

В. Ф. РАДЗИВОНЧИК

## ОБРАТНАЯ ШТАМПОВКА-ВЫТЯЖКА

## ВВЕДЕНИЕ

Одним из прогрессивных и распространенных способов получения полых тел различных форм в плане является штамповка-вытяжка. Под штамповкой-вытяжкой (сверткой) понимается такой процесс, при котором плоская заготовка, протягиваясь через вытяжной зазор между матрицей и пуансоном, превращается в полое тело. Если полое тело необходимой высоты и конфигурации в плане может быть получено сразу из плоской заготовки, то такую штамповку-вытяжку называют однопереходной. В большинстве же случаев изготовление изделий требует вытяжки в несколько переходов.

При осуществлении вытяжки в несколько переходов (многопереходная штамповка) в зазор между матрицей и пуансоном на каждом переходе, кроме первого, протягивается полая заготовка, и в результате такого повторного протягивания получается изделие большей высоты, или изменяется его конфигурация в плане. В настоящее время для изготовления цилиндрических изделий существуют два основных метода осуществления вторых переходов: а) прямой метод, б) обратный или реверсивный метод. Различие между этими двумя методами может быть охарактеризовано следующим образом.

При вытяжке по прямому методу наружная поверхность заготовки, полученной в результате первой операции (свертки), остается наружной и после осуществления последующих переходов. При вытяжке по обратному методу наружная поверхность заготовки, полученной на первом переходе, становится внутренней после осуществления второго перехода, снова наружной поверхностью после третьего перехода и т. д. На рис. 1 представлены основные возможные варианты осуществления вторых переходов. Конструктивное оформление рабочих частей инструмента при прямом методе может быть осуществлено следующим образом:

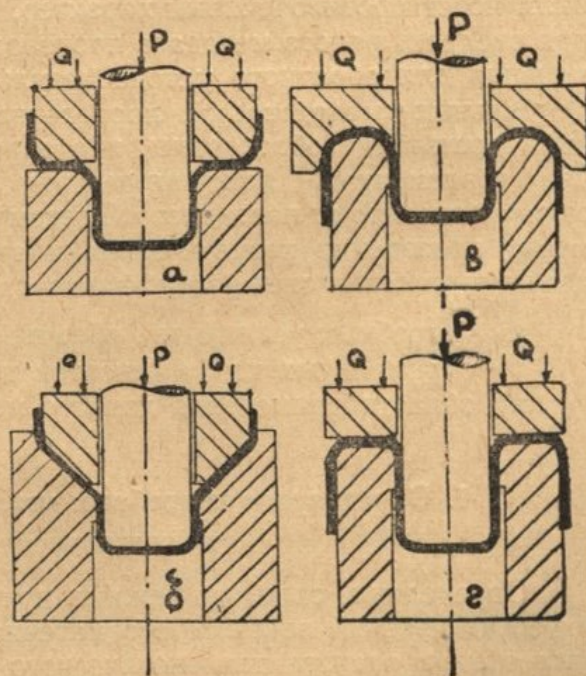


Рис. 1. Основные схемы осуществления вторых переходов.

а) вытяжка в матрицу с радиальным входом с прижимом заготовки или без него (рис. 1 а);

б) вытяжка в матрицу с коническим входом (рис. 1 б).

При обратной вытяжке конструктивное оформление рабочих частей инструмента может быть выполнено таким образом:

а) рабочая часть матрицы выполнена в виде полутора (рис. 1 в);

б) рабочая часть матрицы имеет плоскую площадку (рис. 1 г).

Наиболее изученным в настоящее время является прямой метод осуществления вторых переходов. Теоретическому и экспериментальному исследованию этого метода посвящен ряд работ, выполненных С. И. Губкиным [1], И. А. Норицыным [2], Л. А. Шофманом [3], Г. Заксом и др.

Обратный метод штамповки-вытяжки не является новым технологическим процессом. Он был предложен впервые в Германии в начале прошлого века. Основным преимуществом этого метода является возможность при незначительном усложнении конструкции штампа осуществить первый и второй переходы за один рабочий ход пресса, что особенно важно при изготовлении крупногабаритных штампов, когда последовательная штамповка в одном штампе невозможна. Особенно выгодно в этом случае применение прессов двойного действия с пневматической подушкой. Поэтому в настоящее время целый ряд советских заводов и иностранных фирм стремится внедрить обратный метод. Опыт внедрения обратного метода на Харьковском заводе «Серп и молот» показал, что в некоторых случаях изготовление детали, которая при прямом методе требовала пяти штамповых операций, при обратном методе может быть осуществлено за одну штамповую операцию.

Однако известны и такие случаи, когда затраченные значительные средства на изготовление инструмента, позволяющего вести вытяжку по обратному методу, не давали желаемых результатов. Наличие таких противоречивых данных объясняется отсутствием необходимых теоретических и экспериментальных исследований, посвященных этому методу. Имеющиеся же в литературе данные [3, 4, 5, 6, 7] по проведенным исследованиям носят противоречивый характер, что не может не служить тормозом при внедрении этого метода в производство. Произведенные попытки применения для обратного метода результатов теоретических [3] и экспериментальных исследований, проведенных для прямого метода, не могут быть достаточно обоснованы, ибо обратный метод штамповки имеет наряду с элементами, присущими прямому методу, элементы, существенно отличающие его от последнего. Поэтому был поставлен вопрос о необходимости проведения теоретических и экспериментальных исследований с целью выявления следующих факторов:

- а) потребных усилий при обратной вытяжке,
- б) оптимальных коэффициентов вытяжки,
- в) области применения данного метода.

### 1. Определение потребных усилий при обратной вытяжке цилиндрических изделий

Определение силового режима при обратной вытяжке полых цилиндрических изделий из листового материала является одним из существенных этапов расчета технологического процесса. При этом наибольший практический интерес представляет определение максимальных значений напряжений и усилий. Значения максимальных усилий необходимы для

подбора прессового оборудования, а также для определения предельно допустимых степеней деформирования. Кроме того, знание максимальных усилий позволяет определить оптимальные степени деформирования.

Основной составляющей напряжений при обратной вытяжке являются растягивающие напряжения  $\sigma_1$ , которые непосредственно связаны с сопротивлением деформированию материала в очаге деформации. Кроме растягивающих напряжений в очаге деформирования, в материале возникают напряжения тангенциального сжатия  $\sigma_2$ , сжимающие напряжения в направлении толщины материала  $\sigma_3$ , касательные напряжения  $\tau$ , вызванные силами трения, и напряжения, возникающие за счет изгиба в плоскости вытяжного ребра матрицы и в плоскости, ей перпендикулярной.

