

АНАЛИТИЧЕСКОЕ РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ О ФОРМООБРАЗОВАНИИ ШАРОВЫХ ПРОБОК ПУТЕМ ОБЖИМА ТРУБНЫХ ЗАГОТОВОК В ПОЛУСФЕРИЧЕСКИХ МАТРИЦАХ

М.М. Тверской, С.П. Самойлов, В.Н. Андрианов, В.А. Иванов, Ю.М. Хищенко

Представлено аналитическое решение задачи об определении напряженного состояния цилиндрической трубной заготовки при формообразовании путем обжима в полусферических матрицах. Точность решения подтверждена расчетом в прикладных пакетах МКЭ и экспериментально. Полученное решение позволяет использовать при расчетах экспериментально определяемые модели граничного трения и механических свойств материала.

Ключевые слова: аналитическое решение, шаровая пробка, формообразование, штамповка, обжим, граничное трение, тонкостенная трубная заготовка, полусферические матрицы.

Введение. В настоящее время широкое применение в различных отраслях промышленности и энергетики находят шаровые краны. Зачастую они изготавливаются из дорогостоящих коррозионно-стойких материалов, поэтому предъявляются повышенные требования к их металлоемкости.

Существенный вклад в себестоимость крана вносит запорный орган – шаровая пробка (по данным работы [1], ее стоимость составляет до 40 % от стоимости всего крана). Поэтому наиболее выгодным с точки зрения металлоемкости является изготовление тонкостенных пробок.

Эффективным способом изготовления шаровых пробок является обжим в полусферических матрицах [2] по технологии, предложенной авторами работы [3] с некоторыми изменениями. Суть этой технологии состоит в следующем.

Заготовка в виде тонкостенной трубы обжимается полусферическими матрицами в два перехода так, что на ее торцах формируются полюсные отверстия. Сначала обжимают один торец, после чего устанавливают подкрепляющую трубу, образующую проход, и обжимают второй торец (рис. 1).

Указанный способ изготовления пробок внедрен в производство авторами работы [1]. Использование способа формообразования в два перехода в отличие от [3] обосновывается большей технологичностью. Это позволяет достичь большей симметрии формируемой заготовки относительно экватора.

Отработка этой технологии вызвала ряд проблем, без теоретического решения которых затягивался процесс определения рациональных параметров исходных заготовок и прессового оборудования. Например, на первом переходе цилиндрическая часть заготовки нередко обретала осесимметричную форму выпучивания, а процесс формообразования требовал порой неоправданно завышенных усилий пресса. Последнее наводило на мысль о проблемах с трением.

Представленные в литературе аналитические решения [4–6] для описания указанной технологии обладают ограниченной применимостью в плане используемых моделей трения и описания диаграммы деформирования. Предлагаемое решение позволяет использовать эмпирические модели трения и механических свойств материала, а потому обладает большей достоверностью.

Для описания первого перехода рассмотрим задачу формообразования сферической оболочки с полюсными отверстиями из относительно тонкостенной ($R/H > 6,5$) цилиндрической трубы путем пластического деформирования ее в полусферических матрицах в два перехода. В качестве допущения примем, что в результате деформирования диаметр цилиндрической заготовки становится экватором сферической оболочки (см. рис. 1, а).

Предварительные размышления о возможном развитии процесса пластического деформирования цилиндрической оболочки сошлись в последовательность взаимосвязанных задач [2].

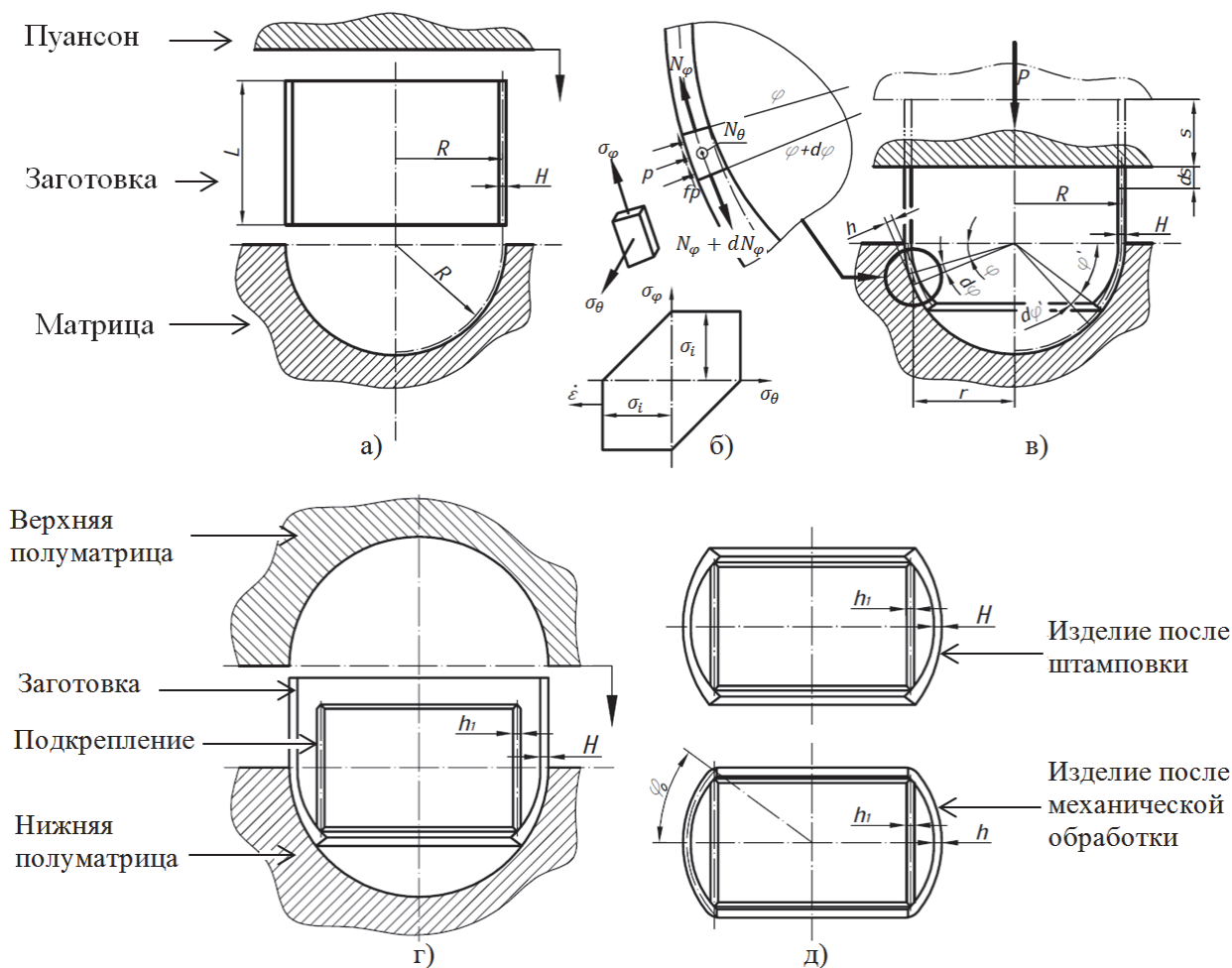


Рис. 1. Схема изготовления однослойной шаровой пробки: а – заготовка перед началом первого перехода; б – условия равновесия и ассоциированный закон течения; в – заготовка в деформированном состоянии; г – заготовка перед началом второго перехода; д – завершающие стадии обработки изделия

1. Проблема трения и контактного взаимодействия заготовки с поверхностью матрицы по мере заглубления ее торца с обжатием до диаметра полюсного отверстия требуемого размера (определяется углом φ' , который изменяется в пределах $0 \leq \varphi' \leq \varphi'_K$, см. рис. 1, в).

