

УДК 621.7.043


DOI 10.18698/0536-1044-2017-5-14-22

Анализ краевого расширения при обжиге трубчатых заготовок

П.А. РЫЖОВ, С.А. ЕВСЮКОВ

МГТУ им. Н.Э. Баумана, 105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1

The Analysis of Edge Broadening in the Process of Parison Tube Swaging

P.A. Ryzhov, S.A. EvsyukovBMSTU, 105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1 e-mail: pr1987@mail.ru, mt6evs@yandex.ru

i Рассмотрено напряженное состояние краевого участка тонкостенной трубчатой заготовки на выходе из конической обжимной матрицы. На основе совместного решения уравнений равновесия и условия пластичности Сен-Венана определен закон распределения напряжений по очагу деформации данного участка заготовки. Получены соотношения, которые в совокупности с выражениями для составляющей свободного изгиба и спрямления на выходе из очага деформации при обжиге позволяют определить максимальный радиус (диаметр) краевого участка трубчатой заготовки на выходе из матрицы. Показано влияние радиуса перехода конического участка матрицы в цилиндрический на этот радиус. Разработана методика расчета, обеспечивающая на этапе проектирования технологического процесса вычисление разницы между максимальным радиусом краевого участка и радиусом основной части цилиндрического участка полученной поковки. Для проверки выведенных зависимостей проведен соответствующий эксперимент, результаты которого сопоставлены с расчетными данными.

Ключевые слова: обжим трубчатых заготовок, коническая матрица, цилиндрическая часть, краевое расширение, радиус скругления кромки матрицы, напряжение текучести.

i The paper deals with the stress state analysis of the edge section of a thin-walled parison tube at the exit of a conic swaging die. The stress distribution law in the deformation zone of the edge section is determined on the basis of a joint solution of the equilibrium equations and Saint-Venant's yield criterion. The obtained relations, combined with the formulae for the component of free bending and straightening at the exit of the swaging deformation zone, make it possible to obtain the maximum radius (diameter) of the parison tube edge section at the exit of a die. The effect of the radius of transition of the conic section into the cylindrical one on the given radius is shown. A specific method is developed that can be used to calculate the difference between the maximum radius of the edge section and the radius of the main part of the cylindrical section of the forged piece when designing the manufacturing process. To verify the obtained dependences, a corresponding experiment was performed and the results were compared with the calculated values.

Keywords: parison tube swaging, conic die, cylindrical section, edge broadening, die edge curvature radius, flow stress.

Известно [1–14], что в процессе обжима трубчатых заготовок в коническую матрицу с выходом в цилиндрическую часть в краевой области полученной поковки имеет место потеря контакта цилиндрической части и поверхности матрицы (рис. 1). При этом разность между максимальным радиусом краевого участка $R_{\text{внешн}}$ и радиусом основной части цилиндра $r_{\text{внешн}}$ составляет Δd . Этот параметр является важной характеристикой краевого расширения, поэтому при проектировании деталей, получаемых обжимом, важно заранее оценить его значение.

Параметр Δd можно определить по известной формуле, выведенной из геометрических соображений и привязанной к радиусу свободного изгиба заготовки [9]:

$$\Delta d = \left(\frac{\sqrt{D_0 S_0}}{\sin \alpha_{\text{обж}}} - 2r_m - S_0 \right) (1 - \cos \alpha_{\text{обж}}),$$

где D_0 — исходный диаметр заготовки; S_0 — исходная толщина стенки заготовки; $\alpha_{\text{обж}}$ — угол обжима; r_m — радиус перехода конического участка матрицы в цилиндрический (радиус скругления рабочей кромки матрицы).

Однако погрешность результатов вычислений по этой формуле очень велика (больше 80 %), и при значениях радиуса скругления рабочей кромки матрицы r_m , превышающих радиус свободного изгиба или существенно меньших его, расчетные значения Δd (отрицательные или превышающие радиус получаемого цилиндра соответственно) не имеют физического смысла.

Цель работы — поиск решений, позволяющих получить значение параметра Δd другими методами.

Параметр Δd будем определять путем нахождения максимального наружного радиуса краевого участка $R_{\text{внешн}}$ и радиуса основной части цилиндра $r_{\text{внешн}}$. Уравнения для вычисления этих параметров, а также напряженного состояния в очаге деформации данного участка заготовки будем выводить на основе совместного решения уравнений равновесия и условия пластичности Сен-Венана с учетом следующих допущений:

- материал заготовки однороден и изотропен, равномерно и непрерывно распределен по объему;
- модель материала — пластическая с линейным упрочнением.

