

УДК 621.983; 539.374

Поликарпов Е. Ю.

РЕВЕРСИВНАЯ ВЫТЯЖКА ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ С ФЛАНЦЕМ ИЗ АНИЗОТРОПНЫХ МАТЕРИАЛОВ

В различных отраслях машиностроения широкое распространение нашли крупногабаритные осесимметричные изделия (оболочки емкостей, корпусные детали, сосуды высокого давления, днища баков, полуторы и т. д.), которые получают методами глубокой вытяжки. Эти конструкции требуют применения высокопрочных материалов, которые трудоемки в обработке. Качество обработки влияет на тактико-технические характеристики изделий и их надежность. Трудоемкость их производства в настоящее время велика и составляет 70...80 % общей трудоемкости изделия.

Целью работы является установление влияния технологических параметров, геометрии рабочего инструмента, анизотропии механических свойств заготовки, условий трения на контактных поверхностях рабочего инструмента и заготовки на силовые режимы и предельные возможности формоизменения.

Прокат, используемый для процессов глубокой вытяжки, как правило, обладает анизотропией механических свойств, которая зависит от физико-химического состава сплава и технологии его получения. Анизотропия механических свойств заготовки оказывает существенное влияние на силовые, деформационные параметры процессов обработки металлов давлением, на качество получаемых изделий.

Для изготовления тонкостенных полуторov обычно используют реверсивный метод штамповки. Он применяется с целью увеличения растягивающих и уменьшения сжимающих напряжений. Реверсивная вытяжка является высокопроизводительным процессом, обеспечивающим получение изделий с высоким качеством поверхности. Несмотря на широкое применение этого способа, теория процесса реверсивной вытяжки осесимметричных деталей из анизотропных материалов не достаточно разработана.

Рассмотрен процесс реверсивной осесимметричной детали с фланцем с коэффициентом вытяжки $m_d = r_n / R_3$. Операция реверсивной вытяжки обычно осуществляется на матрицах с радиальным профилем [1, 2]. Схема процесса реверсивной вытяжки, соответствующая установившейся стадии процесса, приведена на рис. 1.

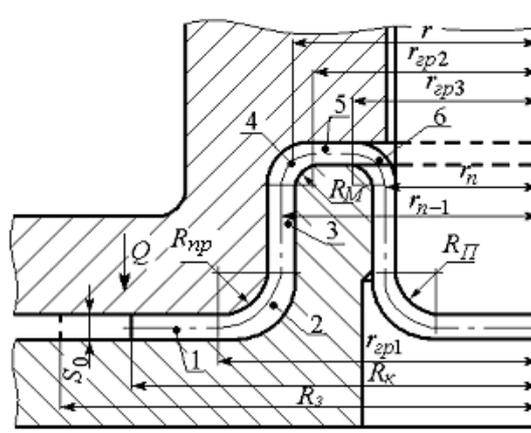


Рис. 1. Схема реверсивной вытяжки осесимметричных деталей с фланцем

Рассмотрено распределение напряжений и деформаций в заготовке при реверсивной вытяжке осесимметричных деталей с фланцем. Очаг пластической деформации состоит из шести участков. Участок 1 расположен на плоскости матрицы и ограничен краем заготовки с текущей координатой R_k с одной стороны и постоянной координатой $r_{зр1}$, точкой сопряжения плоского и криволинейного участков матрицы; участок 2 охватывает кромку

матрицы и ограничен координатами r_{zp1} и r_{n-1} ; участок 3 (цилиндрический участок); участок 4 охватывает кромку матрицы и ограничен координатами r_{n-1} и r_{zp2} ; участок 5 расположен на плоскости матрицы и ограничен координатами r_{zp2} и r_{zp3} ; участок 6 расположен на тороидальной поверхности матрицы и ограничен координатами r_{zp3} и r_n .