2. Определение напряженно-деформированного состояния сферической оболочки за зоной краевого эффекта, где она оказывается под действием поверхностной нагрузки, удовлетворяющей условиям существования напряженного состояния близкого к безмоментному.

3. Оценка влияния предварительного нагрева заготовки, о целесообразности которого говорится в работе [7], на максимальное усилие прессы в процессе формообразования.

4. Предотвращение возможной потери устойчивости цилиндрической части заготовки в процессе первого перехода.

В представленной работе рассмотрены первые два пункта указанного списка.

Ранее, в работе [2], было предложено аналитическое решение задачи об определении усилия при формообразовании P в предположении конечных осесимметричных перемещений оболочки, описываемых лагранжевыми координатами. Примем это решение в качестве первого приближения. При описании деформированного состояния учтем только пластические деформации, связанные с напряжениями законом нелинейного упрочнения, определяемым диаграммой деформирования материала при заданной скорости приложения нагрузки. Систему уравнений, содержащую условия равновесия безмоментной теории, физические и геометрические соотношения, путем замены переменных сведем к задаче Коши для линейного неоднородного дифференциального уравнения, интегрирование которого позволяет представить усилие штампа в виде функционала, зависящего от механических характеристик материала и закона трения. Решение основано на следующих допущениях.

Основные допущения. Кинематические соотношения. Цилиндрическая оболочка (см. рис. 1, а) с исходной длиной L , толщиной H и радиусом срединной поверхности R в процессе формообразования переходит в сферу с радиусом срединной поверхности R . При погружении заготовки в матрицу, определяемом угловой координатой φ' (см. рис. 1, в), ход пуансона составляет s . Полагаем, что пластическое деформирование материала заготовки имеет место только внутри матрицы, вне ее деформации равны нулю. Толщина в сечении, определяемом угловой координатой φ , принимает некоторое значение h . Для этого сечения

$$r = R \cos(\varphi). \quad (1)$$

Принимаем гипотезу несжимаемости:

$$e_\theta + e_\varphi + e_r = 0, \quad (2)$$

где $e_\theta = \ln(1 + \varepsilon_\theta) = \ln(r/R)$, $e_\varphi = \ln(1 + \varepsilon_\varphi)$, $e_r = \ln(1 + \varepsilon_r) = \ln(h/H)$;

e_θ , e_φ , e_r – соответственно, окружная, меридиональная и радиальная логарифмические меры деформации; ε_θ , ε_φ , ε_r – соответственно, окружная, меридиональная и радиальная инженерные меры деформации.

Объем погруженного в матрицу кольцевого элемента оболочки, определяемого дугой $R d\varphi'$ равен объему кольца высотой ds :

$$2\pi r h \left(R + \frac{H-h}{2} \right) d\varphi' = 2\pi R H ds, \quad (3)$$

откуда получаем связь между обобщенными координатами

$$rh \left(1 + \frac{H-h}{2R} \right) d\varphi' = H ds. \quad (4)$$

Условия равновесия. Для описания равновесия сферической оболочки (рисунок 1, б) используем соотношения безмоментной теории [4]:

$$N_\theta = \sigma_\theta h; \quad N_\varphi = \sigma_\varphi h; \quad N_r = \sigma_r h = 0; \quad (5)$$

$$N_\theta + N_\varphi + p R = 0; \quad \frac{1}{r} \frac{d(N_\varphi r)}{d\varphi} + N_\theta \operatorname{tg}(\varphi) = f(p) p R, \quad (6)$$

тем самым, в соответствии со статической теоремой предельного равновесия [4], получим нижнюю оценку усилия пресса.

Величина коэффициента трения f будет определена в последующем законом трения $f(p)$ [8]. В первом приближении принимаем закон трения

$$f(p) = f = \text{const} = 0,2 \dots 0,5.$$

Физические соотношения. Процесс приложения нагрузки считается монотонным: интенсивность напряжений σ_i в каждой точке возрастает или остается постоянной, то есть $\frac{d\sigma_i}{d\varphi} \geq 0$.

В соответствии с инженерным подходом к решению задачи о течении тонкого слоя металла по жесткой поверхности [8], полагаем, что главные напряжения при установившемся течении равны

$$\sigma_1 = 0; \quad \sigma_2 = \sigma_\varphi; \quad \sigma_3 = \sigma_\theta. \quad (7)$$

Задавшись условием текучести Треска-Сен-Венана, получим

$$\sigma_i = \sigma_1 - \sigma_3 = -\sigma_\theta. \quad (8)$$

В соответствии с ассоциированным законом течения [4] при реализуемом плоском напряженном состоянии скорость пластической деформации в меридиональном направлении равна нулю $\dot{\varepsilon}_\varphi = 0$ (см. рис. 1, б). Непосредственным следствием из этого является условие $e_\varphi = 0$ [4]. В таком случае условие несжимаемости (2)–(3) приобретает вид:

$$e_\theta + e_r = \ln \left(\frac{rh}{RH} \right) = 0. \quad (9)$$

Это условие с учетом выражений (1)–(2) можно представить в форме

$$e_\theta = \ln(\cos(\varphi)); \quad e_r = -e_\theta = -\ln(\cos(\varphi)); \quad e_\varphi = 0; \quad rh = RH = \text{const}; \quad h = H/\cos(\varphi). \quad (10)$$

Разрешающие уравнения. Непосредственная подстановка условий (8), (10) в уравнения (5)–(6) приводит к системе уравнений

$$\frac{dY}{d\varphi} + f Y = \frac{d\sigma_i(\varphi)}{d\varphi} - \operatorname{tg}(\varphi)\sigma_i(\varphi); \quad (11)$$

$$\sigma_\varphi = \sigma_i(\varphi) - Y; \quad \sigma_\theta = -\sigma_i(\varphi); \quad Y = \frac{pr}{H} = \frac{pR}{H} \cos(\varphi).$$