Кроме того, будем считать, что ограничивающее воздействие цилиндрической поверхно-

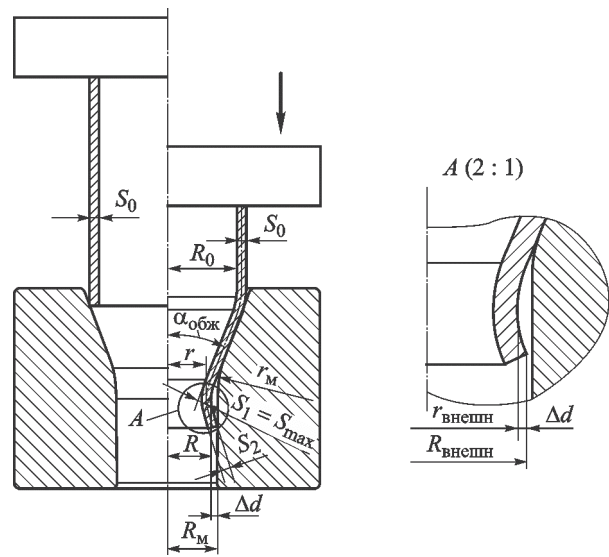


Рис. 1. Схема обжима трубчатой заготовки в коническую матрицу с выходом в цилиндрическую часть

сти матрицы на заготовку сводится лишь к сдавливанию участка их контакта (уменьшению $R_{\text{внешн}}$) при неизменном $r_{\text{внешн}}$ (рис. 2). Таким образом, достаточно рассмотреть случай свободного течения материала заготовки при выходе из очага обжима. Такое допущение позволит не учитывать объемное напряженное состояние в очаге деформации краевого участка заготовки и решать задачу для плоского осесимметричного напряженного состояния.

Если полученное в результате расчетов значение $R_{\text{внешн}}$ окажется больше радиуса цилиндрического участка отверстия матрицы R_m , то за $R_{\text{внешн}}$ следует принимать R_m .

Поскольку в процессе образования краевого участка длиной Δl происходит местное осесимметричное в любом сечении данного участка увеличение диаметра заготовки, этот процесс можно считать условной раздачей под действием внутренних сил с отсутствием пуансона.

Расчетная схема и напряженное состояние в очаге деформации приведены на рис. 2, где показаны нормальные σ_θ , σ_r , σ_z и касательные τ_{rz} напряжения на трех взаимно перпендикулярных элементарных площадках в очаге деформации, а также эпюры напряжений (σ_s — напряжение текучести, индексы «обж» и «р» обозначают соответствующие напряжения при обжиме и условной раздаче, а «max» — их максимальные значения).

Радиус $R_{\text{внешн}}$ будем определять из уравнения, составленного на основании равенства

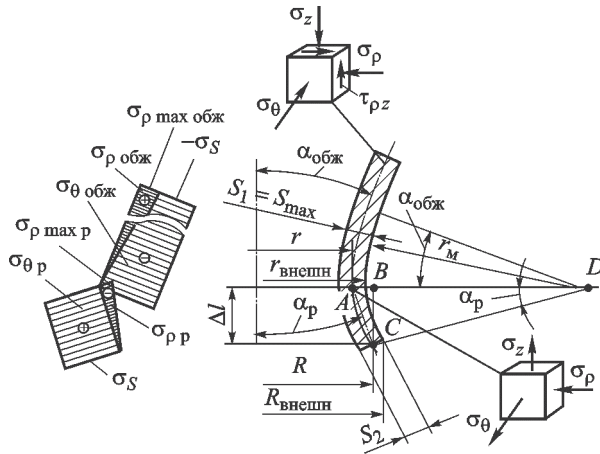


Рис. 2. Расчетная схема и напряженное состояние в очаге деформации

усилия изгиба-спрямления на выходе из очага деформации и усилия условной раздачи.

Сила деформации при обжиге трубчатой заготовки в коническую матрицу с выходом в цилиндрическую часть вычисляется по известной формуле [9]

$$P_{обж} = \gamma 2\pi R_0 S_0 |\sigma_{m \max}|.$$

Здесь γ — безразмерный коэффициент, учитывающий отклонения диаметра и толщины стенки заготовки от номинальных размеров, а также отклонения механических свойств материала, регламентированные стандартами, $\gamma = 1,1 \dots 1,2$; R_0 — исходный радиус заготовки; $\sigma_{m \max}$ — максимальное напряжение в меридиональном направлении конического участка заготовки,

$$\sigma_{m \max} = \frac{-\sigma_{Scp}}{2} \left[(1 + \mu \operatorname{ctg} \alpha_{обж}) \left(1 - \frac{r}{R_0} \right) + \sqrt{\frac{S_0}{2r}} \sin \alpha_{обж} \right] (3 - 2 \cos \alpha_{обж}) \left(1 + \sqrt{\frac{R_0}{r}} \right), \quad (1)$$

где σ_{Scp} — среднее напряжение текучести при обжиге; μ — коэффициент трения между заготовкой и матрицей; r — срединный радиус основной части ниппеля.

Сила деформации $P_{обж}$ зависит от уменьшения диаметра заготовки, трения между ней и инструментом, изгиба и спрямления на входе и выходе из очага деформации и изменения толщины стенки заготовки. Усилие условной раздачи как раз и будет обусловлено составляющей усилия обжима, отвечающей за изгиб и спрямление на выходе из очага деформации. Из работы [10] известно, что это — второе слагаемое в квадратных скобках формулы (1).