Процесс обратной вытяжки в матрицу с входом по полутору по возникновению новых напряжений и по изменению потребных усилий для вытяжки можно разбить на пять этапов (рис. 2):

1) от соприкосновения пуансона с дном заготовки до совпадения по высоте центров закруглений пуансона и матрицы (рис. 2б);

2) от положения пуансона, соответствующего совпадению центров закруглений, до тех значений перемещения, при которых точка *a*, находившаяся в начальный момент вытяжки на сочленении полутора с внешним цилиндром матрицы, займет положение на сочленении полутора с внутренним цилиндром матрицы, т. е. займет положение точки *c* (рис. 2в);

3) от положения, соответствующего концу второго этапа, до перехода края заготовки с цилиндрической части матрицы на полукруг (рис. 2г);

г) перемещение края заготовки по полукругу матрицы (рис. 2д);

д) проталкивание вытянутого стакана (рис. 2е).

На первом этапе вытяжки материал, который представлял собой на предыдущей операции дно заготовки, претерпевает в основном деформацию пластического изгиба и растяжения. Одновременно с изгибом материала происходит его продвижение по полукругу матрицы, а следовательно, происходит деформирование, механическая схема которого соответствует процессу свертки.

На втором этапе вытяжки изгиб материала вокруг радиуса закругления матрицы и пуансона практически закончен. Только вновь поступающий в зону деформирования материал претерпевает мгновенный изгиб в месте сочленения полутора с внешним цилиндром матрицы, а в месте сочленения полутора с внутренним цилиндром матрицы происходит мгновенный разгиб материала. Но на втором этапе вытяжки наклеп металла, находящегося в зоне деформирования, возрастает. На рис. 3 и 4 представлено изменение деформации тангенциального сжатия, являющейся главной деформацией, для предварительно наклепанного и ненаклепанного материала.

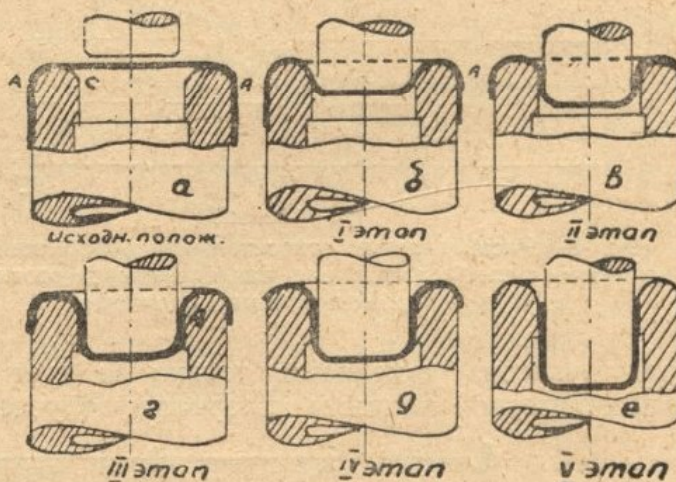


Рис. 2. Этапы обратной вытяжки.

Третий этап вытяжки характеризуется той же совокупностью напряжений и деформаций, что и второй. Если же в зону деформирования поступает ненаклепанный материал, то распределение наклепа по полутору матрицы в течение третьего этапа остается постоянным, т. е. таким же, как и в конце второго этапа, а значит, и усилие, потребное для вытяжки, может изменяться только за счет изменения толщины материала, поступающего в зону деформирования.

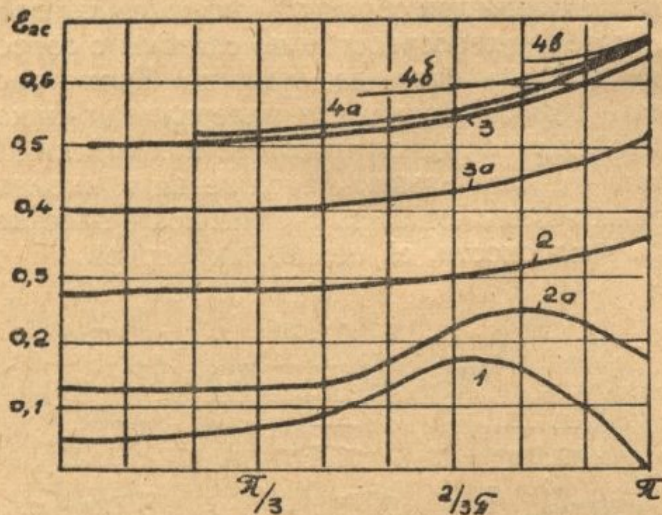


Рис. 3. Распределение относительной деформации тангенциального сжатия для наклепанной заготовки. а, б, в — промежуточные положения.

Если же в зону деформирования поступает наклепанный материал, то на третьем этапе степень наклепа за счет выполняемого перехода остается как бы постоянной, а сопротивление деформирования по мере продвижения пуансона изменяется только за счет неравномерного наклепа и неравномерной толщины материала, получаемых на предыдущих перехо-

дах. Так как в конце третьего этапа материал располагается по всему полутору матрицы и наклеп его значителен, то следует ожидать (что и подтверждается экспериментально) в этот момент максимума усилий.

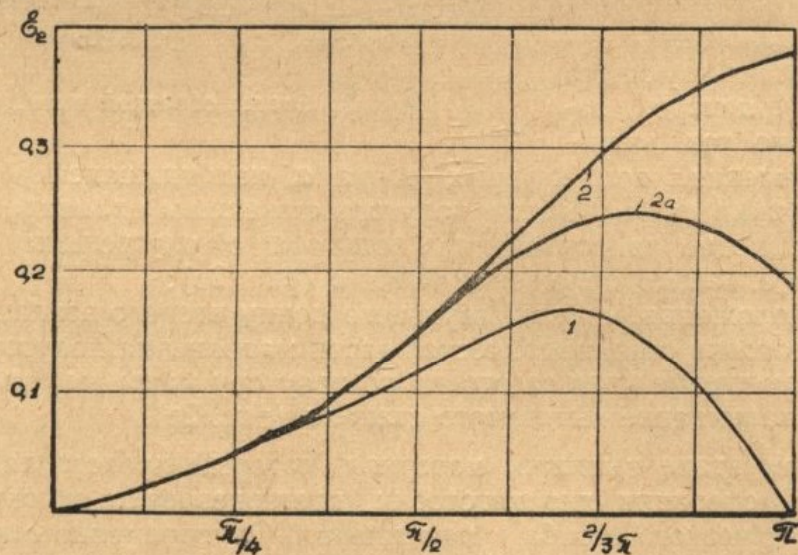


Рис. 4. Распределение относительной деформации тангенциального сжатия для ненаклепанной заготовки. а — промежуточное положение.