Первое соотношение системы (11) является линейным неоднородным дифференциальным уравнением первого порядка с постоянными коэффициентами относительно новой переменной Y ,

имеющей размерность напряжения. Граничное условие – отсутствие меридиональных напряжений на краю сферы – представим в виде

$$Y(\varphi') = \sigma_i(\varphi'). \quad (12)$$

Решая задачу Коши для уравнений (11)–(12), находим выражение для определения вспомогательной переменной

$$Y = \sigma_i(\varphi) + \exp(-f\varphi) \int_{\varphi}^{\varphi'} \exp(f\varphi)(f + \operatorname{tg}(\varphi)) \sigma_i(\varphi) d\varphi,$$

а затем компоненты напряженного состояния и поле давлений

$$\sigma_{\varphi} = -\exp(-f\varphi) \int_{\varphi}^{\varphi'} \exp(f\varphi)(f + \operatorname{tg}(\varphi)) \sigma_i(\varphi) d\varphi; \quad \sigma_{\theta} = -\sigma_i(\varphi); \quad (13)$$

$$p = \frac{H}{R} \sec(\varphi) (\sigma_i(\varphi) + \exp(-f\varphi) \int_{\varphi}^{\varphi'} \exp(f\varphi)(f + \operatorname{tg}(\varphi)) \sigma_i(\varphi) d\varphi).$$

Усилие формования и ход пуансона (см. рис. 1, а) оказываются связаны зависимостями

$$P = -2\pi R H \sigma_{\varphi}(0) = 2\pi R H \int_0^{\varphi'} \exp(f\varphi)(f + \operatorname{tg}(\varphi)) \sigma_i(\varphi) d\varphi; \quad (14)$$

$$s = R\varphi' + \frac{H}{2}(\varphi' - \sin(\varphi')). \quad (15)$$

Расход электроэнергии для прессы с коэффициентом полезного действия η на проведение одного перехода формообразования оценим по формуле

$$\begin{aligned} W &= \frac{1}{\eta} \int P ds = \frac{1}{\eta} \int_0^{\varphi'_k} PR \left[1 + \frac{H(1-\cos(\varphi'))}{2R} \right] d\varphi' = \\ &= \frac{2\pi R^3}{\eta \left(\frac{R}{H}\right)} \int_0^{\varphi'_k} \int_0^{\varphi'} \exp(f\varphi)(f + \operatorname{tg}(\varphi)) \sigma_i(\varphi) \left[1 + \frac{H(1-\cos(\varphi'))}{2R} \right] d\varphi d\varphi'. \end{aligned} \quad (16)$$

В полученном решении (13)–(16) неопределенной остается интенсивность напряжений как функция координаты φ . Компоненты деформированного состояния определены соотношениями (10). Задавая закон, связывающий интенсивности напряжений и деформаций, получаем выражение для интенсивности $\sigma_i(\varphi)$.

Если в качестве меры интенсивности деформации принять интенсивность логарифмической деформации

$$e_i(\varphi) = \frac{2|e_{\theta}|}{\sqrt{3}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln(\sec(\varphi)), \quad (17)$$

то зависимость интенсивности напряжения от интенсивности логарифмической деформации может быть аппроксимирована степенным законом [9]

$$\sigma_i(\varphi) = K[e_i(\varphi)]^m, \quad (18)$$

или законом жесткого линейного упрочнения

$$\sigma_i(\varphi) = \sigma_s + E' e_i(\varphi), \quad (19)$$

где K – коэффициент прочности, m – показатель упрочнения, σ_s – предел текучести, E' – модуль упрочнения – механические характеристики материала при заданной температуре и скорости приложения нагрузки.

Полученное решение позволяет также использовать при расчетах произвольный закон деформирования $\sigma_i(e_i(\varphi))$, который можно найти в справочниках или получить путем простейшего эксперимента на растяжение или кручение стержневого образца.

Сопоставление с расчетами МКЭ. Осознанию применимости названных выше допущений способствовало рассмотрение процесса перехода цилиндрической оболочки в полусферу с помощью его моделирования в прикладных конечно-элементных пакетах DEFORM и LS-DYNA (рис. 2–4). Именно здесь была обнаружена зависимость решения от значения коэффициента трения, завышение которого оказалось чреватым с точки зрения получения устойчивого решения задачи.

В качестве простейшей модели, на которой производилось сопоставление конечно-элементного и аналитического решений, была рассмотрена осесимметричная модель с десятью элементами по толщине ($R/H = 15,5$; диаметр матрицы $D = 160$ мм). Материал конечно-элементной модели имел билинейную кривую деформирования [4] с модулем упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, пределом текучести $\sigma_s = 500$ МПа и модулем упрочнения $E' = 800$ МПа; в аналитической модели использован жестко упрочняющийся материал ($E = \infty$) с теми же параметрами. Остальные параметры представлены на рис. 2.

Оценка усилия формования с использованием представленной теории оказалась весьма точной вплоть до потери устойчивости процесса деформирования (см. рис. 2). По достижении без-

моментными составляющими осевых напряжений величины предела текучести и в том и в другом пакетах МКЭ наблюдалось осесимметричное выпучивание заготовки, которое в дальнейшем сопровождалось падением осевых усилий. Этот факт подтверждается экспериментальными данными, имеющимися в работах [3, 5].