Таким образом, усилие изгиба и спрямления на выходе из очага деформации можно записать в виде

$$P_{изг} = \gamma 2\pi R_0 S_0 \frac{\sigma_{Scp}}{2} \sqrt{\frac{S_0}{2r}} \sin \alpha_{обж} \times (3 - 2 \cos \alpha_{обж}) \left(1 + \sqrt{\frac{R_0}{r}} \right). \quad (2)$$

С другой стороны, силу условной раздачи можно определить из напряженного состояния, интегрируя радиальное напряжение условной раздачи $\sigma_{p \text{ разд}}$ по площади срединной поверхности очага деформации F_p , на которую действует это напряжение:

$$P_p = \gamma \int_{F_p} |\sigma_{p \text{ разд}}| \cos \alpha_p dF_p \approx \frac{5}{8} \gamma |\sigma_{p \max p}| F_p, \quad (3)$$

где α_p — угол условной раздачи.

Площадь срединной поверхности очага деформации, на которую действует распределенная нагрузка $\sigma_{p \text{ разд}}$, определяется по выражению

$$F_p = 2\pi(R+r)\Delta l = 2\pi(R^2 - r^2) \operatorname{ctg} \alpha_p, \quad (4)$$

где R — срединный радиус краевого участка заготовки.

Широко известна [8–14] формула для определения максимального значения напряжения σ_p для операции раздачи

$$\sigma_{p \max p} \approx \sigma_{Sp} \left(1 - \frac{R}{r} \right), \quad (5)$$

где σ_{Sp} — напряжение текучести участка условной раздачи.

Приравняв формулы (2) и (3), с учетом выражений (4) и (5) получим соотношение

$$\gamma 2\pi R_0 S_0 \frac{\sigma_{Scp}}{2} \sqrt{\frac{S_0}{2r}} \sin \alpha_{обж} (3 - 2 \cos \alpha_{обж}) \times \left(1 + \sqrt{\frac{R_0}{r}} \right) = 2\pi \frac{5}{8} \gamma \sigma_{Sp} \left| 1 - \frac{R}{r} \right| (R^2 - r^2) \operatorname{ctg} \alpha_p.$$

После сокращения этого выражения на $2\pi\gamma$ и приведения подобных имеем кубическое уравнение

$$R^3 - rR^2 - r^2R + r^3 - \frac{4}{5} \sqrt{\frac{S_0}{2r}} \sin \alpha_{обж} \left(1 + \sqrt{\frac{R_0}{r}} \right) \times (3 - 2 \cos \alpha_{обж}) R_0 S_0 r \frac{\sigma_{Scp}}{\sigma_{Sp}} \operatorname{tg} \alpha_p = f(R) = 0, \quad (6)$$

или

$$A_0 \left(\frac{R}{r}\right)^3 + A_1 \left(\frac{R}{r}\right)^2 + A_2 \frac{R}{r} + A_3 = f(R/r) = 0,$$

где A_0, A_1, A_2 — безразмерные коэффициенты, $A_0 = 1, A_1 = A_2 = -1$;

$$A_3 = 1 - \frac{4}{5} \sqrt{\frac{S_0}{2r}} \sin \alpha_{\text{обж}} \left(1 + \sqrt{\frac{R_0}{r}}\right) \times \\ \times (3 - 2 \cos \alpha_{\text{обж}}) \frac{R_0 S_0}{r^2} \frac{\sigma_{\text{Scp}}}{\sigma_{\text{Sp}}} \text{tg } \alpha_{\text{p}}. \quad (7)$$

С учетом линейной аппроксимации кривой упрочнения формулу напряжения текучести при обжиге можно записать в виде [11]

$$\sigma_{\text{Собж}} = \sigma_{\tau_0} + \Pi \epsilon,$$

где σ_{τ_0} — экстраполированный предел текучести при линейной аппроксимации кривой упрочнения; Π — модуль упрочнения; ϵ — деформация в окружном направлении, $\epsilon = \ln(R_0/\rho)$.

Исходя из аппроксимации, модуль упрочнения является тангенсом угла наклона касательной к кривой пластичности в точке образования шейки и вычисляется по формуле [14]

$$\Pi = \frac{d\sigma_{\text{ш}}}{d\epsilon_{\text{ш}}} = \frac{\sigma_{\text{ш}}}{1 + \epsilon_{\text{ш}}},$$

где $\sigma_{\text{ш}}$ — напряжение текучести в момент образования шейки при испытаниях на растяжение; $\epsilon_{\text{ш}}$ — соответствующее этому моменту относительное удлинение образца.