Принимается, что напряженное состояние плоское. Материал заготовки – несжимаемый, трансверсально-изотропный, подчиняющийся условию пластичности Мизеса-Хилла и ассоциированному закону пластического течения [3]. Допускаем, что толщина стенки исходного полуфабриката постоянной по всей его высоте.

Меридиональные σ_r и окружные σ_θ напряжения на участке 1 очага пластической деформации определяем путем численного решения приближенного уравнения равновесия:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r \left(1 + \frac{r ds}{s dr} \right) - \sigma_\theta = 0 ; \quad (1)$$

совместно с условием пластичности:

$$\sigma_r^2 + \sigma_\theta^2 - \frac{2R}{1+R} \sigma_r \sigma_\theta = \sigma_s^2 ; \quad (2)$$

при граничном условии, учитывающее влияние силы прижима на кромке матрицы:

$$\text{при } r = R_k \quad \sigma_\rho = \frac{\mu Q}{\pi R_k s} , \quad (3)$$

где R_k – радиус края заготовки; Q – сила прижима; $Q = \pi(R_k^2 - r_{zp1}^2)q$; q – давление прижима, которое назначается в соответствии с рекомендациями, приведенными в работе [4]; μ – коэффициент трения на контактной поверхности заготовки и рабочего инструмента; R – коэффициент нормальной анизотропии; σ_s – величина сопротивления материала пластическому деформированию; s_0 – толщина заготовки краевой части заготовки. Остальные величины ясны из рис. 1.

Рассмотрим кинематическое и деформированное состояние материала на этом участке. Скорости деформации в меридиональном ξ_r , тангенциальном ξ_θ направлениях и по толщине ξ_z определяются по выражениям:

$$\xi_r = \frac{dV_r}{dr} ; \quad \xi_\theta = \frac{V_r}{r} ; \quad \xi_z = \frac{\dot{s}}{s} , \quad (4)$$

где V_r – меридиональная скорость течения.

Используя уравнение несжимаемости $\xi_r + \xi_\theta + \xi_z = 0$ и уравнения связи скоростей деформаций и напряжений, найдем [3]:

$$\frac{dV_r}{dr} = -\frac{V_r}{r}(1+f); \quad f = -\frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_\theta(1+R) - R\sigma_r} . \quad (5)$$

Уравнение для определения изменения толщины заготовки запишется как:

$$\frac{ds}{s} = \frac{dr}{r} f . \quad (6)$$

Принимая во внимание выражение (6), получим уравнение равновесия (1) в виде:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r(1+f) - \sigma_\theta = 0 . \quad (7)$$

Интегрирование этого уравнения выполняем численно методом конечных разностей от краевой части заготовки, где известны все входящие в уравнение величины. Величина окружного напряжения σ_θ вычисляется из условия пластичности (2). При анализе процесса вытяжки без прижима в граничном условии (3) необходимо положить $Q = 0$.

Меридиональные σ_r и окружные σ_θ напряжения на участке 2 очага пластической деформации определяются путем решения приближенного уравнения равновесия:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r \left(1 + \frac{ds}{s} \frac{r}{dr} \right) - \sigma_\theta - \frac{\mu r \sigma_r}{dr} d\varphi = 0 \quad (8)$$

совместно с условием пластичности (2) при граничном условии, учитывающее влияние изгиба заготовки на кромке матрицы:

$$\text{при } r = r_{2p1}, \quad \sigma_r = \sigma_r(r_{2p1}) + \sigma_s(r_{2p1}) \frac{s}{4R'_{np}}, \quad (9)$$

где $R'_{np} = R_{np} + 0,5s$; R_{np} – радиус закругления прижима; $\sigma_r(r_{2p1})$ и $\sigma_s(r_{2p1})$ – величины меридионального напряжения и сопротивления материала пластическому деформированию, вычисленные при $r = r_{2p1}$.