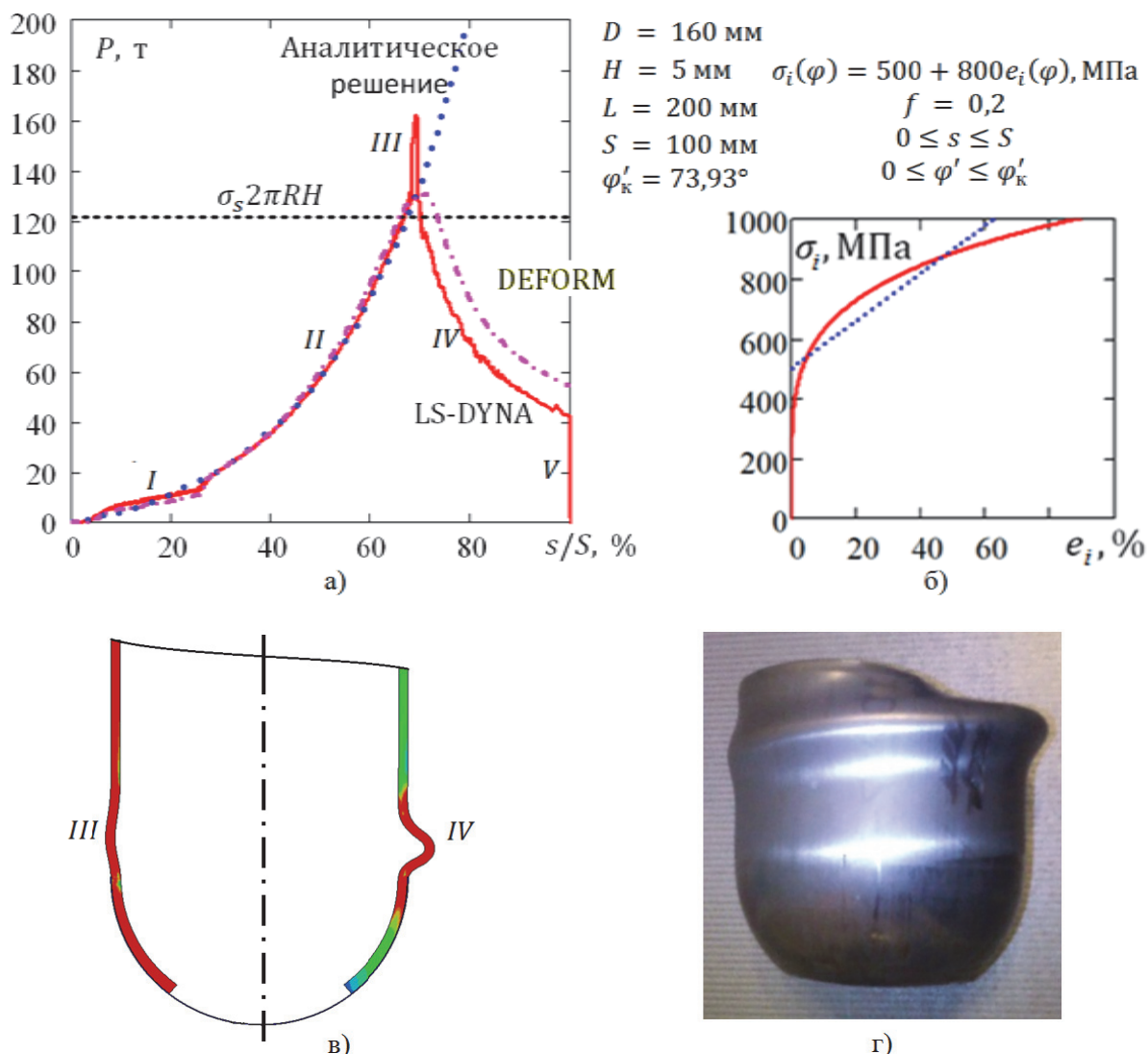


Рис. 2. Сравнение результатов расчета усилия прессы при формообразовании сферы: а) сопоставление аналитического и конечно-элементных решений; б) аппроксимация диаграммы деформирования законом линейного упрочнения; в) механизм потери устойчивости; г) заготовка, потерявшая устойчивость в процессе формования. Цифрами обозначено: I – этап неустановившегося деформирования; II – установившееся течение (применяема безмоментная теория); III – потеря устойчивости течения, перераспределение напряжений; IV – изгибное деформирование по осесимметричному механизму; V – снятие нагрузки

На рис. 3 показаны графики изменения в процессе формообразования меридиональных напряжений в конечных элементах по толщине заготовки для трех поперечных сечений – на расстоянии 5, 30 и 60 мм от края, погруженного в штамп, и графики изменения меридиональных моментов, создаваемых этими напряжениями. Наилучшее соответствие безмоментных компонент напряжений в аналитическом (точки) и конечно-элементном (сплошная линия) решениях достигается на участке II, который отвечает пребыванию сечения внутри штампа в рамках стабильного деформирования. Участок III соответствует неустойчивому поведению заготовки, которое проявляется в виде смены знака изгибающего момента. При отсутствии неустойчивых эффектов аналитическое решение прогнозирует закономерный рост (по абсолютному значению) безмоментной компоненты напряжения. Участок I – экстраполяция решения на цилиндрическую часть заготовки.

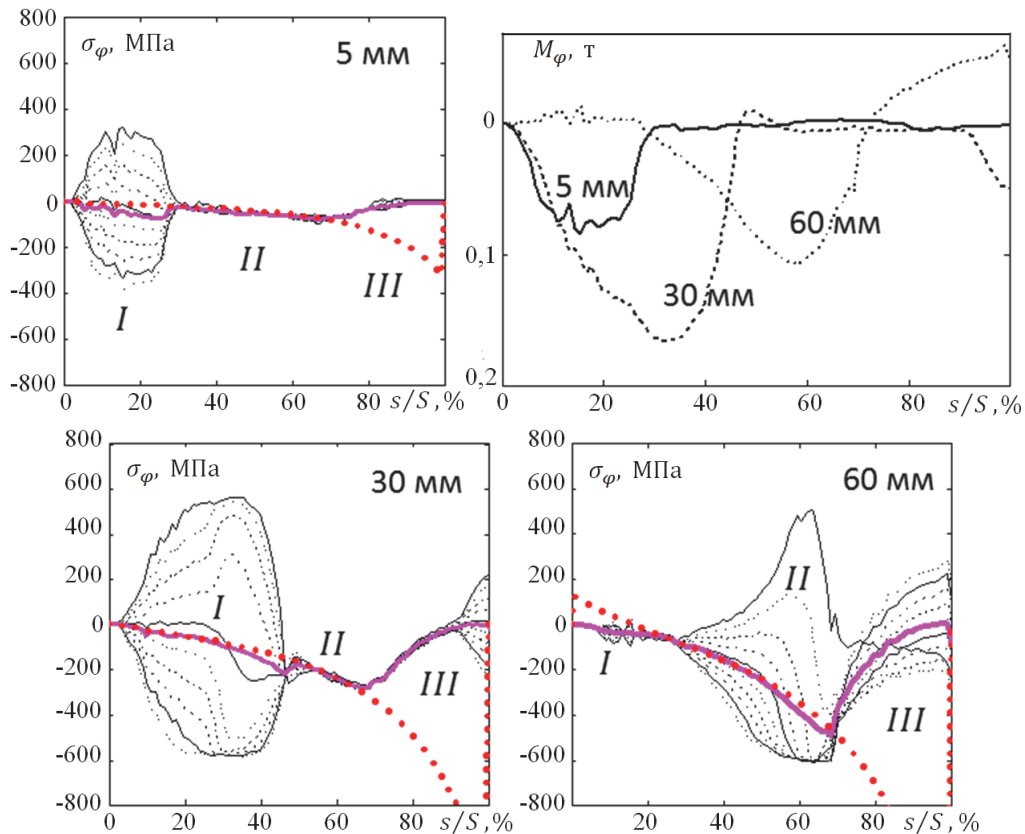


Рис. 3. Изменение меридиональных напряжений и изгибающих моментов в процессе формования заготовки по первому переходу для сечений, находящихся на расстоянии 5, 30 и 60 мм от торца, погруженного в матрицу

В специализированной литературе, посвященной теории тонколистовой штамповки [4–6], имеются аналитические решения для задач напряженно-деформированного состояния заготовок из идеально упругопластического материала, обжимаемых в матрице с криволинейной образующей.

