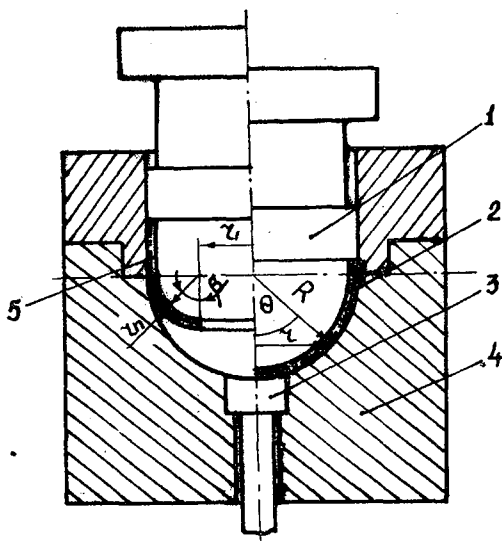


АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ШТАМПОВКИ ПОЛУСФЕР ВЫТЯЖКОЙ И ОБЖИМОМ

В современных конструкциях летательных аппаратов широко применяются детали тонкостенных шаровых оболочек высокого давления — полусферы, изготавливаемые листовой штамповкой. При деформировании заготовки (в инструментальных штампах, эластичными средами, на давольно-обкатных машинах) в традиционных технологических процессах неизменно происходит неравномерное изменение ее толщины от 10 до 40% [1], [2], [3]. Для обеспечения наибольшей несущей способности оболочки при минимальном весе необходима постоянная толщина стенок. Удовлетворение этого требования в технологии изготовления приводит к перерасходу металла и резкому увеличению трудоемкости в результате применения механической обработки резанием.

В статье рассматривается методика проектирования технологического процесса штамповки полусфер с постоянной толщиной стенки при условии включения в него последовательно операции вытяжки цилиндрической заготовки и ее обжима на полусфере [4], (рис. 1).

При вытяжке цилиндрическая заготовка получает утонение в области радиусного перехода. При операции обжима путем приложения усилия в торец происходит утолщение утоненных участков оболочки до первоначальной толщины плоской заготовки.



Р и с. 1. Схема штампа обжима на полусфере полой цилиндрической заготовки с дном:
1 — пуансон; 2 — штампованная полусфера;
3 — выталкиватель; 4 — матрица; 5 — заготовка

Процесс обжима полой цилиндрической заготовки с дном носит немонотонный характер деформирования. Это связано с переменными напряжениями подпора, действующими на элементы заготовки.

Подобные задачи теории пластического течения решаются с использованием методов вычислительной математики [5]. В основу расчета приняты известные допущения и гипотезы [6].

В данной статье уравнения, определяющие деформацию листовой заготовки в пластической области, приведены в безразмерной форме: уравнения равновесия с учетом изменения толщин стенки

$$d(\bar{\sigma}_z \bar{\rho}_z) = (\bar{\sigma}_z \cos \theta \bar{\rho} + \mu \bar{p} \bar{z}) d\theta; \quad (1)$$

$$\bar{p} = \bar{\rho} (\bar{\sigma}_z + \bar{\sigma}_\theta);$$

интенсивность приращения деформаций

$$d\varepsilon_e = \sqrt{(d\varepsilon_z - d\varepsilon_\theta)^2 + (d\varepsilon_z - d\varepsilon_\sigma)^2 + (d\varepsilon_\theta - d\varepsilon_\sigma)^2}; \quad (2)$$

физические уравнения (зависимости между напряжениями и приращениями деформаций)

$$\bar{\sigma}_z = -\frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}_e}{d\varepsilon_e} (d\varepsilon_\theta + 2d\varepsilon_\sigma); \quad (3)$$

$$\bar{\sigma}_\theta = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}_e}{d\varepsilon_e} (d\varepsilon_\theta - d\varepsilon_\sigma).$$

Упрочнение деформируемого металла задаем степенной функцией

$$\bar{\sigma}_e = A \varepsilon_e^n. \quad (4)$$

Определяем условие несжимаемости:

$$\varepsilon_\sigma + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = 0. \quad (5)$$

Затем определяем главные деформации через геометрические соотношения:

$$\varepsilon_\sigma = \ln \frac{\rho}{\rho_0}, \quad \varepsilon_\theta = \ln \frac{z}{z_0}, \quad \varepsilon_z = \ln \frac{d\theta}{d\theta_0}, \quad (6)$$

из геометрических соотношений

$$\bar{z} = \sin \theta. \quad (7)$$

В уравнениях (I)-(7) приняты обозначения:

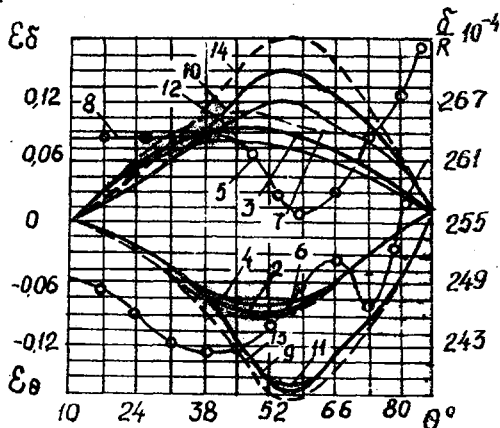
$$\bar{\rho} = \frac{\rho}{R}, \quad \bar{z} = \frac{z}{R}, \quad \bar{\sigma}_z = \frac{\sigma_z}{A}, \quad \bar{\sigma}_\theta = \frac{\sigma_\theta}{A}, \quad \bar{p} = \frac{p}{A},$$

δ, z, θ - текущая толщина, радиус и угол деформируемой заготовки; $\varepsilon_\theta, \varepsilon_z, \varepsilon_r$ - тангенциальная, радиальная деформации и деформация по толщине заготовки; σ_z, σ_θ - главные радиальные и тангенциальные напряжения; ε_e, σ_e - интенсивность деформаций и напряжений; $d\varepsilon_e$ - интенсивность приращения деформаций; μ - коэффициент трения $\mu=0,2$; A, n - константы схематизированной диаграммы напряжений.

Уравнения (1)-(7) решаются численным методом. Заготовка разбивается на кольцевые элементы i , процесс нагружения - на стадии j , внутри которых нагружение считается простым. В качестве начальных условий на каждой стадии нагружения принимаются величины $(\varepsilon_e = 0,2\%, \sigma_e = -\sigma_e, \sigma_z, \bar{z}, \bar{\sigma})_{i,j}$. Значения $(\bar{z}, \bar{\sigma}, \varepsilon_e)_{i,j}$ определены условиями вытяжки заготовки, значения напряжений определяются из условия деформирования участка свободного изгиба [6].

В соответствии с условиями задачи составлена программа решения системы уравнений (1)-(7) на ЭВМ БЭСМ-4 и М-222. Результаты показывают, что координаты максимумов деформаций при обжиге по толщине ε_r совпадают с минимальной толщиной стенки заготовки; определяющим фактором, влияющим на величину деформации ε_r , является радиус сопряжения заготовки; соотношение среднеинтегральных величин деформаций по толщине и тангенциальных деформаций близко по абсолютной величине к единице (рис. 2).

Последнее условие позволяет определить деформацию по толщине стен-



Р и с. 2. Изменение тангенциальных деформаций ε_θ (2, 4, 6, 9, 11, 13) деформаций по толщине ε_r (3, 5, 7, 10, 12, 14) на заключительной (когда заготовка приняла форму полусферы) стадии процесса обжима заготовок с различными радиусами сопряжения: $\bar{z}_n = 0,6$ (1, 2, 3, 4, 5, 6, 7) и $\bar{z}_n = 0,2$ (8, 9, 10, 11, 12, 13, 14); \circ - исходная толщина заготовки; - - - , - - - , - - - графики изменений деформаций заготовок из материала с показателями схематизированной диаграммы (напряжений $n = 0,05; 0,2; 0,4$ соответственно)

ки для радиусного перехода заготовки из геометрических соотношений (см. рис. I):

$$\varepsilon_{\theta} = \ln \frac{\frac{z_1}{R} + \frac{z_n}{R} \sin \beta}{\sin \left(\frac{z_1}{R} + \frac{z_n}{R} \beta \right)}$$

Далее рассчитывается величина максимальной деформации по толщине заготовки ε_{θ} и проверяется возможность операции вытяжки плоской заготовки.

Максимум последнего выражения находится обычным путем. После дифференцирования с учетом геометрического соотношения $\frac{z_1}{R} = 1 - \frac{z_n}{R}$ получим $\cos \beta \operatorname{tg} \left[1 - \frac{z_n}{R} (1 - \beta) \right] + z_n (1 - \sin \beta) = 1$.

Анализ зависимости показывает, что угол β° практически не зависит от величины радиуса сопряжения z_n и равен 48° .