Поскольку для сталей и жаропрочных сплавов $\sigma_{\text{ш}} \approx (1,1 \dots 1,3) \sigma_{\tau_0}$, а $\epsilon_{\text{ш}} \approx 20 \dots 30\%$, модуль упрочнения можно принять примерно равным экстраполированному напряжению текучести σ_{τ_0} . Тогда получим

$$\sigma_{\text{Собж}} = \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{\rho}\right). \quad (8)$$

При $\rho = r$ напряжение текучести при обжиге будет иметь максимальное значение

$$\sigma_{\text{Собж max}} = \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{r}\right),$$

а при $\rho = R_0$ — минимальное:

$$\sigma_{\text{Собж min}} = \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{R_0}\right) = \sigma_{\tau_0}.$$

Среднее значение напряжения текучести при обжиге определяется выражением

$$\sigma_{\text{Scp}} \approx (\sigma_{\text{Собж max}} + \sigma_{\text{Собж min}}) / 2 = \\ = \sigma_{\tau_0} \left(1 + 0,5 \ln \frac{R_0}{r}\right). \quad (9)$$

Аналогичным образом определим среднее напряжение текучести условной раздачи σ_{Sp} с учетом упрочнения при обжиге:

$$\sigma_{\text{Sp min}} = \sigma_{\text{Собж max}} = \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{r}\right); \\ \sigma_{\text{Sp max}} \approx \sigma_{\text{Sp min}} + \Pi \epsilon = \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{r}\right) + \sigma_{\tau_0} \ln \frac{R}{r} \approx \\ \approx \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{r} + \ln \frac{R}{r}\right).$$

Отсюда

$$\sigma_{\text{Sp}} \approx (\sigma_{\text{Sp max}} + \sigma_{\text{Sp min}}) / 2 = \\ = \sigma_{\tau_0} \left(1 + \ln \frac{R_0}{r} + 0,5 \ln \frac{R}{r}\right). \quad (10)$$

Для нахождения коэффициента A_3 , входящего в состав уравнения (6), нужно оценить значение тангенса угла условной раздачи $\text{tg } \alpha_{\text{p}}$. Для его вычисления рассмотрим прямоугольные треугольники ABC и CBD (см. рис. 2). Точки A и C лежат на срединной поверхности заготовки, а треугольник CBD построен так, что угол BDC равен α_{p} . Тангенс угла в прямоугольном треугольнике

$$\text{tg } \alpha_{\text{p}} = \frac{AB}{BC} = \frac{BC}{BD}.$$

В принятых обозначениях это равенство будет иметь вид

$$\text{tg } \alpha_{\text{p}} = \frac{R-r}{BC} = \frac{BC}{BD}.$$

Отсюда следует, что

$$BC = \sqrt{(R-r)BD}.$$

Путем анализа данных моделирования процесса обжима с различными параметрами процесса [15] установлено, что отрезок BD примерно в 5 раз больше радиуса скругления рабочей кромки матрицы $r_{\text{м}}$.

С учетом этого

$$\text{tg } \alpha_{\text{p}} = \frac{R-r}{BC} = \frac{R-r}{\sqrt{5r_{\text{м}}(R-r)}} = \sqrt{\frac{R-r}{5r_{\text{м}}}}.$$

Из известного соотношения $S_2 = S_1 \sqrt{r/R}$ для раздачи [8–14] получим

$$R = r \frac{S_1^2}{S_2^2},$$

где S_1 — толщина стенки заготовки в месте перехода конического участка в ниппельную часть, $S_1 = S_{\max}$ (S_{\max} — максимальная толщина стенки заготовки); S_2 — толщина стенки краевого участка заготовки после условной раздачи.

Тогда

$$\operatorname{tg} \alpha_p = \frac{1}{\sqrt{5}} \sqrt{\frac{r}{r_m} \left[\left(\frac{S_1}{S_2} \right)^2 - 1 \right]}.$$

Поскольку угол условной раздачи зависит не только от входящих в данное выражение параметров, но и от угла обжима $\alpha_{\text{обж}}$, необходимо учесть и его влияние. Это можно сделать на основании анализа данных моделирования процесса обжима переменным множителем $0,7 \sin \alpha_{\text{обж}}$. Тогда окончательная формула для определения тангенса угла условной раздачи примет вид

$$\operatorname{tg} \alpha_p = 0,3 \sin \alpha_{\text{обж}} \sqrt{\frac{r}{r_m} \left[\left(\frac{S_1}{S_2} \right)^2 - 1 \right]}. \quad (11)$$

Вследствие утолщения стенки срединная поверхность заготовки на участке обжима не параллельна рабочей поверхности матрицы. По-