Принимая во внимание соотношение (8), уравнение равновесия может быть записано так:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r(1+f) - \sigma_\theta - \frac{\mu r \sigma_r}{dr} d\varphi = 0. \quad (10)$$

На участке 3 очага деформации меридиональное напряжение σ_r определяется так:

$$\sigma_r = \sigma_r(r_{n-1}) + \sigma_s(r_{n-1}) \frac{s}{4R'_{np}}, \quad (11)$$

а величина окружного напряжения σ_θ определяется из условия пластичности (2).

Для нахождения меридионального σ_r и окружного σ_θ напряжений на участке 4 решаем совместно уравнение равновесия (10) совместно с условием пластичности (2) при граничном условии:

$$\text{при } r = r_{n-1}, \quad \sigma_r = \sigma_r(r_{n-1}) + \sigma_s(r_{n-1}) \frac{s}{4R'_M}, \quad (12)$$

где $R'_M = R_M + 0,5s$; $\sigma_r(r_{n-1})$ и $\sigma_s(r_{n-1})$ – величины меридионального напряжения и сопротивления материала пластическому деформированию, вычисленные при $r = r_{n-1}$.

Интегрирование уравнения равновесия (7) совместно с условием пластичности (2) при граничном условии:

$$\text{при } r = r_{2p2}, \quad \sigma_r = \sigma_r(r_{2p2}) + \sigma_s(r_{2p2}) \frac{s}{4R'_M}, \quad (13)$$

позволяет определить распределение напряжений на участке 5, где $\sigma_r(r_{2p2})$ и $\sigma_s(r_{2p2})$ – величины меридионального напряжения и сопротивления материала пластическому деформированию, вычисленные при $r = r_{2p2}$.

Меридиональные σ_r и окружные σ_θ напряжения на участке б очага пластической деформации определяются путем решения приближенного уравнения равновесия (10) совместно с условием пластичности (2) при граничном условии, учитывающее влияние изгиба заготовки на кромке матрицы:

$$\text{при } r = r_{2p3}, \quad \sigma_r = \sigma_r(r_{2p3}) + \sigma_s(r_{2p3}) \frac{s}{4R'_M}, \quad (14)$$

где $R'_M = R_M + 0,5s$; $\sigma_r(r_{2p3})$ и $\sigma_s(r_{2p3})$ – величины меридионального напряжения и сопротивления материала пластическому деформированию, вычисленные при $r = r_{2p3}$.

Максимальное значение меридионального напряжения $\sigma_{r \max}$ соответствует $r = r_n$:

$$\sigma_{r \max} = \sigma_r(r_n) + \sigma_s(r_n) \frac{s}{4R'_M}, \quad (15)$$

где $\sigma_r(r_n)$ и $\sigma_s(r_n)$ – величины меридионального напряжения и сопротивления материала пластическому деформированию, вычисленные при $r = r_n$.

Величина силы процесса находится по формуле:

$$P = 2\pi n s \sigma_{r \max} \Big|_{r=r_n}. \quad (16)$$

Рассмотрим деформированное состояние заготовки. Величина приращения окружной деформации $d\varepsilon_\theta$ находится из выражения:

$$d\varepsilon_\theta = \frac{dr}{r},$$

где r – координата рассматриваемого сечения очага деформации.

Приращения меридиональных деформаций $d\varepsilon_r$ и деформаций по толщине заготовки $d\varepsilon_z$ могут быть определены с учетом ассоциированного закона пластического течения следующим образом:

$$d\varepsilon_z = -d\varepsilon_\theta \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_\theta(1+R) - R\sigma_r}; \quad d\varepsilon_r = -(d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_z).$$

Величина приращения интенсивности деформации $d\varepsilon_i$ определяется по формуле [3]:

$$d\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2(2+R)}}{\sqrt{3}(2R+1)} \left\{ R(d\varepsilon_r - d\varepsilon_\theta)^2 + [d\varepsilon_\theta(1+R) + Rd\varepsilon_r]^2 + [d\varepsilon_r(1+R) + Rd\varepsilon_\theta]^2 \right\}^{1/2}, \quad (17)$$

а интенсивность деформации ε_i – по выражению:

$$\varepsilon_i = \int_{R_k}^r d\varepsilon_i.$$

Для учета упрочнения материала воспользуемся зависимостью:

$$\sigma_s = \sigma_{0,2} + A(\varepsilon_i)^n,$$

где $\sigma_{0,2}$ – условный предел текучести; A и n – характеристики кривой упрочнения материала.