Так, для случая полусферической матрицы при безмоментном напряженном состоянии предлагается следующая оценка осевого напряжения в заготовке [6]:

$$\sigma_{\varphi} = -\sigma_s \left(1 + f\right) \left(1 - \frac{r}{R_3}\right),$$

где R_3 – радиус срединной поверхности заготовки; σ_s – предел текучести.

Для учета изгиба вводится энергетическая поправка на работу изгибающих моментов в зоне очага деформации:

$$\Delta\sigma_{\varphi} = \frac{M_{\varphi}}{HR_{\varphi}} = \frac{4\sigma_s H^2}{HR_{\varphi}} = \frac{4\sigma_s H}{R_{\varphi}},$$

где R_{φ} – радиус срединной поверхности полусферы. С учетом допущения $R_{\varphi} = R_3 = R$ и поправки на изгиб, предложенное решение имеет вид

$$\sigma_{\varphi} = -\sigma_s \left[(1 + f) \left(1 - \cos \varphi'\right) + \frac{4H}{R} \right]. \quad (20)$$

Это решение отличается от предлагаемого в данной работе, поэтому для установления справедливости того или иного решения был произведен конечно-элементный расчет (параметры всех рассматриваемых моделей сведены в табл. 1). Рассчитанные методом конечных элементов значения усилий оказались примерно на 60 % больше теоретических (20) во всем интервале углов φ' , а в момент достижения осевыми усилиями в МКЭ модели величины предела текучести (с последующим осесимметричным выпучиванием) отличие составило 63 %. В то же время различие между расчетами по формуле (14) и МКЭ для участка стабильного течения не превысило 10 %, а с введением поправки на изгиб разница уменьшилась до значения менее чем в 5 % (рис. 4, а).

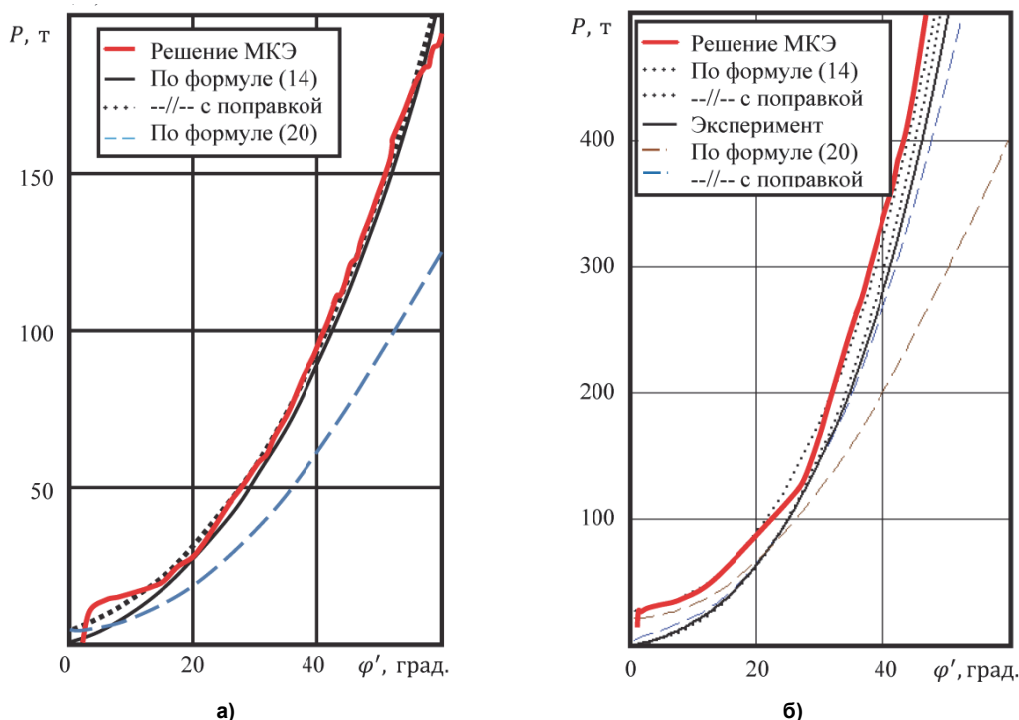


Рис. 4. Сопоставление аналитических и конечно-элементной оценок осевого усилия при формировании заготовок из идеально-упругопластического материала (а) и материала со степенным упрочнением (б)

Схематизация свойств материала идеальной упругостью и пластичностью оказывается применима лишь при слабом упрочнении. Для высокопластичных ($\psi > 50\%$) и сильноупрочняющихся ($m > 0,2$) сталей, используемых при изготовлении шаровых пробок, более правильной является схематизация свойств в виде закона степенного упрочнения (18).

На рис. 4, б представлены результаты расчета усилия формования для заготовки из стали 12Х18Н10Т ($R/H = 7,5$), полученные с использованием МКЭ и формул (14) и (20). В формуле (20) величина σ_s в одном случае положена равной пределу прочности материала ($\sigma_b = 639$ МПа), а в другом случае – равной интенсивности напряжений $\sigma_i(\varphi')$. Как и в случае идеально пластичного материала, оценки усилия с использованием зависимости (20) оказываются существенно заниженными.

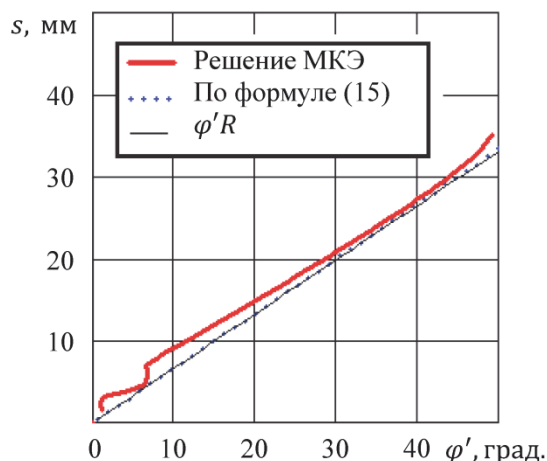


Рис. 5. Пересчет угловых координат в ход пуансона для материала со степенным упрочнением

Различие между оценкой усилия по предлагаемой методике и расчетом МКЭ на этот раз оказывается более заметным, что связано с высокой изгибной жесткостью сечения, определяемой отношением H/R . Для уточнения аналитической оценки предлагается ввести поправочное слагаемое

$$\Delta P = 2\pi R H \Delta \sigma_\varphi = 8\pi \sigma_i(\varphi') H^2,$$

с учетом которого разница между аналитическим и МКЭ решениями снижается до 5% при $\varphi' = 45^\circ$. Экспериментальная характеристика лежит между оценками (14) и (20), что связано с нелинейными особенностями трения.