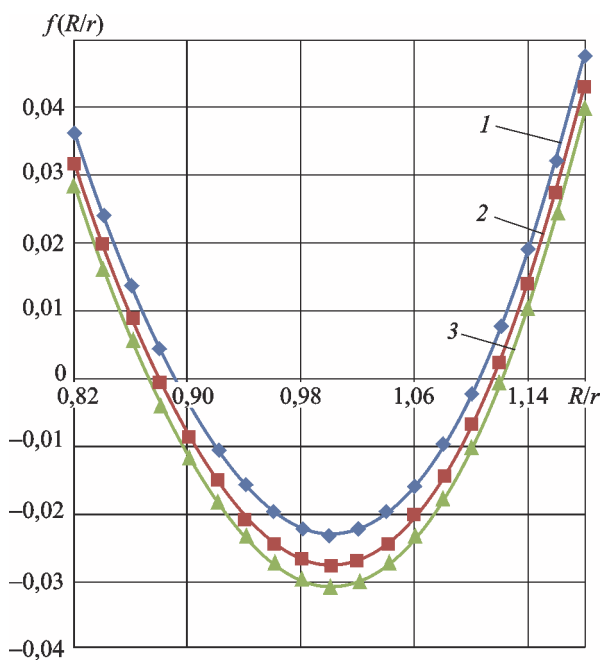


Рис. 3. График функции $f(R/r)$ при различных углах обжима и фиксированных значениях остальных параметров:

1 — $\alpha_{\text{обж}} = 16^\circ$; 2 — $\alpha_{\text{обж}} = 22^\circ$; 3 — $\alpha_{\text{обж}} = 31^\circ$

этому (как показали предварительные оценки результатов моделирования соответствующих процессов) угол обжима $\alpha_{\text{обж}}$ будет примерно на 1° больше угла конусности матрицы обжима. Этой разницей можно пренебречь, принимая $\alpha_{\text{обж}}$ равным углу конусности матрицы α . Однако для повышения точности расчетов указанную разницу также полезно учитывать.

Для радиусов рабочей кромки обжимной матрицы, меньших радиуса свободного изгиба заготовки R_m , отрезок BD пропорционален уже указанному радиусу, а не r_m . Поэтому вместо r_m в формулу (11) следует подставлять значение R_m , вычисляемое согласно работе [11] по формуле

$$R_m = \sqrt{\frac{r S_1}{\sin \alpha_{\text{обж}}}}.$$

Тогда

$$\operatorname{tg} \alpha_p = 0,3 \sin \alpha_{\text{обж}} \sqrt{\frac{r}{R_m} \left[\left(\frac{S_1}{S_2} \right)^2 - 1 \right]}. \quad (12)$$

Толщина стенки краевого участка заготовки после условной раздачи определяется по формуле [8–14]

$$S_2 = S_1 \sqrt{\frac{r}{R}} = S_0 \sqrt{\frac{R_0}{R}}. \quad (13)$$

Поскольку формоизменение (и, следовательно, деформационное упрочнение) на участке краевого расширения является незначительным, в первом приближении $\sigma_{\text{Sобж}}$ и σ_{Sp} можно считать равными.

Также вследствие утонения стенки участка краевого расширения вместо S_2 для вычисления $\operatorname{tg} \alpha_p$ в формулы (11) и (12) можно в первом приближении подставить значение S_0 . Это позволяет определить коэффициент A_3 по формуле

$$A_3 = 1 - 0,24 \sqrt{\frac{S_0}{2r}} \sin \alpha_{\text{обж}} \left(1 + \sqrt{\frac{R_0}{r}} \right) \times \\ \times (3 - 2 \cos \alpha_{\text{обж}}) \cos 2\alpha_{\text{обж}} \sqrt{\frac{r}{r_m} \left[\left(\frac{S_1}{S_0} \right)^2 - 1 \right]} \frac{R_0 S_0}{r^2}.$$

Уравнение (6) можно решить относительно R/r численно или графически (рис. 3, пересечение графиком функции $f(R/r)$ оси абсцисс). Отбрасывая корни, меньшие единицы (радиус краевого участка не может быть меньше радиуса основного цилиндра), определяем значение R/r . Умножая найденное значение R/r на

срединный радиус основной части ниппеля $r = R_m - 0,5S_1$, получаем значение R в первом приближении.

Зная срединный радиус краевого участка заготовки R , можно определить его геометрические размеры:

$$r_{\text{внешн}} = r + \frac{(S_1 + S_2)}{4};$$

$$R_{\text{внешн}} = R + \frac{S_2}{2 \cos \alpha_p}.$$

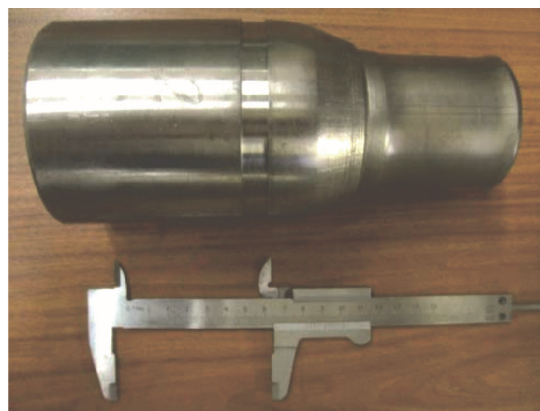
(14)

Причем если значение $R_{\text{внешн}}$, вычисленное по формуле (14), будет больше R_m , то принимаем $R_{\text{внешн}} = R_m$.