Изменение толщины заготовки в процессе реверсивной вытяжки осесимметричных деталей оценивалось по соотношению:

$$\ln \frac{s}{s_0} = - \int_{R_k}^r \frac{\sigma_r + \sigma_\theta}{\sigma_r R - \sigma_\theta (1 + R)} \frac{dr}{r}.$$

Положение внешнего края R_k в процессе деформации вычисляется из условия постоянства объема заготовки в зависимости от перемещения пуансона с учетом изменения толщины заготовки.

Силовые режимы операции реверсивной вытяжки исследовались в зависимости от коэффициента вытяжки m_d , радиуса закругления матрицы R_M , условий трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ и величины давления прижима q для алюминиевого АМг6 и титанового ПТ-3Вкт сплавов, механические свойства которых были следующие [3]: алюминиевый сплав АМг6: $\sigma_{0,2} = 195,7$ МПа; $A = 277,24$ МПа; $n = 0,256$; $R = 0,6$; титановый сплав ПТ-3Вкт: $\sigma_{0,2} = 600,8$ МПа; $A = 502,44$ МПа; $n = 0,559$; $R = 2$.

Расчеты выполнены при $r_n = 950$ мм; $s_0 = 3,5$ мм в следующих диапазонах изменения технологических параметров процесса: $m_d = 0,6 \dots 0,9$; $\bar{R}_M = 2 \dots 20$; $\mu = 0,01 \dots 0,3$; $q = 0 \dots 6$ МПа; $\bar{R}_M = R_M / s_0$.

Выбор оборудования зависит от диаграммы процесса реверсивной вытяжки «сила-путь». Такая диаграмма может быть построена по приведенным выше соотношениям. Графические зависимости изменения относительной величины силы $\bar{P} = P / (2\pi r_n s_0 \sigma_{0,2})$ процесса реверсивной вытяжки осесимметричных деталей с фланцем из титанового сплава ПТ-3 Вкт от относительной величины перемещения пуансона $\bar{h}_{II} = h / h_{II}$ при фиксированных значениях коэффициентов вытяжки m_d приведены на рис. 2 соответственно. Здесь h_{II} – рабочий ход пуансона; $s_0 = 3,5$ мм; $R_M = R_{np} = 50$ мм; $q = 5$ МПа.

Установлено, что графические зависимости изменения относительной величины силы \bar{P} процесса реверсивной вытяжки осесимметричных деталей с фланцем от относительной величины перемещения пуансона \bar{h}_{II} носят сложный характер. Показано, что с уменьшением коэффициента вытяжки m_d и увеличением коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ величина \bar{P} возрастает. Так, уменьшение коэффициента вытяжки с 0,8 до 0,6 сопровождается ростом \bar{P} в 2 раза. Рост коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ с 0,1 до 0,3 сопровождается увеличением максимальной величины накопленных микроповреждений ω_e в 1,75 раза.

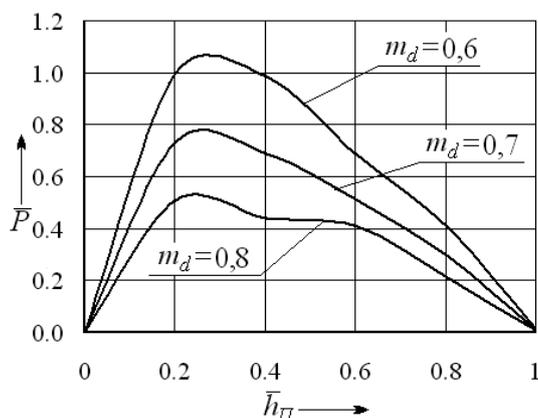


Рис. 2. Графические зависимости изменения \bar{P} от \bar{h}_{II} процесса реверсивной вытяжки осесимметричных деталей из титанового сплава ПТ-3Вкт ($\mu = 0,05$)

Установлено, что относительная величина силы процесса \bar{P} с уменьшением коэффициента вытяжки m_d , радиусов закругления прижима \bar{R}_{np} и матрицы \bar{R}_M , ростом коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ и относительной величины давления прижима \bar{q} возрастает.

