi\sigma_S}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{R_2^3 - R_1^3}{3} + b \frac{R_2^2 - R_1^2}{2} \right) \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right)} \quad (4)$$

Относительная погрешность приведенных расчётных формул составляет 3–12% для N_{d2} , а для приведенного давления в целом – менее 2–5%. Рассмотрев в качестве границы раздела течения металла семейство парабол $z(r, M) = a \cdot (r - M)^2 + b$ ($a = \frac{H}{(R_1 - M)^2 - (R_2 - M)^2}$, $b = h_1 - a \cdot (R_2 - M)^2$), получаем расчетную схему ООД-2.2.

Остановимся на особенностях применения данных трапецидальных модулей. Несмотря на преимущества криволинейных модулей в описании сложных полей течения металла, необходимо отметить усложнение математического аппарата при их использовании, что может оказаться нерациональным по сравнению с применением более простых элементарных модулей. В связи со сложностями интегрирования некоторых составляющих выражения приведенного давления \bar{p} необходимо использовать численные методы (например, пакет MAPLE 9). Результаты, полученные на основе расчетов по альтернативным схемам ООД –2.1 и ООД –2.2 с прямолинейным и криволинейным трапецидальными модулями 2 соответственно показывают практически идентичную картину формоизменения при $\frac{2h_1 R_2}{R_2^2 - R_1^2} < 1$ (рис. 2, а) и существенное отличие при

$\frac{2h_1R_2}{R_2^2 - R_1^2} > 1$ (рис. 2, б). При этом стоит отметить усложнение математического аппарата в расчетах по схеме

ООД–2.2 и необходимость последующей оптимизации величины приведенного давления путем варьирования по двум параметрам (геометрическому M и кинематическому W).

Учитывая завышенную (верхнюю) оценку мощности пластической деформации в области 2, получим верхнюю оценку безразмерной величины приведенного давления \bar{p} :

$$\bar{p} \cong \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} [\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{R}_2^2)] \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} (\bar{H} + \bar{h}_1) |1 + \bar{W} + a\bar{V}_1| + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{\bar{R}_2^3 - 1}{3} + \bar{b} \frac{\bar{R}_2^2 - 1}{2} \right)} \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (\bar{U}_1 + \bar{U}_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) \bar{U}_3 \right) + \\ & + \frac{\bar{R}_2 \bar{h}_1}{\sqrt{3}} \left| \bar{W} + \frac{\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{R}_2^2)}{2\bar{R}_2 \bar{h}_1} a \right| + \frac{4\mu_2}{\sqrt{3}} (\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{R}_2^2)) \frac{\bar{l}_2}{\bar{h}_1} + \\ & + \frac{1 + a^2 + 2\mu_2}{\sqrt{3}a} \left((\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{b}^2)) \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{b}}{1 + \bar{b}} \right) - \frac{\bar{W}}{2} [(\bar{R}_2 - \bar{b})^2 - (1 - \bar{b})^2] \right) + \\ & + \frac{2(\mu_1 + \mu_2)}{3\sqrt{3}(\bar{H} + \bar{h}_1)} + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (1 + \bar{W})(\Delta \bar{H}_X + \bar{l}_1) + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2}{\sqrt{3}} |\bar{W}| (\bar{H} + \bar{l}_1) \end{aligned} \right), \quad (5)$$

где $\Delta \bar{H}_X = \frac{\Delta H_X}{R_1}$, $\bar{H} = \frac{H}{R_1}$, $\bar{R}_2 = \frac{R_2}{R_1}$, $\bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_1}$, $\bar{l}_1 = \frac{l_1}{R_1}$, $\bar{l}_2 = \frac{l_2}{R_1}$, $\bar{b} = \frac{\bar{h}_1}{a} - \bar{R}_2$, $\bar{W} = \frac{W}{V_0}$,

$\bar{V}_1 = \frac{1}{2(\bar{H} + \bar{h}_1)}$, $\bar{N} = 2\bar{V}_1(\bar{H} + \bar{h}_1)$, $\bar{U}_1 = \frac{U_1}{V_0^2 R_1}$, $\bar{U}_2 = \frac{U_2}{V_0^2 R_1}$, $\bar{U}_3 = \frac{U_3}{V_0^2 R_1}$.