На четвертом этапе вытяжки отсутствует мгновенный изгиб заготовки, и по мере продвижения пуансона уменьшается количество материала, подвергаемого деформированию. Если в зону деформирования поступает ненаклепанный материал, то отсутствие изгиба и уменьшение зоны деформирования приводят к явному уменьшению усилия вытяжки. Если же в зону деформирования поступает наклепанный материал, то степень его на-

клепа увеличивается, но отсутствие мгновенного изгиба и уменьшение зоны деформирования приводят к уменьшению усилия вытяжки, хотя и более плавному, чем для ненаклепанного материала. Если зазор между матрицей и пуансоном равен толщине края заготовки, то на пятом этапе затрачивается работа только на преодоление незначительных сил трения.

Поскольку максимальные усилия вытяжки следует ожидать в конце третьего этапа, то при их теоретическом определении будет рассматриваться этот этап. Существующие в литературе по вытяжке прямым методом теоретические уравнения для определения удельных давлений течения основываются на решении задачи о напряженно-деформированном состоянии материала, находящегося в зоне деформирования. Последнее производится путем совместного решения уравнения равновесия элемента, выделенного в зоне деформирования, с уравнением пластичности и последующего интегрирования полученного дифференциального уравнения. При этом истинное сопротивление деформированию  $\sigma_d$ , являющееся переменной величиной в ходе процесса, осредняется и выносится за знак интеграла.

Из-за математических трудностей аналитическое выражение для определения удельных давлений течения на вторых переходах еще не получено. Поэтому при теоретическом определении удельных давлений течения штамповки-вытяжки обратным методом наряду с указанным методом дается аналитический метод определения удельных давлений течения. Для последнего кривая упрочнения задается или в виде прямой

$$\sigma_x = T + P \ln \varphi, \quad (1)$$

где  $T$  — экстраполированный предел текучести,  
 $P$  — модуль упрочнения,  
 $\ln \varphi$  — логарифмическая деформация сужения,  
 или в виде степенной функции

$$\sigma_x = A (\ln \varphi)^n, \quad (2)$$

где  $A$  и  $n$  — постоянные для данного материала величины, зависящие от его механических характеристик.

Для того чтобы в дальнейшем упростить математические выкладки, очаг деформирования разбивается на две зоны. Под первой зоной очага деформирования понимается зона, расположенная на внешней части полутора матрицы от  $\alpha=0$  до  $\alpha=\pi/2$ , а под второй — внутренняя часть полутора от  $\alpha=\pi/2$  до  $\alpha=\pi$ .

Удельное давление течения (у. д. т.)  $q$  на третьем этапе вытяжки может быть представлено в общем виде суммой двух составляющих

$$q = q_1 + q_2, \quad (3)$$

где  $q_1$  — составляющая у. д. т. в зоне деформирования с учетом сил трения на радиусе закругления матрицы,  
 $q_2$  — составляющая у. д. т. от мгновенного изгиба и разгиба.

Для определения у. д. т.  $q_1$  в первой зоне очага деформирования рассматривается элемент материала, расположенный под углом  $\alpha$  к оси  $OX$ , как представлено на рис. 5. Выделенный элемент находится в равновесии под действием нормальных напряжений растяжения  $\sigma_1$ , напряжений сжатия  $\sigma_2$ , касательных напряжений от сил трения  $\mu N$ , вызванных прижатием

заготовки к протяжному ребру матрицы за счет деформирования материала, касательных напряжений от сил трения  $\mu p$  вызванных давлением прижима, а также находится под действием удельного давления прижима  $p$

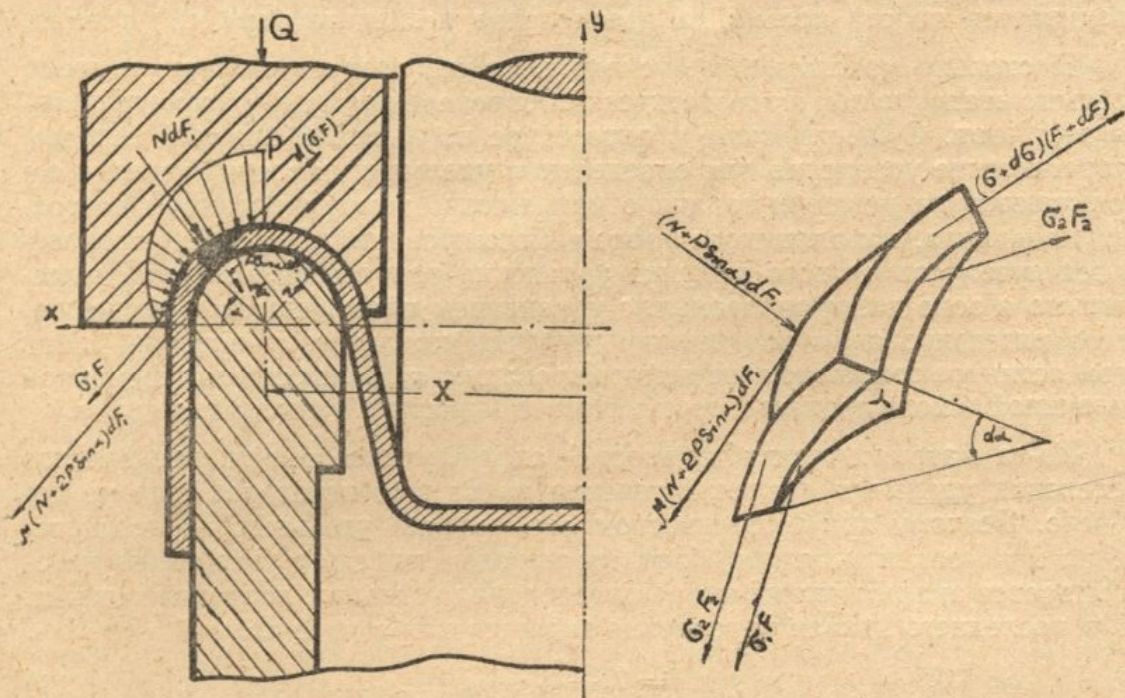


Рис. 5. Напряженное состояние в первой зоне очага деформации.