Предельные возможности процесса вытяжки ступенчатых деталей ограничиваются максимальной величиной осевого напряжения $\sigma_{r \max}$ в стенке детали на выходе из очага деформации, которая не должна превышать величины сопротивления материала пластическому деформированию в условиях плоского напряженного состояния с учетом упрочнения [3]:

$$\sigma_{r \max} \leq \sigma_{sr}^*, \quad \sigma_{sr}^* = \sigma_s, \quad (18)$$

и допустимой степенью использования ресурса пластичности:

$$\omega_e = \int_0^{\varepsilon_{i \text{ np}}} \frac{d\varepsilon_i}{\varepsilon_{i \text{ np}}} \leq \chi, \quad (19)$$

и критерия локальной потери устойчивости заготовки, полученного на основе критерия положительности добавочных нагрузок, для плоского напряженного состояния заготовки [3]:

$$\frac{1}{z} = \frac{d\sigma_i}{\sigma_i d\varepsilon_i} > \frac{a_x - a_{xy}m}{\sqrt{a_x - 2a_{xy}m + a_y m^2}}; \quad \frac{1}{z} = \frac{d\sigma_i}{\sigma_i d\varepsilon_i} > \frac{a_y m - a_{xy}}{\sqrt{a_x - 2a_{xy}m + a_y m^2}}, \quad (20)$$

где $\varepsilon_{i \text{ np}} = \varepsilon_{i \text{ np}}(\sigma / \sigma_i)$ – предельная интенсивность деформации; σ – среднее напряжение; $\sigma = (\sigma_r + \sigma_\theta) / 3$; σ_r и σ_θ – меридиональные и окружные напряжения в очаге пластической деформации ($\sigma_z = 0$);

$$\sigma_i = \left\{ \frac{3}{2} [R(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + \sigma_\theta^2 + \sigma_r^2] / (2 + R) \right\}^{1/2}; \quad m = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_r}; \quad a_x = a_y = \frac{3(R+1)}{2(2+R)}; \quad a_{xy} = \frac{3R}{2(2+R)};$$

$$\sigma_i = \sigma_x \sqrt{a_x - 2a_{xy}m + a_y m^2}.$$

В зависимости от условий эксплуатации или последующей обработки изготавливаемого изделия уровень повреждаемости не должен превышать величины χ . До деформации (при $t = t_0$) $\omega_e = 0$, а в момент разрушения ($t = t_p$) $\omega_e = \chi = 1$. При назначении величин степеней деформации в процессе пластического формоизменения следует учитывать рекомендации по степени использования запаса пластичности В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова, согласно которым для ответственных деталей, работающих и подвергающихся после обработки давлением термической обработке (отжигу или закалке), допустимой величиной степени использования запаса пластичности следует считать $\chi = 0,25$, а для неответственных деталей допустимая степень использования запаса пластичности может быть принята $\chi = 0,65$ [5, 6].

Величина предельной интенсивности деформации $\varepsilon_{i \text{ np}}$ определяется по выражению:

$$\varepsilon_{i \text{ np}} = \Omega \exp\left(U \frac{\sigma}{\sigma_i}\right), \quad (21)$$

где Ω , U – константы деформируемого материала, определяемые в зависимости от рода материала, согласно работам В. Л. Колмогорова и А. А. Богатова [5, 6].