Отличительной особенностью данных расчетных схем по сравнению со схемами первого типа, является возможность их использования для прогнозирования дефекта типа утяжины в донной части стакана на заключительной стадии процесса деформирования при соотношениях $3h_1 < R_2 - R_1$, $H_{дна} \rightarrow h_1$. Для случая возникновения подобного дефекта расчеты величины \bar{p} , полученные на основе ООД–1.1 и ООД–1.2 не соответствуют действительности и являются значительно завышенными по сравнению с расчетами, полученными на основе ООД–2.1 и ООД–2.2 (рис.4). Как видно из анализа картины изменения скорости истечения металла в вертикальном направлении, с увеличением хода процесса различия между результатами, полученными на основе схем двух основных типов схем увеличиваются, при этом для схем ООД–1.1 и ООД–1.2 характерно монотонное убывание данного кинематического параметра при всех возможных соотношениях параметров процесса деформирования.

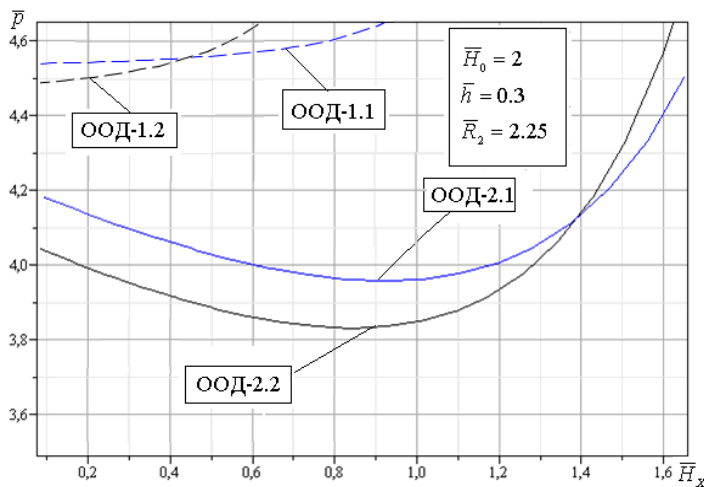


Рис. 4. Сравнительный анализ приведенного давления \bar{p} для различных расчетных схем

В схемах ООД–2.1 и ООД–2.2, напротив, возможность варьирования кинематического параметра W в процессе оптимизации приведенного давления, позволяет получить точку минимума – точку, соответствующую моменту появления утяжины (рис. 5). Различия в величине $H_{дна}$, соответствующей появлению подобного дефекта для двух данных схем незначительны (криволинейный трапецидальный модуль показывает несколько раннее возникновение утяжины в отличие от прямолинейного трапецидального модуля) и составляют не более 5-10%, при этом характер изменения относительного кинематического параметра \bar{W} по ходу процесса не меняется.