В целях повышения точности расчетов можно использовать второе приближение. Для этого в формулы (10) и (13) следует подставить значения R/r первого приближения, вычислив толщину стенки краевого участка заготовки S_2 по формуле (13) с подстановкой в выражение (11) или (12) и пересчитав коэффициент A_3 по формуле (7). При этом точность расчета параметров $R_{\text{внешн}}$ и $r_{\text{внешн}}$ увеличивается примерно на 0,2...0,5 %.

Для сопоставления расчетных и экспериментальных данных проведен обмер заготовок из стали 40ХН конических переходников для труб, обжатых в коническую матрицу с выходом в цилиндрическую часть с углом обжима $\alpha_{\text{обж}} = 22^\circ$ и относительным радиусом перехода конического участка матрицы обжима в цилиндрический (относительным радиусом скругления рабочей кромки матрицы) $r_m/D_0 = 0,27$ (рис. 4), а также медных трубчатых заготовок, обжатых в различные конические матрицы с выходом в цилиндрическую часть.

Погрешности расчетных значений $R_{\text{внешн}}$ и $r_{\text{внешн}}$, полученных после подстановки в уравнение (6) значений $\alpha_{\text{обж}}$, $\sigma_{S_{cp}}$, σ_{S_p} и $\text{tg } \alpha_p$, относительно экспериментальных данных приведе-



а



б

Рис. 4. Внешний вид заготовок конических переходников для труб из стали 40ХН (а) и заготовок из меди (б)

ны в таблице. Указанные параметры вычислены с помощью следующих формул: $\alpha_{\text{обж}} = \alpha + 1$, град; $\sigma_{S_{cp}}$ — (8); σ_{S_p} — (9); $\text{tg } \alpha_p$ — (11) при $r_m \geq R_m$ или (12) при $r_m < R_m$;

$$\delta_{R_{\text{внешн}}} = \frac{|R_{\text{внешн}} - R_{\text{внешн.экс}}|}{R_{\text{внешн}}} \cdot 100 \%;$$

$$\delta_{r_{\text{внешн}}} = \frac{|r_{\text{внешн}} - r_{\text{внешн.экс}}|}{r_{\text{внешн}}} \cdot 100 \%.$$

Значения параметров, полученные расчетным и экспериментальным путем для различных материалов заготовки

Материал	r_m/D_0	$\alpha_{\text{обж}}$, град	$R_{\text{внешн}}$, мм	$R_{\text{внешн.экс}}$, мм	$\delta_{R_{\text{внешн}}}$, %	$r_{\text{внешн}}$, мм	$r_{\text{внешн.экс}}$, мм	$\delta_{r_{\text{внешн}}}$, %
Медь	0,02	16	11,94	11,65	2,4	11,483	11,50	0,2
		21	12,03	11,65	3,1	11,478	11,35	1,1
	0,03	26	12,08	11,70	3,1	11,476	11,20	2,4
		31	12,09	11,65	3,6	11,476	11,10	3,3
		41	11,88	11,65	1,9	11,487	11,15	2,9
0,05	41	11,88	11,65	1,9	11,487	11,15	2,9	
Сталь 40ХН	0,27	22	32,05	31,30	2,3	32,015	30,45	4,9

Искомое искажение краевого участка, характеризующее параметром Δd , определяется разностью между $R_{\text{внешн}}$ и $r_{\text{внешн}}$.

Таким образом, вычисляя на этапе проектирования технологического процесса значение Δd для различных вариантов исполнения проектируемой детали, можно заранее выбрать из них тот, который обеспечит минимальные отклонения по геометрии и, как следствие, больший коэффициент использования материала за счет снижения припусков на удаление дефектных областей заготовки.

Выводы

1. Полученные выражения для расчета радиусов $R_{\text{внешн}}$ и $r_{\text{внешн}}$ позволяют определить конечные размеры хвостовой части заготовки при обжиге с выходом в цилиндрическую часть с учетом влияния таких важных факторов, как исходная толщина стенки заготовки,

относительный радиус скругления рабочей кромки матрицы, угол конусности этой матрицы, а также упрочнение в процессе деформации.

2. Увеличение относительного радиуса скругления рабочей кромки матрицы при неизменных прочих параметрах приводит к существенному уменьшению разности Δd между радиусами краевого участка ниппельной части полученной детали и остальной поверхности ниппеля. Упрочнение также обеспечивает снижение этой разности.

3. Увеличение угла конусности матрицы обжима и исходной относительной толщины стенки, наоборот, вызывает возрастание параметра Δd .

4. Относительный радиус скругления рабочей кромки матрицы оказывает существенно большее влияние на параметр Δd , чем угол конусности матрицы и исходная относительная толщина стенки заготовки.