Предельные возможности операции реверсивной вытяжки исследовались в зависимости от радиуса закругления матрицы R_M , условий трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ и величины давления прижима q . Расчеты выполнены для алюминиевого АМг6 и титанового ПТ-3Вкт сплавов константы материала, входящие в выражение для определения предельной интенсивности деформации (21), были следующие: алюминиевый сплав АМг6 – $\Omega = 0,716$; $U = -1,24$; титановый сплав ПТ-3Вкт – $\Omega = 1,2365$; $U = -1,3375$. Исследования выполнены при $r_n = 1000$ мм; $s_0 = 3,5$ мм в следующих диапазонах изменения технологических параметров процесса: $\bar{R}_M = \bar{R}_{np} = 2 \dots 20$; $\mu = 0,01 \dots 0,3$; $q = 0 \dots 6$ МПа; $\bar{R}_M = R_M / s_0$.

На рис. 3 представлены графические зависимости изменения предельного коэффициента вытяжки m_{dnp} от коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ (а) и от относительной величины давления прижима $\bar{q} = q / \sigma_{0,2}$ (б) для алюминиевого сплава АМг6 (а). Здесь кривые 1, 2, 3, 4 и 5 соответствуют величинам коэффициентов вытяжки m_{dnp} , вычисленным по максимальной величине напряжения в стенке детали на выходе из очага деформации (выражение (18)), по допустимой величине накопленных микроповреждений (выражение (19)) при $\chi = 1$, $\chi = 0,65$ и $\chi = 0,25$ и критерию локальной потери устойчивости (20) соответственно. Положения кривых 1 – 5 определяют возможности деформирования заготовки в зависимости от технических требований на изделие.

Анализ графиков и результатов расчета показывает, что предельные возможности формоизменения операции реверсивной вытяжки осесимметричных деталей с фланцем ограничиваются как допустимой величиной накопленных микроповреждений, так и максимальной величиной осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации (рис. 3). Это зависит от механических свойств исходного материала, технологических параметров, геометрии рабочего инструмента, коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ и величины давления прижима q . Например, показано, что предельные возможности деформирования на операциях реверсивной вытяжки осесимметричных деталей из алюминиевого сплава АМг6 ограничиваются как допустимой величиной накопленных микроповреждений (рис. 4, а), так и максимальной величиной осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации (рис. 4, б), а для титанового сплава ПТ-3 Вкт ограничиваются степенью использования ресурса пластичности $\chi = 1$. Установлено, что с уменьшением коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ и относительной величины давления прижима $\bar{q} = q / \sigma_{0,2}$ предельный коэффициент вытяжки m_{dnp} уменьшается.