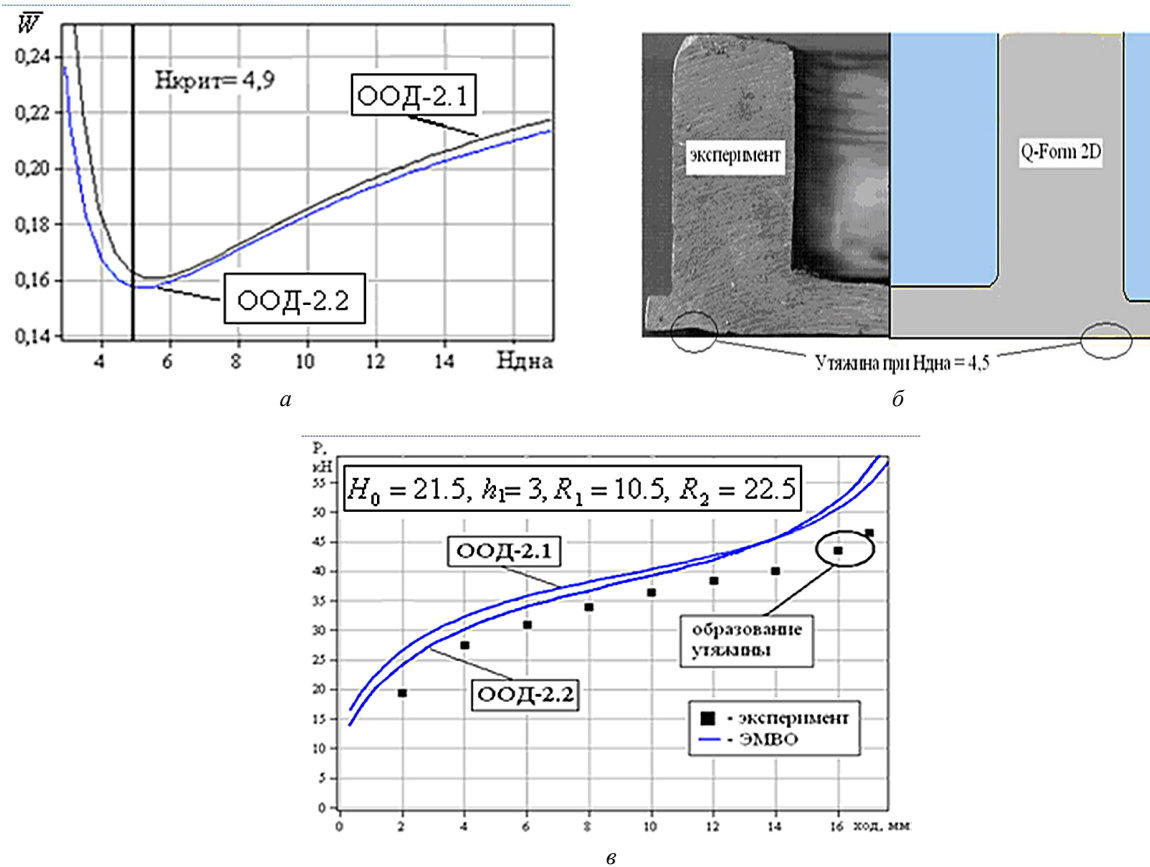


Рис. 5. Прогнозирование утяжины
а - теоретический расчет б, в – экспериментальные данные

В случае возникновения утяжины приведенное давление для схемы с криволинейным модулем ниже на начальном этапе процесса деформирования, далее стремительно возрастает несколько раньше, чем в случае применения прямолинейного модуля (рис. 5), что указывает на более ранний момент возникновения подобного дефекта и полностью согласуется с экспериментальными данными. Следует отметить, что расхождение результатов, полученных на основе ООД-2.1 и ООД-2.2 как в отношении расчетов по силовым параметрам процесса деформирования, так и по определению толщины дна заготовки, соответствующей моменту возникновения дефекта, незначительны (не более 5-10%). Как отмечалось ранее, расчетные схемы ООД-1.1 и ООД-1.2 не могут быть использованы для прогнозирования утяжины в донной части стакана на заключительной стадии процесса деформирования, так как изменение оптимального кинематического параметра в случае применения схемы ООД-1.1 имеет вид убывающей функции на всем протяжении процесса деформирования, а в случае схемы ООД-1.2 варьирование параметра M также не приводит к возможному наличию точки минимума.

Для прогнозирования появления утяжины в донной части стакана ($3h_1 < R_2 - R_1$, $H_{\text{ит} \dot{a}} \rightarrow h_1$) рекомендовано использовать расчетную схему ООД-2.2 в качестве основной, при этом возможно использование более простой в применении схемы ООД-2.1 с учетом увеличения расхождений с экспериментальными данными в сторону увеличения не более, чем на 5-10 % по сравнению с ООД-2.2.

Для соотношений $\frac{2h_1 R_2}{R_2^2 - R_1^2} < 1$ и $1.2 < \frac{H}{h_1} < 4.6$ рекомендуется использовать решение на основе схемы

ООД-1.1 в виде готовых формул расчета оптимального значения кинематического параметра, приращений полуфабриката по ходу процесса деформирования и силовых характеристик процесса.