и реактивных сил давления  $N$ , вызываемых деформированием материала. Напряжения сжатия  $\sigma_3$  из-за их малости из рассмотрения опускаются. При этом предполагается, что удельное давление прижима  $p$  по радиусу закругления матрицы распределяется по закону

$$p\alpha = p \sin \alpha, \quad (4)$$

где  $p$  — удельное давление прижима в месте, соответствующем

$$\alpha = \pi/2.$$

Условие равновесия сил, действующих на выделенный элемент, на ось  $oY$  выражается уравнением

$$[-N \sin \alpha - \mu(N + 2p \sin \alpha) \cos \alpha] dF_1 + d(\sigma_1 F) \cos \alpha = 0. \quad (5)$$

Условие равновесия сил на ось  $oX$ ,

$$\begin{aligned} & [-N \cos \alpha + \mu(N + 2p \sin \alpha) \sin \alpha] dF_1 \frac{\alpha \varphi}{2\pi} + \\ & + 2\sigma_2 \left( r_m + \frac{s}{2} \right) S \frac{d\varphi}{2} da - d(\sigma_1 F) \sin \alpha = 0. \end{aligned} \quad (6)$$

Из уравнения (5) имеем

$$NdF_1 = \frac{d(\sigma_1 F)}{\sin \alpha + \mu \cos \alpha} \cos \alpha - \frac{\cos \alpha}{\sin \alpha + \mu \cos \alpha} 2\mu p \sin \alpha dF_1.$$

Подставив значение  $NdF_1$  в уравнение (6) и произведя необходимые преобразования, получим

$$d(\sigma_1 F) = 2\mu p \sin \alpha dF_1 + 2\pi s \sigma_2 \left( r_m + \frac{s}{2} \right) (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) d\alpha.$$

Значения площадей  $F$ ,  $dF$  и  $dF_1$ , входящих в уравнение (7), из геометрических соображений определяются как

$$F = 2\pi s \left[ x_1 + \left( r_m + \frac{s}{2} \right) \cos \alpha \right],$$

$$dF = -2\pi s \left( r_m + \frac{s}{2} \right) \sin \alpha d\alpha, \quad (8)$$

$$dF_1 = 2\pi \left[ x_1 + \left( r_m + \frac{s}{2} \right) \cos \alpha \right] \left( r_m + \frac{s}{2} \right) d\alpha.$$

После подстановки значений площадей уравнение (7) приводится к виду

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_1}{d\alpha} = \sigma_1 & \frac{\left( r_m + \frac{s}{2} \right) \sin \alpha}{x_1 + \left( r_m + \frac{s}{2} \right) \cos \alpha} + 2\mu p \frac{\left( r_m + \frac{s}{2} \right)}{s} \sin \alpha + \\ & + \sigma_2 \frac{\left( r_m + \frac{s}{2} \right) (\sin \alpha + \mu \cos \alpha)}{x_1 + \left( r_m + \frac{s}{2} \right) \cos \alpha}. \end{aligned} \quad (9)$$

Так как касательные напряжения от сил трения по отношению к нормальным напряжениям малы, т. е. можно считать, что нормальные напряжения являются главными напряжениями, то уравнения равновесия, записанные с учетом сил трения, можно решать совместно с уравнением пластичности. Для плоского деформированного состояния уравнение пластичности имеет вид

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \beta \sigma_n. \quad (10)$$

Для штамповки-вытяжки коэффициент  $\beta$  принимается равным 1,1. Решив уравнение пластичности совместно с уравнением (9), получим дифференциальное уравнение процесса обратной вытяжки с прижимом заготовки для первой зоны очага деформирования

$$\frac{d\sigma_1}{d\alpha} + \mu \sigma_1 \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} - \beta \sigma_n \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a + \cos \alpha} - 2\mu p \frac{\left( r_m + \frac{s}{2} \right)}{s} \sin \alpha = 0, \quad (11)$$

где  $a = \frac{x_1}{r_m + \frac{s}{2}}$ .

Уравнение (11) может быть решено в форме

$$\sigma_1^1 = \exp\left(-\mu \int_{\alpha_n}^{\alpha_k} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha\right) \left\{ C + \int_{\alpha_n}^{\alpha_k} \left( \beta \sigma_d \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a + \cos \alpha} + \right. \right. \\ \left. \left. + 2\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \sin \alpha \right) \exp\left(\mu \int_{\alpha_n}^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha\right) \right\}. \quad (12)$$

Так как при  $\alpha_k = \alpha_n = 0$   $\sigma_1^1 = 0$ , то и постоянная интегрирования  $C = 0$ . В уравнении (12) множители

$$e^{\mu \int_{\alpha_n}^{\alpha_k} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha} \quad (13)$$

можно представить в виде ряда

$$e^z = 1 + \frac{z}{1!} + \frac{z^2}{2!} + \dots \quad (14)$$

Ограничившись двумя первыми членами ряда, получим

$$\sigma_1^1 = \left( 1 - \mu \int_{\alpha_n}^{\alpha_k} \frac{\cos \alpha d\alpha}{a + \cos \alpha} \right) \int_{\alpha_n}^{\alpha_k} \left( \beta \sigma_d \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a + \cos \alpha} + \right. \\ \left. + 2\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \sin \alpha \right) \left( 1 + \mu \int_{\alpha_n}^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha \right) d\alpha. \quad (15)$$

Для третьего этапа вытяжки пределы интегрирования изменяются от  $\alpha_n = 0$  до  $\alpha_k = \pi/2$ .

Истинное сопротивление материала деформированию является переменной величиной, зависящей от угла  $\alpha$ , а также от степени наклепа за счет предыдущего перехода. Считая, что

$$\sigma_d = \sigma_{\text{дсп}} = \frac{\sigma_{\text{дан}} + \sigma_{\text{дак}}}{2}. \quad (16)$$

вынесем среднее сопротивление деформированию за знак интеграла.

Толщина материала также является переменной величиной, зависящей от угла  $\alpha$  и от степени деформирования на предыдущем переходе. Для упрощения считаем, что толщина материала в данный момент вытяжки не зависит от угла  $\alpha$ , т. е. постоянная во всей зоне деформирования. Значения интегралов, входящих в выражение (15), следующие:

$$\int_0^{\pi/2} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha = \frac{\pi}{2} - \frac{2a}{\sqrt{a^2 - 1}} \arctg \frac{\sqrt{a-1}}{\sqrt{a+1}} = D, \quad (17)$$



$$\int_0^{\pi/2} \frac{\sin \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha = \ln \frac{a+1}{a}. \quad (18)$$

Подставив значения интегралов в уравнение (15), получим уравнение для определения растягивающих напряжений в точке  $\alpha = \pi/2$

$$\sigma'_1 = \beta \sigma_{\text{дсп}}^1 \left( \ln \frac{a+1}{a} + \mu D \right) + 2\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s}. \quad (19)$$

При этом из-за их малости из рассмотрения опущены члены, не оказывающие существенного влияния на результат.