Максимум деформации на полусфере соответствует углу θ , равному

$$\theta = 1 - \frac{z_n}{R} (1 - \beta) = 1 - 0,255 \frac{z_n}{R}$$

Для угла $\beta = 48^{\circ}$ величина максимальной деформации

$$\varepsilon_{\theta, \max} = \ln \frac{1 - 0,255 \frac{z_n}{R}}{\sin \left(1 - 0,163 \frac{z_n}{R} \right)} \quad (8)$$

При вытяжке максимум утонения заготовки приходится на области радиусного перехода и зависит от его величины [6]. Причем величина утонения определена начальной стадией вытяжки на свободном участке [7]. Как показали экспериментальные исследования, максимальная величина утонения на начальной стадии вытяжки цилиндрических заготовок составляет 85-90% от максимальной величины утонения вытянутой детали.

Анализ напряженно-деформированного состояния свободной кольцевой части заготовки проводится на основании решения системы уравнений (I)-(7). Схема деформирования принимается плоской, $\varepsilon_{\theta} = 0$. Решение системы с принятым допущением с граничным условием на наружном контуре кольцевой свободной части $\sigma_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{0,2}$ имеет вид $\varepsilon_{\theta}^n \exp \varepsilon_{\theta} = \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \right)^n \frac{\sigma_{0,2}}{A} \exp \left[- \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{\sigma_{0,2}}{A} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{z_n}{R}}} \right]$ (9)

Анализ левой части уравнения (9) показывает, что предельная величина утонения соответствует условию $\varepsilon_{\sigma} = -n$.

Для установления оптимальных геометрических параметров штамповой оснастки $\frac{z_1}{R}$, $\frac{z_n}{R}$ с целью получения полусфер с постоянной толщиной стенки необходимо выполнить условие равенства нулю суммарной деформации, полученной на операциях вытяжки и обжима. Реализуем принятое условие, подставив в уравнение (9) выражения, определяемые из равенства (8).

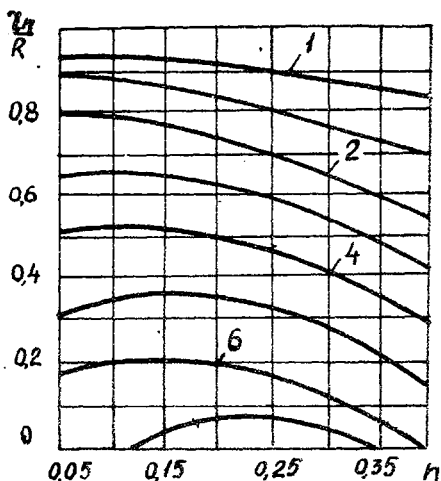
Решение полученного трансцендентного уравнения представлено графически в виде номограммы (рис. 3):

$$\frac{z_1}{R}, \frac{z_n}{R} = f(n, \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{\delta}}).$$

Предельные параметры процесса обжима обусловлены потерей заготовки в ее цилиндрической части, так как здесь действуют наибольшие радиальные напряжения и заготовка прижимается к поверхности действием только тангенциальных усилий.

В работе [8] определена величина критического параметра формоизменения для случая осадки цилиндрической заготовки в жестком контейнере для относительных толщины $\frac{\sigma_0}{R} \gg 0,02$:

$$\frac{\sigma_0}{R} \gg 0,02:$$



Р и с. 3. Номограмма определения оптимальных геометрических параметров:

Учитывая последнее выражение и равенство (4), найдем величину критического усилия:

$$P_{кр} = \frac{4}{\sqrt{3}} \pi n R \sigma_0 \left(\frac{2n^2 n}{3\sqrt{3}} \right) \exp \left(\frac{n\pi^2}{3} \right). \quad (10)$$

Для относительных толщин $0,005 < \frac{\sigma_0}{R} < 0,02$ критерием неустойчивости является условие

$$P_{кр} = \frac{2}{\sqrt{3}} P_{0,2}.$$

Максимальное усилие обжима соответствует заключительной стадии процесса, когда заготовка полностью прилегает к поверхности матрицы.

Уравнение регрессии, позволяющее определять усилие обжима, получено на основании анализа напряженно-деформированного состояния с использованием метода статистического исследования:

$$P = 2,5 \pi R \sigma_0 A (-0,735 + 0,258 X_1 - 0,117 X_2 - 0,074 X_3 - 0,046 X_1 X_3);$$

$$X_1 = \frac{\eta - 0,255}{0,175}, \quad X_2 = \frac{\mu - 0,15}{0,15}, \quad X_3 = -\frac{\varepsilon_0 + 0,215}{0,215},$$

где ε_0 — тангенциальная деформация на торце цилиндрической заготовки после операции вытяжки.

Если вытяжка проводилась в холодном состоянии, то $\varepsilon_0 = -0,43$. Если в горячем или при условии, когда перед обжимом проводится отжиг, то $\varepsilon_0 = 0$.