Для преимущественно радиального течения (при превышении площади выходного сечения в радиальном направлении в сравнении с обратным) $\frac{2h_1 R_2}{R_2^2 - R_1^2} > 1$ с учетом возможности захвата металла стенки стакана в

направлении движения пуансона ($\bar{W} < 0$) рекомендовано использование расчетных схем с криволинейными трапецеидальными модулями: при $1.2 < \frac{H}{h_1} < 4.6$ - схему ООД-1.2 и при $H < 2h_1$ - расчетную схему ООД-2.2.

Выводы

Энергетическим методом верхней оценки проведено моделирование процесса комбинированного радиально- обратного выдавливания полых деталей типа «стакан с фланцем» из сплошной заготовки. Сопоставлены различные кинематические модули – кинематически возможные поля скоростей перемещения и уточнены границы использования расчетных схем с кинематическими модулями трапецеидальной формы различного вида для анализа осесимметричного процесса выдавливания полых деталей из относительно невысоких заготовок.

Для получения приближенных верхних оценок мощности сил деформирования в таких модулях использовано приближенное интегрирование на основе неравенства Коши-Буняковского. Полученное решение использовано для оценки характера последовательного формоизменения заготовки, прогнозирования степени заполнения полостей матрицы, а также возможности возникновения отклонений формы штампующей детали в виде утяжин.

Сравнение теоретических и экспериментальных значений давлений деформирования и скоростей течения между собой, а также с результатами, полученными методом конечных элементов и экспериментальными данными, показало приемлемость полученных зависимостей для технологических расчетов силовых параметров и оценки формообразования деталей.

The simulation of radial-backward extrusion processes of hollow parts

L.Y. Alyeva, N.S. Hrudkyna, K. Kriuhher

Abstract. Purpose. The comparison of different design schemes with simulation of upper bound method in combined radial-backward extrusion and investigation of power mode in extrusion process with hollow part such as cup of flange from solid billet are considered.

Design/methodology/approach. The different kinematics modules are compared. The kinematics of velocity field and best kinematics modules such as triangular curved modules are defined. Linearization integrands dependencies are shown that inefficiencies due to difficulties in the selection of suitable approximate functions for a total volume of keystone modules. For getting upper bound ratings deformation forces in these modules are used approximate integration based on the Cauchy-Schwarz inequality.

Findings. The comparison of theoretical and experimental in pressure deformation and metal flow speed between themselves and so the obtained results of finite element method are shown received dependences acceptability for technological calculations of power parameters and evaluation of forming parts.

Originality/value. The resulting solutions are used for evaluating character of deformation billets receiving the filling of the die cavity and the possibility of the form stamped parts deviations such as dimple.

Keywords: power method; kinematics modules; field of speeds; pressure of deformation

Моделювання процесу радіально-зворотнього видавлювання порожнистих деталей

Л.І. Алиева, Н.С. Грудкина, К. Крюгер

Анотація. Енергетичним методом верхньої оцінки проведено дослідження силового режиму процесу комбінованого радіально зворотнього видавлювання порожнистих деталей типу «стакан з фланцем» з суцільної заготовки. Зіставлені різні кінематичні модулі - кінематичне можливі поля швидкостей переміщення і встановлено перевагу трапецеїдальних модулів з криволинійної кордоном. Лінеаризація подинтегральних залежностей показала неефективність через труднощі в підборі прийнятних функцій для всього обсягу трапецеїдальних модулів. Для отримання наближених верхніх оцінок потужності сил деформування в таких модулях використано наближене інтегрування на основі нерівності Коші-Буняковського. Отримане рішення використано для оцінки характеру послідовного формозміни заготовки, прогнозування ступеня заповнення порожнин матриці, а також можливості виникнення відхилень форми деталі у вигляді утяжин. Порівняння теоретичних та експериментальних значень тисків деформування і швидкостей течії між собою, а також з результатами, отриманими методом кінцевих елементів і експериментальними даними, показало прийнятність отриманих залежностей для технологічних розрахунків силових параметрів і оцінки формоутворення деталей.