Схема сил, действующих на выделенный элемент во второй зоне очага деформирования, представлена на рис. 6.

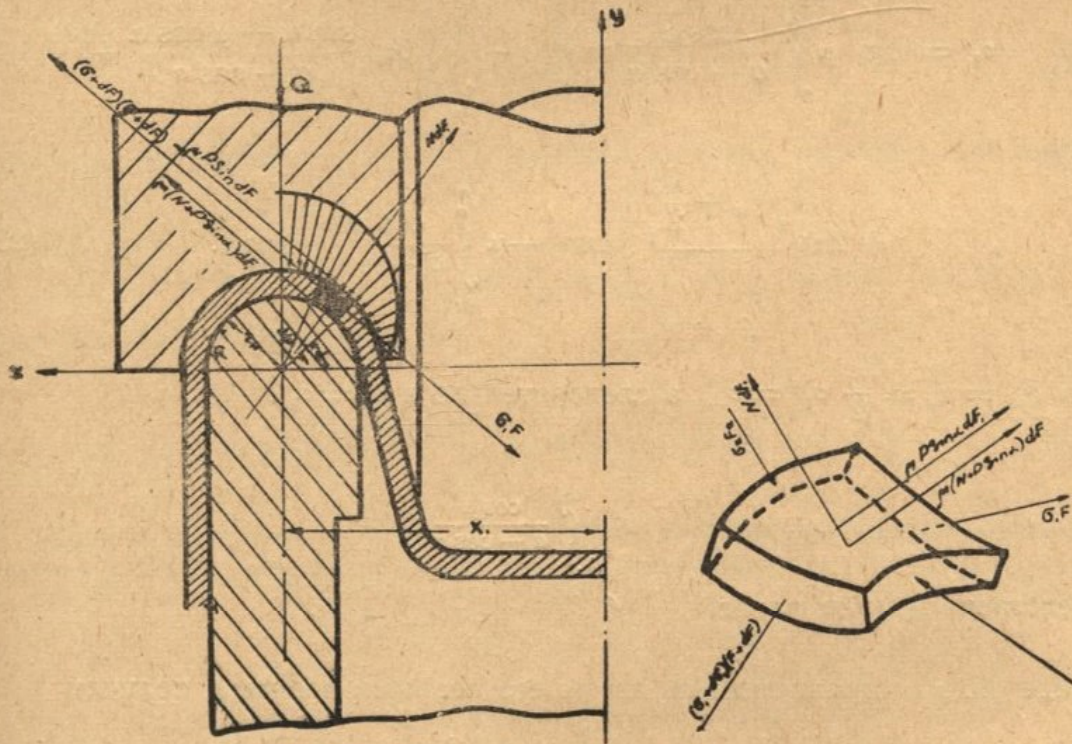


Рис. 6. Напряженное состояние во второй зоне очага деформации.

Условие равновесия сил, действующих на выделенный элемент во второй зоне очага деформирования, на ось  $OY$  записывается

$$N(\sin \alpha + \mu \cos \alpha) dF_1 + 2\mu p \sin \alpha \cos \alpha dF_1 + d(\sigma_1 F) \cos \alpha = 0. \quad (20)$$

Условие равновесия на ось  $OX$

$$N(\mu \sin \alpha - \cos \alpha) dF_1 \frac{d\varphi}{2\pi} + 2\mu p \sin^2 \alpha \frac{d\varphi}{2\pi} dF_1 + d(\sigma_1 F) \sin \alpha \frac{d\varphi}{2\pi} + 2\sigma_2 \left( r_m + \frac{s}{2} \right) s \frac{d\varphi}{2\pi} d\alpha = 0. \quad (21)$$

Определив из уравнения (20) значение  $NdF_1$  и подставив его в уравнение (21), определив из геометрических соображений значение площадей  $F$ ,  $dF$  и  $dF_1$  и подставив их в ранее полученный результат, а также решив последнее совместно с уравнением пластичности, получим дифференциальное уравнение процесса обратной вытяжки для второй зоны

$$\frac{d\sigma_1}{d\alpha} - \mu\sigma_1 \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} + \beta\sigma_1 \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a - \cos \alpha} + 2\mu\rho \frac{\left(r_m + \frac{s}{2}\right)}{s} \sin \alpha = 0. \quad (22)$$

Решение этого дифференциального уравнения также может быть представлено в виде

$$\sigma_1'' = \exp\left(\mu \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha\right) \left[ c - \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \left( \beta\sigma_1 \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a - \cos \alpha} + 2\mu\rho \frac{\left(r_m + \frac{s}{2}\right)}{s} \right) \exp\left(-\mu \int_{\alpha_H}^{\alpha} \frac{\cos \alpha d\alpha}{a - \cos \alpha}\right) d\alpha \right]. \quad (23)$$

При  $\alpha_K = \alpha_H = \frac{\pi}{2}$   $\sigma_1'' = \sigma_1'$ , а следовательно и  $C = \sigma_1'$ .

Представив, как и ранее,  $e^{\mu \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha}$

в виде ряда и ограничившись двумя его первыми членами, получим

$$\sigma_1'' = \left(1 + \mu \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha\right) \left[ \sigma_1' - \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \left( \beta\sigma_1 \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a - \cos \alpha} + 2\mu\rho \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \sin \alpha \right) \left(1 - \mu \int_{\alpha_H}^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha\right) d\alpha \right]. \quad (24)$$

Пределы интегрирования для второй зоны очага деформирования на третьем этапе вытяжки имеют значение  $\alpha_H = \frac{\pi}{2}$ ,  $\alpha_K = 0$ .