Работу при обжиме полой цилиндрической заготовки определим по известной формуле

$$A' = \frac{P h_0}{2},$$

где $h_0 = 1,57(R - z_n) - z_1$ — величина рабочего хода пуансона, найденная из условия равенства длины образующей заготовки до и после деформации.

На основании проведенных исследований разработана методика проектирования процесса штамповки полусфер с постоянной толщиной стенки.

Основные положения разработанной методики проверены в производственных условиях на промышленных деталях ($D_3 = 710$ мм; $\sigma_0 = 3,9$ мм; $D_3 = 917$ мм; $\sigma_0 = 5,5$ мм материала БрЛ0,8; $D_3 = 225$ мм; $\sigma_0 = 3$ мм материала 30 ХГСА). Замеренные величины деформаций на операциях вытяжки и обжима совпадают с расчетными (8), (10) с погрешностью до 15%. Оптимальные геометрические параметры штамповой оснастки при получении полусфер с постоянной толщиной стенки совпадают со значениями, определяемыми по номограмме (см.рис. 3).

По новой технологии отштампована партия промышленных деталей удовлетворительного качества. При новом технологическом процессе утонения не наблюдается. Это позволяет повысить технико-экономические характеристики за счет снижения толщины исходной плоской заготовки и экономии металла в среднем на 15%. Внедрение процесса штамповки полусфер с постоянной толщиной стенки в производство позволило получить только для деталей двух типоразмеров за счет экономии металла 66 тыс. руб. в год.

Л и т е р а т у р а

1. М о ш н и и Е.Н. Технология штамповки крупногабаритных деталей. М., "Машиностроение", 1973.
2. И с а ч е н к о в Е.И. Штамповка резиной и жидкостью. М., "Машиностроение", 1967.
3. З а л е с к и й В.И., К о з л о в Ю.И., Д и н С.Т. Исследование деформации дна при холодной штамповке и обкатке. "Кузнечно-штамповочное производство", 1975, № 8.
4. О в ч и н н и к о в А.Г., Ч и с т я к о в В.П., П о - ц о в И.П. Штамповка полусфер утонения стенки. В сб.: "Машины и технология обработки металлов давлением", труды МВТУ, № 229, 1976.
5. Woo D.M. Analysis of Axisymmetrical Forming of Sheet Metal and Hydrostatic Bulging Process - "International Journal of Mechanical Science", Vol. 6, N4.
6. П о п о в Е.А. Основы теории листовой штамповки. М., "Машиностроение", 1968.
7. Woo D.M. On the Complete Solution of the Deep-Drawing Problem, - "Int. Journal of Mechanical Sciences", 1968, Vol 10, N2.

8. Попов И.П., Маслов В.Д. Устойчивость формоизменения цилиндрической оболочки в жестком контейнере. Межвузовский сб.: "Теория и технология обработки металлов давлением", КуАИ, 1977.

УДК 621.981.1

М.Н.Добряля, Л.А.Фадеева

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ПОЛОЖЕНИЯ ОСИ ПОВОРОТА СЕЧЕНИЙ ПРИ ИЗГИБЕ ПРОФИЛЕЙ С РАСТЯЖЕНИЕМ

Аналитическое определение параметров процесса изгиба профилей с растяжением связано с решением уравнений равновесия внутренних и внешних сил и моментов. Их точность определяется точностью применяемой аналитической аппроксимации диаграммы $\sigma - \varepsilon$ и точностью определения положения оси поворота сечений при изгибе, что важно при определении деформации изгиба, а затем и тангенциальных напряжений в произвольном волокне профиля вследствие расположения на ней начала координатной системы.

Положение оси поворота сечений при изгибе пластически растянутого элемента соответствует условию равновесия внешних и внутренних сил [1]:

$$P = \int_{(F)} \sigma dF \quad (1)$$

Интегрирование правой части уравнения (1) ведется по элементам поперечного сечения профиля. При составлении уравнения равновесия внешних и внутренних сил в поперечном сечении профиля принимается, что при нагружении по схеме растяжение - изгиб (РИ) ось поворота сечений располагается в пределах высоты стенки профиля, а упруго деформированная при изгибе зона распространяется до внутренней полки профиля (стенкой будем называть полку профиля, лежащую в плоскости изгиба). Эти предпосылки позволяют составить уравнение равновесия с пределами интегрирования, независимыми от соотношения между размерами элементов поперечного сечения профиля, степени предварительного растяжения и кривизны изгиба.

Уравнение равновесия, составленное на основе линейно-степенной аппроксимации диаграммы $\sigma - \varepsilon$ (4.27) [1], не позволяет выразить в явном виде ординату z_n , определяющую положение оси по-