Литература

- [1] Аверкиев Ю.А., Аверкиев А.Ю. *Технология холодной листовой штамповки*. Москва, Машиностроение, 1989. 304.
- [2] Афанасенко С.В., Кондратенко В.Г., Евсюков С.А. Штамповка полых конических деталей в единичном и мелкосерийном производстве. *Кузнечно-штамповочное производство*, 1987, № 4, с. 18–19.
- [3] Горбунов М.Н. *Штамповка деталей из трубчатых заготовок*. Москва, Машгиз, 1960. 190 с.
- [4] Евсюков С.А., Илинич Д.А., Кондратенко В.Г., Афанасенко С.В., Щеглов А.Н., Керпек Л.Г. Штамповка деталей типа конических переходников. *Кузнечно-штамповочное производство*, 1985, № 4, с. 14–15.
- [5] Яковлева Е.О., Евсюков С.А. Способы получения конических переходников. *Будущее машиностроения России. Сб. тр. VIII Всерос. конф. молодых ученых и специалистов*, 23–26 сентября 2015, Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2015, с. 205–208.
- [6] Евсюков С.А. Обжим-раздача цилиндрических трубных обечаек в условиях горячей деформации. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 1994, № 7–9, с. 126–130.
- [7] Евсюков С.А. Штамповка конических переходников. *Кузнечно-штамповочное производство*, 1994, № 12, с. 8–12.
- [8] Агеев Н.П., Данилин Г.А., Огородников В.П. *Технология производства патронов стрелкового оружия. Ч. 2. Процессы штамповки*. Санкт-Петербург, Балт. гос. техн. ун-т, 2006. 533 с.
- [9] Яковлев С.С., ред. *Ковка и штамповка: справочник. В 4 т. Т. 4: Листовая штамповка*. Москва, Машиностроение, 2010. 731 с.
- [10] Попов Е.А., Ковалев В.Г., Шубин И.Н. *Технология и автоматизация листовой штамповки*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. 480 с.
- [11] Попов Е.А. *Основы теории листовой штамповки*. Москва, Машиностроение, 1968. 283 с.
- [12] Сторожев М.В., Попов Е.А. *Теория обработки металлов давлением*. Москва, Машиностроение, 1977. 423 с.
- [13] Ильин Л.Н., Семенов И.Е. *Технология листовой штамповки*. Москва, Дрофа, 2009. 475 с.

- [14] Сторожев М.В. *Основы теории обработки металлов давлением*. Москва, Машгиз, 1959. 539 с.
- [15] Рыжов П.А., Евсюков С.А., Хациев Ю.Х. Исследование процесса обжима трубчатых заготовок с выходом в цилиндрическую часть. *Заготовительные производства в машиностроении*, 2016, № 12, с. 18–21.

References

- [1] Averkiev Iu.A., Averkiev A.Iu. *Tekhnologiya kholodnoi listovoi shtampovki* [The technology of cold sheet metal forming]. Moscow, Mashinostroenie publ., 1989. 304.
- [2] Afanasenko S.V., Kondratenko V.G., Evsiukov S.A. Shtampovka polykh konicheskikh detalei v edinichnom i melkoseriinom proizvodstve [Stamping of hollow conical parts in single and small batch production]. *Kuznechno-shtampovnoe proizvodstvo* [Forging and Stamping Production. Material Working by Pressure]. 1987, no. 4, pp. 18–19.
- [3] Gorbunov M.N. *Shtampovka detalei iz trubchatykh zagotovok* [Stamping parts from tubular blanks]. Moscow, Mashgiz publ., 1960. 190 p.
- [4] Evsiukov S.A., Ilinich D.A., Kondratenko V.G., Afanasenko S.V., Shcheglov A.N., Kerpek L.G. Shtampovka detalei tipa konicheskikh perekhodnikov [Stamping parts type cone adapters]. *Kuznechno-shtampovnoe proizvodstvo* [Forging-stamping production]. 1985, no.4, pp. 14–15.
- [5] Iakovleva E.O., Evsiukov S.A. Sposoby polucheniia konicheskikh perekhodnikov. Budushchee mashinostroeniia Rossii [Methods of obtaining of conical adapters. The future engineering of Russia]. *Sb. tr. 8 Vseros. konf. molodykh uchenykh i spetsialistov* [Proceedings of the 8 All-Russian conference of young scientists and specialists]. 23–26 September 2015, Moscow, Bauman Press, 2015, pp. 205–208.
- [6] Evsiukov S.A. Obzhim-razdacha tsilindricheskikh trubnykh obechaek v usloviakh goriachei deformatsii [Crimped-distribution of cylindrical pipe shells in the conditions of hot deformation]. *Izvestiia vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroenie* [Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building]. 1994, no. 7–9, pp. 126–130.
- [7] Evsiukov S.A. Shtampovka konicheskikh perekhodnikov [Stamping conical adapters]. *Kuznechno-shtampovnoe proizvodstvo* [Forging and Stamping Production. Material Working by Pressure]. 1994, no. 12, pp. 8–12.
- [8] Ageev N.P., Danilin G.A., Ogorodnikov V.P. *Tekhnologiya proizvodstva patronov strelkovogo oruzhiia. Ch. 2. Protsessy shtampovki* [Production technology of small-arms cartridges. Pt. 2. The processes of forming]. Sankt-Petersburg, Balt. gos. tekhn. un-t publ., 2006. 533 p.
- [9] *Kovka i shtampovka: spravochnik. V 4 t. T. 4: Listovaia shtampovka* [Forging and stamping: a Handbook. In 4 Vol. Vol. 4. Sheet punching]. Ed. Iakovlev S.S. Moscow, Mashinostroenie publ., 2010. 731 p.
- [10] Popov E.A., Kovalev V.G., Shubin I.N. *Tekhnologiya i avtomatizatsiia listovoi shtampovki* [Technology and automation of sheet metal forming]. Moscow, Bauman Press, 2003. 480 p.
- [11] Popov E.A. *Osnovy teorii listovoi shtampovki* [The basic theory of sheet metal forming]. Moscow, Mashinostroenie publ., 1968. 283 p.
- [12] Storozhev M.V., Popov E.A. *Teoriia obrabotki metallov davleniem* [The theory of processing of metals pressure]. Moscow, Mashinostroenie publ., 1977. 423 p.
- [13] Il'in L.N., Semenov I.E. *Tekhnologiya listovoi shtampovki* [Technology sheet metal forming]. Moscow, Drofa publ., 2009. 475 p.
- [14] Storozhev M.V. *Osnovy teorii obrabotki metallov davleniem* [Fundamentals of the theory of processing of metals pressure]. Moscow, Mashgiz publ., 1959. 539 p.
- [15] Ryzhov P.A., Evsiukov S.A., Khatsiev Iu.Kh. Issledovanie protsesssa obzhima trubchatykh zagotovok s vykhodom v tsilindricheskuiu chast' [Analysis of parison tubes with crossing to cylindrical section swaging process]. *Zagotovitel'nye proizvodstva v mashinostroenii* [Blanking Productions in Mechanical Engineering]. 2016, no. 12, pp. 18–21.