Вынеся за знак интеграла среднее значение сопротивления деформированию и определив значение интегралов

$$\int_{\pi/2}^0 \frac{\cos \alpha d\alpha}{a - \cos \alpha} = \frac{\pi}{2} - \frac{2a}{\sqrt{a^2 - 1}} \operatorname{arctg} \frac{\sqrt{a+1}}{\sqrt{a-1}} = B,$$

$$\int_{\pi/2}^0 \frac{\sin \alpha d\alpha}{a - \cos \alpha} = \ln \frac{a-1}{a},$$

получим уравнение для определения растягивающих напряжений во второй зоне очага деформирования в точках, соответствующих  $\alpha=0$ :

$$\begin{aligned} \sigma_1'' = (1 + \mu B) & \left[ \beta \sigma_{\text{дср}}' \left( \ln \frac{a+1}{a} + \mu D \right) + 2\mu p \frac{\left( r_m + \frac{s}{2} \right)}{s} - \right. \\ & \left. - \beta \sigma_{\text{дср}}'' \left( \ln \frac{a-1}{a} + \mu B \right) + 2\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \right]. \end{aligned} \quad (25)$$

При этом из рассмотрения из-за малости опущены значения некоторых интегралов.

Полагая, что

$$\sigma'_{\text{дср}} = \sigma''_{\text{дср}} = \sigma_{\text{дср}},$$

уравнение (25) можно записать

$$\sigma_1'' = (1 + \mu B) \left[ \beta \sigma_{\text{дср}} \left( \ln \frac{a+1}{a-1} + \mu(D - B) \right) + 4\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \right]. \quad (26)$$

Если определить  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$  для различных точек материала, расположенных в очаге деформирования, то их распределение по углу  $\alpha$  имеет

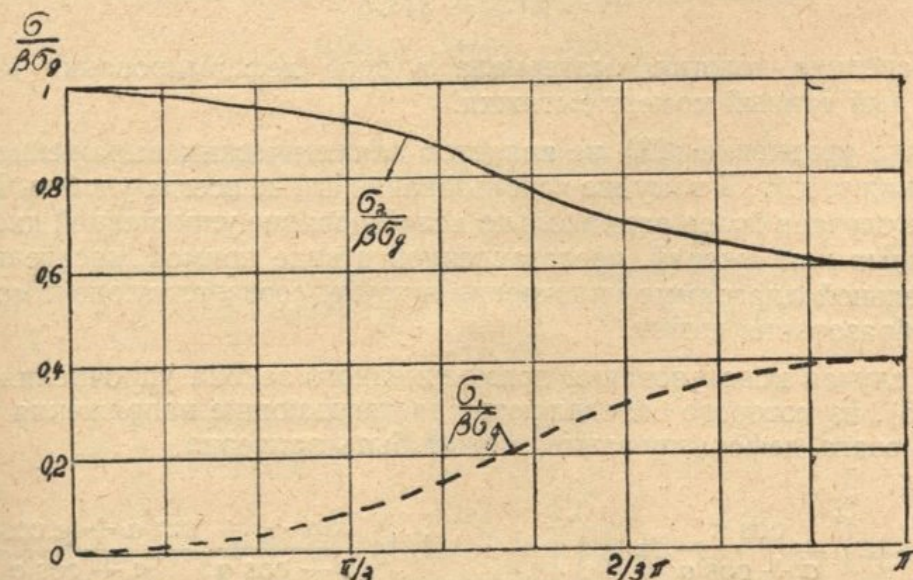


Рис. 7. Распределение растягивающих и сжимающих напряжений.

вид, представленный на рис. 7. При их определении предполагалось, что трение и изгиб материала отсутствуют, а сопротивление деформированию во всех точках равно  $\sigma_{\text{дср}}$ ; последнее можно с достаточной степенью точности применить при осуществлении вторых переходов без межоперационных отжигов. Как видно из рис. 8, сжимающие напряжения  $\sigma_2$  по абсолютной величине во всех точках очага деформирования больше растягивающих напряжений  $\sigma_1$ . Исходя из этого и известного уравнения из теории пластичности

$$\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_2}{\sigma_3 - \sigma_2},$$

можно считать, что максимальной главной деформацией в обеих зонах является деформация тангенциального сжатия. Следовательно, определение  $\sigma_{\text{дср}}$  может производиться обычными методами, принятыми в теории штамповки-вытяжки.

У. д. т.  $q_2$  принимается (3) на основании выражения

$$q_2 = \frac{\sigma_x s}{2r_m + s} \quad (27)$$

Тогда суммарное у. д. т. определится из уравнения

$$q = (1 + \mu B) \left[ \beta \sigma_{\text{дср}} (\ln \kappa_2 + \mu W) + 4\mu \rho \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \right] + \frac{\sigma_x s}{2r_m + s}, \quad (28)$$

где

$$W = D - B, \quad \text{а } \kappa_2 = \frac{d_n + s}{d_m + s},$$

$d_n$  — диаметр пуансона,

$d_m$  — наружный диаметр матрицы.

Потребное усилие для вытяжки подсчитывается из уравнения

$$P = \pi (d_n + s) s_x q, \quad (29)$$

где  $s_x$  — средняя толщина материала в зоне деформирования в каждый данный момент вытяжки.

Однако уравнение (28) не является аналитическим выражением для определения у. д. т. К тому же использование его не всегда удобно. Поэтому в ряде случаев более рационально использование упрощенной диаграммы истинных напряжений, представленной в виде прямой, касательной к действительной диаграмме упрочнения в точке, соответствующей моменту начала образования шейки.

Для случая использования прямолинейного закона упрочнения уравнение (15), из которого определяются растягивающие напряжения в первой зоне очага деформирования, может быть записано

$$\sigma'_1 = \left( 1 - \mu \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha \right) \left\{ \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \left[ \beta \left( T + \Pi \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right) \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a + \cos \alpha} + \right. \right.$$

$$+ 2\mu\rho \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \left[ \left( 1 - \int_{\alpha_{II}}^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha \right) \right], \quad (30)$$

где  $\ln z$  — общая логарифмическая деформация, являющаяся суммой логарифмической деформации от свертки на предыдущих переходах, изгиба в вертикальной и горизонтальной плоскостях на втором переходе;  $\ln \frac{a+1}{a+\cos \alpha}$  — главная логарифмическая деформация тангенциального сжатия от свертки на втором переходе в первой зоне очага деформации.