Исходные данные для аналитических и МКЭ моделей

Материал	Идеально упругопластический									
Величина	Модуль упругости	Предел текучести	Модуль упрочнения	Коэффициент Пуассона	Длина заготовки	Наружный диаметр заготовки	Толщина заготовки	Ход полуматрицы	Коэффициент трения	
Обозначение	E, МПа	σ_s , МПа	E', МПа	μ	L, мм	2R, мм	H, мм	S, мм	f	
№ п/п	1	$2 \cdot 10^5$	200	0	0,3	200	160	5	90	0,20
Материал	Линейно упрочняющийся									
Величина	Модуль упругости	Предел текучести	Модуль упрочнения	Коэффициент Пуассона	Длина заготовки	Наружный диаметр заготовки	Толщина заготовки	Ход полуматрицы	Коэффициент трения	
Обозначение	E, МПа	σ_s , МПа	E', МПа	μ	L, мм	D, мм	H, мм	S, мм	f	
№ п/п	2	$2 \cdot 10^5$	500	800	0,3	200	160	5	100	0,20
Материал	Со степенным упрочнением									
Величина	Модуль упругости	Коэффициент прочности	Показатель упрочнения	Коэффициент Пуассона	Длина заготовки	Наружный диаметр заготовки	Толщина заготовки	Ход полуматрицы	Коэффициент трения	
Обозначение	E, МПа	K, МПа	m	μ	L, мм	D, мм	H, мм	S, мм	f	
№ п/п	3	$2 \cdot 10^5$	1127	0,23	0,3	71	80	5	34	0,20

Уточнение закона трения. При решении задачи предполагалось, что трение подчиняется закону Амонтона, то есть поверхностное касательное сопротивление прямо пропорционально поверхностному нормальному давлению. Однако большинство теоретических и экспериментальных работ, включая [7, 8, 10], указывают на более сложный характер эффектов трения.

Анализ законов граничного трения, представленный в работе [2], позволяет рассматривать закон Амонтона как верхнюю оценку сопротивления трения. Фактический же закон трения $\tau(r)$ обладает экспоненциальным насыщением [7, 8].

Уточним решение (14) с использованием закона трения, предложенного А.Н. Левановым [7], и представленным В.Л. Колмогоровым в виде [8]:

$$\tau = k_n \tau_s [1 - \exp(-1,125 r/\sigma_s)], \quad (21)$$

где $\sigma_s = \frac{\sigma_b + \sigma_{0,2}}{2}$ – предел упрочнения материала заготовки; $\tau_s = 0,58 \sigma_s$; $k_n = 0,05 \dots 1,0$ – константа поверхности, зависящая от условий проведения испытаний и качества обработки поверхности инструмента и заготовки. При рассмотрении закона Амонтона как верхней оценки трения, из разложения выражения (21) в степенной ряд следует, что $f = 0,6525 k_n$ [2]. Эмпирический коэффициент 1,125 в выражении (21) соответствует варианту этой зависимости, представленному в работе [8], и отличается от значения 1,25 в работе [7].

Уточненное решение. В действительности радиус формируемой сферы R оказывается несколько большим, чем радиус заготовки R_3 . Практически при построении характеристики формообразования в виде зависимости $P(\varphi')$ это может быть учтено введением поправочного угла $\varphi_3 = \arccos(R_3/R)$,

такого, что при значениях $\varphi' < \varphi_3$ усилие формования оказывается нулевым. Оставшаяся часть характеристики может быть разбита на участки стабильного и нестабильного прилегания заготовки к матрице. Анализ результатов МКЭ расчетов показывает, что при $\varphi_3 \leq \varphi' \leq 30^\circ$ осуществляется частичное прилегание к матрице, а при $\varphi' > 30^\circ$ заготовка практически полностью прилегает к матрице.

С учетом непостоянства начального участка характеристики предлагается вести расчеты только для участка стабильного прилегания – при $\varphi' > 30^\circ$. При этом вид характеристики практически не зависит от параметра φ_3 .

Проведенный анализ с использованием безмоментной теории (13) показал, что для стали 12Х18Н10Т с механическими характеристиками $K = 1127$ МПа и $m = 0,23$ [9] безмоментные компоненты нормальных давлений на участке стабильной характеристики $30^\circ \leq \varphi' \leq 50^\circ$ при относительных размерах заготовки $6,5 \leq R/H \leq 35$ укладываются в интервале $50 \text{ МПа} < p < 200 \text{ МПа}$, а при $6,5 \leq R/H \leq 16$ в интервале $100 \text{ МПа} < p < 200 \text{ МПа}$.

В этих интервалах нормальных давлений закон трения (21) может быть аппроксимирован линейной зависимостью по Кулону:

$$\tau = \tau_a + f_1 p, \quad (22)$$

где τ_a – в предположении И.В. Крагельского [10] составляющая сил сопротивления, обусловленная адгезией между поверхностями инструмента и заготовки, f_1 – коэффициент трения, возникающего за счет деформации поверхности заготовки микронеровностями штампа.

В отличие от И.В. Крагельского, определявшего компоненты трения τ_a и f_1 по отдельности, будем полагать, что обе они однозначно определяются константой поверхности $k_{\text{п}}$ и механическими характеристиками материала на задаваемом интервале нормальных давлений посредством закона трения (21). Параметры аппроксимации (22) найдем методом Бубнова – Галеркина, находя минимум квадрата невязки по значениям давлений $r = \tau_a + f_1 p - k_{\text{п}} \tau_s [1 - \exp(-1,125 p/\sigma_s)]$ с весом p^2 в заданном интервале давлений $p_{\text{min}} \leq p \leq p_{\text{max}}$:

$$J = \int_{p_{\text{min}}}^{p_{\text{max}}} r^2 p^2 dp \rightarrow \min.$$

Минимум суммарной невязки J доставляют параметры τ_a и f_1 , удовлетворяющие системе уравнений

$$\frac{\partial J}{\partial \tau_a} = 0; \quad \frac{\partial J}{\partial f_1} = 0.$$

Исключая из расчетов константу поверхности введением новых переменных

$$c_1 = \tau_a/k_{\text{п}}; \quad c_2 = f_1/k_{\text{п}}$$

после дифференцирования получаем следующую систему:

$$[a][c] = [b],$$

где

$$[a] = \int_{p_{\text{min}}}^{p_{\text{max}}} \begin{bmatrix} p^2 & p^3 \\ p^3 & p^4 \end{bmatrix} dp; \quad [b] = \int_{p_{\text{min}}}^{p_{\text{max}}} \begin{bmatrix} \tau_s [1 - \exp(-1,125 p/\sigma_s)] p^2 \\ \tau_s [1 - \exp(-1,125 p/\sigma_s)] p^3 \end{bmatrix} dp; \quad [c] = \begin{bmatrix} c_1 \\ c_2 \end{bmatrix}.$$