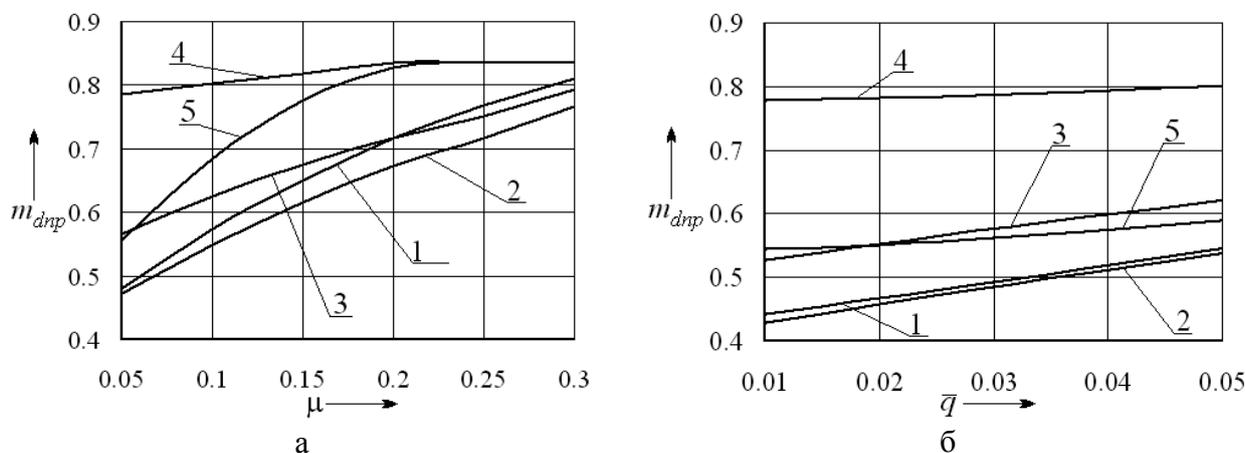


Рис. 3. Графические зависимости изменения m_{dnp} от μ (а) и \bar{q} (б):

а – $R_M = 50$ мм; $q = 5$ МПа; б – $\mu = 0,05$; $R_M = 50$ мм

Оценено влияние анизотропии механических свойств материала заготовки на силовые режимы и предельные возможности реверсивной вытяжки трансверсально-изотропных материалов. Показано, что с увеличением коэффициента нормальной анизотропии R относительная величина силы \bar{P} уменьшается. Влияние коэффициента анизотропии R на силовые режимы процесса усиливается с уменьшением коэффициента вытяжки m_d и коэффициента трения μ . В результате теоретических исследований установлено, что величина предельного коэффициента вытяжки m_{dnp} уменьшается с ростом коэффициента анизотропии R и уменьшением коэффициента трения на контактных границах рабочего инструмента и заготовки μ . Установлено, что увеличение коэффициента нормальной анизотропии R от 0,2 до 2 приводит к уменьшению величины предельного коэффициента утонения m_{dnp} , определенного по степени использования ресурса пластичности, на 45 %, а для m_{dnp} , вычисленного по максимальной величине осевого напряжения на выходе из очага пластической деформации, на 15 %.

ВЫВОДЫ

На основе выполненных теоретических и экспериментальных исследований разработаны рекомендации и создано программное обеспечение для ЭВМ по расчету технологических параметров реверсивной вытяжки цилиндрических деталей и осесимметричных деталей с фланцем. Предложен технологический процесс изготовления крупногабаритных тонкостенных полуфабрикатов заготовок крупногабаритных полуторовых деталей из алюминиевого сплава АМг6, удовлетворяющих техническим условиям эксплуатации. Технологический процесс обеспечивает изготовление крупногабаритных полуторовых днищ с минимальной величиной разностенности (до 8 %), эксплуатационные требования и снижение трудоемкости их изготовления, сокращение сроков подготовки производства.

Приведенные выше результаты могут быть использованы для анализа силовых режимов и предельных возможностей формоизменения реверсивной вытяжки осесимметричных деталей с фланцем из трансверсально-изотропных материалов через радиальную матрицу.

Работа выполнена по гранту РФФИ № 07-01-96409.

ЛИТЕРАТУРА

1. Попов Е. А. Основы теории листовой штамповки / Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1968. – 283 с.
2. Мельников Э. Л. Холодная штамповка днищ / Э. Л. Мельников. – [2-е изд., пераб. и доп.]. – М. : Машиностроение, 1986. – 192 с.
3. Яковлев С. П. Обработка давлением анизотропных материалов / С. П. Яковлев, С. С. Яковлев, В. А. Андрейченко. – Кишинев : Квант. – 1997. – 331 с.
4. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке / В. П. Романовский. – Л. : Машиностроение, 1979. – 520 с.
5. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением / В. Л. Колмогоров. – Екатеринбург : Уральский государственный технический университет (УПИ), 2001. – 836 с.
6. Богатов А. А. Механические свойства и модели разрушения металлов / А. А. Богатов. – Екатеринбург : ГОУ ВПО УГТУ–УПИ, 2002. – 329 с.

Поликарпов Е. Ю. – канд. техн. наук, докторант ТулГУ.

ТулГУ – Тульский государственный университет, г. Тула, Россия.

E-mail: mpf-tula@rambler.ru