Пределы интегрирования остаются теми же, а интегралы, входящие в выражение (30), имеют следующие значения:

$$\int_0^{\pi/2} \ln \frac{z(a+1)}{a+\cos \alpha} \frac{\sin \alpha}{a+\cos \alpha} d\alpha = \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z(a+1)^2}{a} \right)^2 - \frac{1}{2} (\ln z)^2, \quad (31)$$

Для определения значения интеграла

$$\mu \int_0^{\pi/2} \ln \frac{z(a+1)}{a+\cos \alpha} \frac{\cos \alpha}{a+\cos \alpha} d\alpha$$

подынтегральную функцию

$$\ln \frac{z(a+1)}{a+\cos \alpha}$$

представим в виде суммы

$$\ln \frac{z(a+1)}{a+\cos \alpha} = \ln \frac{z(a+1)}{a} - \ln \left( 1 + \frac{\cos \alpha}{a} \right),$$

а последнее слагаемое этой суммы представим в виде ряда

$$\ln \left( 1 + \frac{\cos \alpha}{a} \right) = \frac{\cos \alpha}{a} - \frac{\cos^2 \alpha}{2a^2} + \dots$$

и при дальнейшем рассмотрении ограничимся первым членом данного ряда. Тогда

$$\begin{aligned} \mu \int_0^{\pi/2} \ln \frac{z(a+1)}{a+\cos \alpha} \frac{\cos \alpha}{a+\cos \alpha} d\alpha &\cong \mu \int_0^{\pi/2} \ln \frac{z(a+1) \cos \alpha}{a(a+\cos \alpha)} d\alpha - \frac{\mu}{a} \times \\ &\times \int_0^{\pi/2} \frac{\cos^2 \alpha}{a+\cos \alpha} d\alpha = \mu \ln \frac{z(a+1)}{a} D - \frac{\mu}{a} (1 - aD). \end{aligned} \quad (32)$$

Подставив значение интегралов в уравнение (30), получим уравнение для определения растягивающих напряжений в точках, соответствующих  $\alpha = \pi/2$  для первой зоны:

$$\sigma_1' = \beta T \left( \ln \frac{a+1}{a} + \mu D \right) + \beta \Pi \left[ \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^2 - \frac{1}{2} (\ln z)^2 + \right. \\ \left. + \mu D \ln \frac{z(a+1)}{a} - \frac{\mu}{a} (1 - aD) \right] + 2\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s}. \quad (33)$$

При этом из рассмотрения из-за малости опущены некоторые члены.

Для второй зоны деформирования уравнение (24) в данном случае запишется

$$\sigma_1'' = (1 + \mu B) \left\{ \sigma_1' - \int_{\alpha_H}^{\alpha_K} \left[ \beta \left[ T + \Pi \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right) \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a - \cos \alpha} \right] + \right. \right. \\ \left. \left. + 2\mu p \frac{r_m + \frac{s}{2}}{s} \right] \left( 1 - \mu \int_{\alpha_H}^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha \right) d\alpha, \quad (34)$$

где

$$\ln z' = \ln z + \ln z_1;$$

$\ln z_1$  — логарифмическая деформация изгиба в горизонтальной плоскости во второй зоне очага деформирования;

$\ln \frac{a+1}{a - \cos \alpha}$  — главная логарифмическая деформация тангенциального сжатия во второй зоне очага деформирования от собственно свертки.

Пределы интегрирования для второй зоны на третьем этапе вытяжки равны

$$\alpha_H = \pi/2, \alpha_K = 0.$$

Значения интегралов, входящих в уравнение (34), определяются следующим образом:

$$\int_{\pi/2}^0 \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \frac{\sin \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha = \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^2 - \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a-1} \right)^2. \quad (35)$$

Для определения значения интеграла

$$\mu \int_{\pi/2}^0 \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha$$

подынтегральную функцию  $\ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha}$  можно также представить в виде

суммы двух логарифмов и  $\ln \left( 1 - \frac{\cos \alpha}{a} \right)$  представить в виде ряда,

ограничившись при дальнейшем рассмотрении первым членом этого ряда.

Тогда

$$\begin{aligned} \mu \int_{\pi/2}^0 \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha \cong \mu \int_{\pi/2}^0 \ln \frac{z'(a+1)}{a} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha + \\ + \frac{\mu}{a} \int_{\pi/2}^0 \frac{\cos^2 \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha = \mu B \ln \frac{z'(a+1)}{a} + \frac{\mu}{a} (1 + aB). \end{aligned} \quad (36)$$

Подставив значение интегралов в выражение (34) и опустив значения величин, не оказывающих значительного влияния на результат, получим уравнение для определения растягивающих напряжений во второй зоне для точек, соответствующих  $\alpha=0$ .

$$\begin{aligned} \sigma_1'' = (1 + \mu B) \left\{ \beta T \left[ \ln \frac{a+1}{a-1} + \mu(D-B) + \right. \right. \\ \left. \left. + \beta \Pi \left[ \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^2 - \frac{1}{2} \ln(z)^2 + \mu D \ln \frac{z(a+1)}{a} - \right. \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a-1} \right)^2 - 2\mu/a + \mu a(D-B) - \right. \right. \\ \left. \left. - \mu B \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right] + 4\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \right\}. \end{aligned} \quad (37)$$

Так как наклеп материала за счет изгиба в горизонтальной плоскости незначителен, т. е. можно принять, что  $\ln z' = \ln z$ , то уравнение (37) для определения у. д. т. можно без большой погрешности привести к виду

$$\begin{aligned} q = (1 + \mu B) [\beta T (\ln k_2 + \mu W) + \beta \Pi \left[ \ln k_2 \ln z + \frac{1}{2} (\ln k_2)^2 + \right. \\ \left. + \mu W \ln \left( \frac{2k_2}{k_2 + 1} z \right) + \mu \frac{k_2 + 1}{k_2 - 1} W - 2\mu \frac{k_2 - 1}{k_2 + 1} + 4\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \right]. \end{aligned} \quad (38)$$

Уравнение (38) может быть использовано при определении у. д. т. для степеней деформирования, близких по своему значению к степени деформирования, соответствующей моменту образования шейки при растяжении стандартного образца. При высоких степенях деформирования у. д. т., определяемые из уравнения (38), будут иметь завышенные значения.