После численного интегрирования и нахождения коэффициентов матриц, параметры аппроксимации определяем путем решения системы уравнений

$$[c] = [a]^{-1}[b]; \quad \tau_a = c_1 k_{\text{п}}; \quad f_1 = c_2 k_{\text{п}}.$$

Подстановка в условия равновесия (6) вместо произведения $f(p)p$ линеаризованного закона $\tau_a + f_1 p$ с последующим повторением выкладок приводит к оценке осевого напряжения

$$P/F = P/(2\pi RH) = \sigma_\varphi = \sigma_d + \sigma_a, \quad (23)$$

где в случае использования закона степенного упрочнения (18)

$$\sigma_d = K \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^m \int_0^{\varphi'} (\ln \sec \varphi)^m (f_1 + \text{tg} \varphi) \exp f_1 \varphi d\varphi; \quad \sigma_a = \frac{R}{H} \tau_a \frac{(\sin f_1 \varphi + f_1 \cos f_1 \varphi) \exp f_1 \varphi' - f_1}{1 + f_1^2}.$$

В случае если необходимо учесть влияние изгиба на величину усилия, в выражении (23) следует сделать поправку на $\Delta\sigma_\varphi$:

$$P/F = \sigma_\varphi = \sigma_d + \sigma_a + \Delta\sigma_\varphi, \quad (24)$$

где $\Delta\sigma_\varphi = \frac{M_\varphi}{RH}$ – поправка на изгиб [6]. Здесь изгибающий момент M_φ следует определять, вводя в рассмотрение некоторое условие текучести.

Экспериментальная проверка. Для установления применимости предложенной методики были произведены испытания на шести образцах – трубных заготовках ($R/H = 7,5$), две из которых затем были отбракованы. В испытаниях использовался двухканальный преобразователь, который фиксировал сигнал с оптического измерителя зазора между полуматрицами и манометра, подсоединенного к гидросистеме пресса. Результат записывался в виде осциллограмм.

По данным калибровочных осциллограмм был произведен пересчет полученных результатов в виде характеристик давления в гидросистеме пресса для первого перехода формования (рис. 6). Характеристики представлены в координатах «полезное» давление – перемещение поршня.

Под полезным здесь понимается разница между давлением в гидросистеме $p_{ГС}$ и давлением холостого хода $p_{ХХ}$ использованного пресса. Для пересчета давлений в усилия приводим площадь поршня пресса со стороны выталкивателя $F_{П} = 0,125 \text{ м}^2$.

Методом наименьших квадратичных отклонений определены значения констант поверхности в каждом из четырех опытов первого перехода. Матожидание значений констант поверхности составило $\langle k_{П} \rangle = 0,302$, что соответствует верхней оценке коэффициента трения, равной $f = 0,197$. Среднеквадратическое отклонение констант поверхности составило $\sigma_{k_{П}} = 0,018$.

Соответствующие экспериментам законы трения имеют вид:

$\tau = 91,0[1 - \exp(-p/462)]$, МПа – при представлении в форме А.Н. Леванова;

$\tau = 3,07 + 0,146p$, МПа – при линеаризованном представлении.

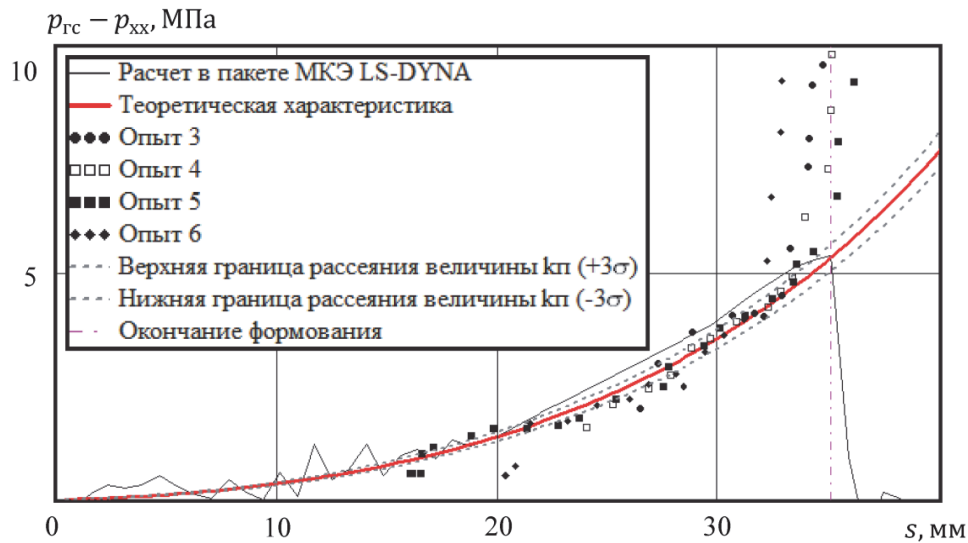


Рис. 6. Характеристика давления в гидросистеме пресса в процессе первого перехода

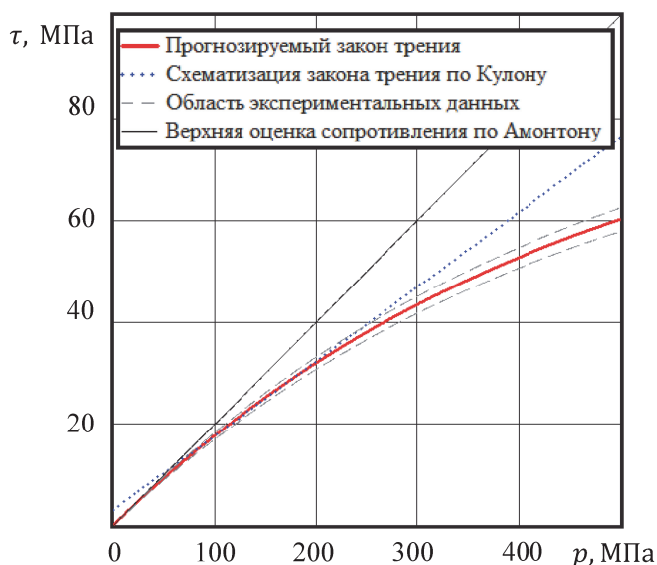


Рис. 7. Установление параметров трения

На рис. 6 показаны экспериментальные характеристики, а также расчет МКЭ для верхней оценки $f_{р}$ сопротивления по Амонтону и теоретическая характеристика (23) с границами объективного разброса константы поверхности (доверительная вероятность 99,73 %). Соответствующий эксперименту закон трения показан на рис. 7. Средняя скорость относительного перемещения полуматриц в процессе формования составила 19 мм/с.