Ключові слова: радіальне видавлювання; труба заготовка; фланці; енергетичний метод; кінематичні модулі; поле швидкостей; тиск деформування.

References

1. Evstratov, V.A. (1987), *Osnovy tehnologii vydavlivanija i konstruivovanija shtampov*, Vishha shkola, Har'kov, Ukraine
2. Aliieva, L.I and Zhbankov, Ja.G. (2008), "Perspektivy razvitiya processov tochnoj obemnoj shtampovki vydavlivaniem", *Visnik DDMA*, no 1 (11), pp. 13–19.
3. Avdeev, V.M., Aksenov, L.B., Aliiev I.S. and dr., (1991), *Izgotovlenie zagotovok i detalej plasticheskim deformirovanjem*, in: Bogojavlenskogo, K.N., Risa, V.V., Shelestova, A.M. (ed.), Politehnika, Lvov, Ukraine.
4. Aliieva, L.I. and Zhbankov, Ja.G. (2006), "Vybor kinematiceskikh modulej dlja opredelenija silovyh parametrov radial'nogo vydavlivanija", *Visnik Donbas'koi derzhavnoi mashinobudivnoi akademii*, zbirnik naukovih prac, DDMA, Kramators'k, no 3 (5), pp. 108–113.
5. Aliieva, L.I. and Grudkina, N.S. (2015), Osobennosti proektirovanija processov holodnogo vydavlivanija na osnove razvitiya modul'nogo podhoda v ramkah jenergeticheskogo metoda, *Visnik Nacional'nogo tehničnogo universitetu «HPI»*, Harkiv, NTU «HPI», no 24 (1133), pp. 21–32.
6. Unksov, E.P., Dzhonson, U., Kolmogorov V.L. and dr., (1999), *Teorija kovki i shtampovk*, in Unksova, E.P., Ovchinnikova A.G. (ed.), Mashinostroenie, Moscow, Russia.
7. Stepanskij, L. G. (1982), *Raschety processov obrabotki metallov davleniem*, Mashinostroenie, Moscow, Russia.
8. Aljushin, Ju.A. (1999), *Jenergeticheskie osnovy mehaniki*, Ucheb. posobie dlja vuzov, Mashinostroenie, Moscow, Russia.
9. Filippov, Ju.K., Erfilov, V.I. and Petrov, P.A. (1999), "Kinematiceskij analiz processa kombinirovannogo vydavlivanija detali tipa stakan s vnutrennej i vneshnej konicheskoj poverhnost'ju", *Sbornik nauchnyh trudov*, Tula, no 1, pp. 102–108.
10. Aliieva, L.I. and Grudkina, N.S. (2014), "Issledovanie processa kombinirovannogo radial'no-obratnogo vydavlivanija detalej s flancem s razedinennym ochagom deformacii", *Vestnik KGIU*, Temirtau, no 1 (4), pp. 19–24.
11. Aliiev, I.S. and Grudkina, N.S. (2009), "Analiz processa radial'no-obratnogo vydavlivanija detalej tipa «stakan s flancem» jenergeticheskim metodom", *Obrabotka materialov davleniem, DGMA*, Kramatorsk, no 2 (21), pp. 29–33.
12. Aliieva, L.I. and Grudkina, N.S. (2012), "Issledovanie deformirovannogo sostojanija pri kombinirovannom radial'no-obratnom vydavlivanii polyh detalej s flancem", *Vestnik Donskogo gosudarstvennogo tehničeskogo universiteta, DGTU*, Rostov-na-Donu, pp. 195–198.
13. Aliiev, I., Aliieva, L. and Grudkina, N. (2011), "Zhbankov I. Prediction of the Variation of the Form in the Processes of Extrusion", *Metallurgical and Mining Industry: scientific and technical journal, NMetAU*, Dnepropetrovsk, Vol. 3, No 7. pp. 17–22,
14. Aliieva, L., Grudkina, N. and Zhbankov, I. (2012), *Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion*, New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering, Quick-druk, Czestochowa, Poland.