Информация об авторах

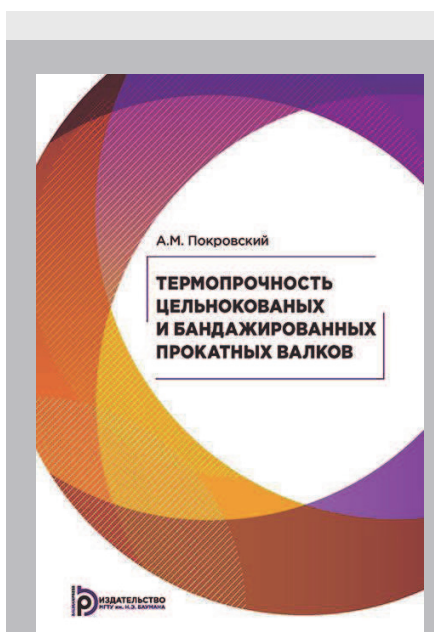
РЫЖОВ Павел Андреевич (Москва) — аспирант кафедры «Технологии обработки давлением». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: pr1987@mail.ru).

ЕВСЮКОВ Сергей Александрович (Москва) — доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой «Технологии обработки давлением». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: mt6evs@yandex.ru).

Information about the authors

RYZHOV Pavel Andreevich (Moscow) — Postgraduate, Department of Metal Forming Technologies. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block, 1 e-mail: pr1987@mail.ru).

EVSYUKOV Sergey Aleksandrovich (Moscow) — Doctor of Science (Eng.), Professor, Head of Department of Metal Forming Technologies. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block, 1 e-mail: mt6evs@yandex.ru).



В Издательстве МГТУ им. Н.Э. Баумана
вышла в свет монография
А.М. Покровского

«Термопрочность цельнокованых и бандажированных прокатных валков»

Сформулированы проблемы, возникающие при производстве цельнокованых и бандажированных крупногабаритных прокатных валков. Рассмотрены основные технологические этапы изготовления валков и их влияние на трещиностойкость готовых валков. Представлен обзор научных подходов к оценке напряженного состояния и прочности цельнокованых и бандажированных прокатных валков. Приведены результаты экспериментального и теоретического описания физико-механических свойств валковой стали 75X2ГНМФ при термической обработке. Изложена методика расчета термических напряжений в процессе объемной и индукционной закалки прокатных валков, посредством решения связанной задачи термоупруговязкопластичности для материала с нестационарной структурой. Предложен алгоритм расчета напряженного состояния в бандаже при его посадке с натягом на профилированную ось. Описаны разработанные методики и алгоритмы для оценки трещиностойкости крупногабаритных прокатных валков после их изготовления. Представлены результаты численных расчетов применительно к реальным прокатным валкам.

Монография написана по материалам исследований, проводимых в МГТУ им. Н.Э. Баумана.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.
Тел.: +7 499 263-60-45, факс: +7 499 261-45-97;
press@bmstu.ru; www.baumanpress.ru