Заключение. Получено аналитическое решение задачи о необходимом усилии формообразования шаровых пробок путем обжатия относительно тонких трубчатых заготовок в полусферических матрицах. Достоверность решения подтверждена конечно-элементным расчетом и экспериментально. На примере загото-

вок из стали 12Х18Н10Т продемонстрирована возможность практического применения решения для экспериментальной оценки параметров трения. Дальнейшие исследования направлены на выяснение причин неустойчивости процесса формоизменения и определения мер, полностью исключающих вероятность возникновения брака.

Литература

1. Андрианов, В.Н. Неразъемный штамповочный шаровой кран из коррозионностойких материалов / В.Н. Андрианов, М.М. Тверской, В.А. Маркин // *Арматуростроение*. – 2006. – № 5 (44). – http://www.valve-industry.ru/pdf_site/44/44_nauka_sharovoi_kran_andrianov.pdf. – 2 с.
2. Самойлов, С.П. Исследование возможности формообразования сферической оболочки обжимом цилиндрической заготовки в полусферической матрице / С.П. Самойлов, Ю.М. Хищенко // *Механика и процессы управления: материалы XXXXIII Всерос. симп.* – М.: РАН, 2013. – Т. 1. – С. 34–43.
3. Штамповка пробок шаровых кранов из трубчатых заготовок / Н.Н. Кузьмин, Н.П. Агеев, Г.П. Кресс, Е.А. Иост // *Кузнечно-штамповочное пр-во*. – 1985. – № 10. – 2 с.
4. Малинин, Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н.Н. Малинин. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.
5. Семенов, Е.И. Ковка и штамповка: справ.: в 4 т. Т. 4: Листовая штамповка / Е.И. Семенов; под ред. А.Д. Матвеева. – М.: Машиностроение, 1985–1987. – 544 с.
6. Попов, Е.А. Основы теории листовой штамповки / Е.А. Попов. – М.: Машиностроение, 1968. – 283 с.
7. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др. – М.: Металлургия, 1976. – 416 с.
8. Колмогоров, В.Л. Механика обработки металлов давлением: учеб. для вузов / В.Л. Колмогоров. – 2-е изд., перераб. и доп. – Екатеринбург: Изд-во Урал. гос. техн. ун-та, 2001. – 836 с.
9. Механические свойства сталей и сплавов при нестационарном нагружении: справ. / Д.А. Гохфельд, Л.Б. Гецов, К.М. Кононов и др. – Екатеринбург: УрО РАН, 1996. – 408 с.
10. Крагельский, И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1968. – 481 с.

Тверской Михаил Михайлович. Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Автоматизация механосборочного производства», Южно-Уральский государственный университет (Челябинск), tverskoymm@susu.ac.ru.

Самойлов Сергей Павлович. Аспирант кафедры «Прикладная механика, динамика и прочность машин», Южно-Уральский государственный университет (Челябинск), samoilov.s.p@mail.ru.

Андрианов Владимир Николаевич. Кандидат технических наук, доцент, генеральный директор «ООО «ПГ УралАРМ» (Челябинск), monitor@e-chel.ru.

Иванов Василий Александрович. Старший преподаватель кафедры «Машины и технологии обработки материалов давлением», Южно-Уральский государственный университет (Челябинск), ivanovva@susu.ac.ru.

Хищенко Юрий Михайлович. Кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры «Летательные аппараты и автоматические установки», Южно-Уральский государственный университет (Челябинск), khishenkoym@susu.ac.ru.

Поступила в редакцию 21 марта 2014 г.

THE ANALYTICAL SOLUTION OF THE BALL-STOPPER FORMING PROBLEM BY STAMPING A CYLINDRICAL TUBAL WORKPIECES IN HEMISPHERICAL DIES

M.M. Tverskoy, South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation, tverskoymm@susu.ac.ru, S.P. Samoylov, South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation, samoilov.s.p@mail.ru, V.N. Andrianov, UralARM Industry Group Ltd., Chelyabinsk, Russian Federation, monitor@e-chel.ru, V.A. Ivanov, South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation, ivanovva@susu.ac.ru, Yu.M. Khishchenko, South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation, khishchenkoyum@susu.ac.ru

The analytical solution of the stress-strain condition problem in process of a cylindrical tubal workpiece stamping by hemispherical dies is given. The accuracy of the solution is affirmed by solving in FEM applications and by the experiment. The solution enables to use experimentally defined models of boundary friction and mechanical properties of the material.

Keywords: analytical solution, ball-stopper, morphogenesis, stamping, boundary friction, thin-walled tubal workpiece, hemispherical dies.

References

1. Andrianov V.N., Tverskoy M.M., Markin V.A. [Stamp-in-One Ball Valve of Corrosion-Resistant Materials]. Valve Industry magazine. 2006, no. 5 (44), pp. 2. Available at: http://www.valve-industry.ru/pdf_site/44/44. (in Russ.)
2. Samoylov S.P., Khishchenko Yu. M. [Investigation of the Possibility of Forming a Spherical Shell Crimping Cylindrical Workpiece in a Hemispherical Array]. Mechanics and Control. Materials XXXVIII Russian Symposium. Moscow, RAN Publ., 2013, pp. 34–43. (in Russ.)
3. Kuz'min N.N., Ageev N.P., Kress G.P., Jost E.A. [Stamping Ball-Stoppers of the Ball-Valves From Tubal Workpieces]. *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo*, 1985, no. 10, 2 p.
4. Malinin N.N. *Prikladnaya teoriya plastichnosti i polzuchesti* [Applied Theory of Plasticity and Creep]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975. 400 p.
5. Semyenov E.I. *Kovka i shtampovka* [Forming and Stamping]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1987. 544 p.
6. Popov E.A. *Osnovy teorii listovoy shtampovki* [The Theoretical Fundamentals of Sheet Stamping]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1968. 283 p.
7. Levanov A.N., Kolmogorov V.L., Burkin S.P., Kartak B.R., Ashpur Yu.V., Spassky Yu.I. *Kontaktное трение в процессах обработки металлов давлением* [Contact Friction in Metal Forming Processes]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1976. 416 p.
8. Kolmogorov V.L. *Mekhanika obrabotki metallov davleniem* [Mechanics of Metal Forming]. Ekaterinburg, Ural St. Technic. Univ. Publ., 2001. 836 p.
9. Gokhfel'd D.A., Getsov L.B., Kononov K.M., Kulchihin E.T., Rebyakov Yu.N., Sadakov O.S., Timashev S.A., Chepursky V.N. *Mekhanicheskie svoystva staley i splavov pri nestatsionarnom nagruzhennii* [The Mechanical Properties of Steels and Alloys under Unsteady Loading]. Ekaterinburg, 1996. 408 p.
10. Kragel'skiy I.V. *Trenie i iznos* [Friction and Wear]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1968. 481 p.

Received 21 March 2014