Для более точного аналитического определения у. д. т., особенно при вытяжке до высоких степеней деформирования, в основу расчетов может быть положено аналитическое выражение (2) зависимости упрочнения от деформации. Тогда уравнение (30) для первой зоны очага деформирования можно записать

$$\sigma_1' = (1 - \mu D) \int_0^{\pi/2} \beta A \left( \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right)^n \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a + \cos \alpha} + \\ + 2\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \left[ \left( 1 + \mu \int_0^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha \right) \right]. \quad (39)$$

Интегралы, входящие в уравнение (39), имеют значение

$$\int_0^{\pi/2} \left( \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right)^n \frac{\sin \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha = \\ = \frac{1}{n+1} \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^{n+1} - \frac{1}{n+1} \left( \ln z \right)^{n+1}, \quad (40)$$

а для определения значений интеграла

$$\mu \int_0^{\pi/2} \left( \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right)^n \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha$$

подынтегральную функцию

$$\left( \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right)^n$$

можно представить в виде следующего ряда:

$$\left( \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right)^n = \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^n - n \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^{n-1} \frac{\cos \alpha}{a} + \dots,$$

и при дальнейшем рассмотрении ограничиться двумя первыми членами ряда. Тогда

$$\mu \int_0^{\pi/2} \left( \ln \frac{z(a+1)}{a + \cos \alpha} \right)^n \frac{\cos \alpha}{a + \cos \alpha} d\alpha \cong \mu D \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^n - \\ - \frac{\mu n}{a} (1 - aD) \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^{n-1}$$

Пренебрегая, как и ранее, членами, содержащими  $\mu^2$  и  $\mu^3$  и подставив значения интегралов в уравнение (39), получим уравнение для определения растягивающих напряжений в конце первой зоны

$$\sigma_1' = \beta A \left\{ \left[ \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^{n+1} - (\ln z)^{n+1} \right] \frac{1}{n+1} + \mu D \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^n - \right. \\ \left. - \frac{\mu n}{a} (1 - aD) \left( \ln \frac{z(a+1)}{a} \right)^{n-1} \right\} + 2\mu p \frac{r_m + s/2}{s}. \quad (41)$$



Для второй зоны очага деформирования уравнение (24) в данном случае запишется

$$\begin{aligned} \sigma_1'' = (1 + \mu B) & \left\{ \sigma_1' - \right. \\ & \left. - \int_{\pi/2}^0 \beta A \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a - \cos \alpha} + 2\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \right\} \times \\ & \times \left( 1 - \int_{\pi/2}^0 \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha \right) d\alpha. \end{aligned} \quad (42)$$

Значение интегралов, входящих в уравнение (42), определяется как

$$\begin{aligned} & \int_{\pi/2}^0 \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n \frac{\sin \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha = \\ & = \frac{1}{n+1} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^{n+1} - \frac{1}{n+1} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a-1} \right)^{n+1}. \end{aligned}$$

Для определения значений интеграла

$$\mu \int_{\pi/2}^0 \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha$$

подынтегральную функцию

$$\ln \left( \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n$$

можно представить в виде ряда

$$\ln \left( \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n = \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^n + n \left( \frac{z'(a+1)}{a} \right)^{n-1} \frac{\cos \alpha}{a} + \dots$$

и при дальнейшем рассмотрении ограничиться двумя первыми членами ряда. Тогда

$$\begin{aligned} \mu \int_{\pi/2}^0 \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha = \mu B \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^n + \\ + \frac{\mu n}{a} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^{n-1} (1 + \mu B). \end{aligned}$$

Значениями следующих интегралов из-за малости можно пренебречь:

$$\mu A \int_{\pi/2}^0 \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a - \cos \alpha} \right)^n \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{a - \cos \alpha} \left( 1 - \mu \int_{\alpha_n}^{\alpha} \frac{\cos \alpha}{a - \cos \alpha} d\alpha \right) d\alpha.$$

Подставив значения интегралов в уравнение (42), получим уравнение для определения растягивающих напряжений в конце второй зоны очага деформирования

$$\begin{aligned} \sigma_1'' = & \left( (1 + \mu B) \left\{ \sigma_1' - \beta A \left[ \frac{1}{n+1} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^{n+1} - \right. \right. \right. \\ & - \frac{1}{n+1} \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a-1} \right)^{n+1} + \mu B \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^n + \\ & \left. \left. \left. + \frac{\mu n}{a} (1 + aB) \left( \ln \frac{z'(a+1)}{a} \right)^{n-1} \right] + 4\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \right\} \right). \end{aligned} \quad (43)$$

Подставив в уравнение (43) значение  $\sigma_1'$  и полагая, что изгиб материала в горизонтальной плоскости не оказывает существенного влияния на величину удельного давления течения, получим следующее уравнение для определения  $q$ . Д. т.:

$$\begin{aligned} q = & (1 + \mu B) \left\{ \beta A \left[ \frac{1}{n+1} (\ln z \kappa_2)^{n+1} - \frac{1}{n+1} (\ln z)^{n+1} + \right. \right. \\ & + \mu W \left( \ln z \frac{2\kappa_2}{\kappa_2 + 1} \right)^n + \mu n \left( \ln z \frac{2\kappa_2}{\kappa_2 + 1} \right)^{n-1} \left( W - \frac{2(\kappa_2 - 1)}{\kappa_2 + 1} \right) + \\ & \left. \left. + 4\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \right\}. \end{aligned} \quad (44)$$

Уравнение (44) дает возможность достаточно точно определить удельные давления течения для различных материалов и для любых степеней деформирования.

Если считать, что межоперационные отжиги полностью восстанавливают структуру металла, т. е. механические характеристики материала отожженной заготовки совпадают с механическими характеристиками исходного материала, то уравнение (44) позволяет определять удельные давления течения и для случая штамповки-вытяжки с межоперационными отжигами.

Подставив значение удельного давления течения, полученное из уравнения (44), в уравнение (29), определяем требуемые усилия для вытяжки.

## 2. Определение оптимальных коэффициентов вытяжки

Возможная степень деформирования на каждом переходе, выражаемая коэффициентом вытяжки, зависит от прочности материала в опасном сечении. В опасном сечении на каждом последующем переходе располагается материал, который на предыдущем переходе представляет собой дно заготовки или, при небольших степенях деформирования, располагался на радиусе закругления пуансона. Поскольку при штамповке-вытяжке эта часть материала практически не подвергалась наклепу, можно считать, что прочность материала в опасном сечении на данном переходе равна прочности исходного материала и равна  $\sigma_b$ . Но так как при оптимальных коэффициентах вытяжки должна быть обеспечена устойчивая штамповка (без брака) и отштампованная заготовка не должна иметь значительного утонения, то напряжения в опасном сечении должны быть меньше  $\sigma_b$ . Обычно их принимают равными  $0,9 \sigma_b$ . Кроме того, при вытяжке

толщина материала в опасном сечении равна толщине исходного материала ( $s_0$ ), ибо дно заготовки на предыдущем переходе практически не подвергалось деформированию. Поэтому напряжения в опасном сечении определяются из уравнения (29) и равны

$$\sigma_0 = \frac{s_x}{s_0} q.$$

Толщина материала в зоне деформирования  $s_x$  при штамповке-вытяжке без утонения стенки больше исходной толщины и зависит от коэффициентов вытяжки на предыдущих переходах, коэффициента вытяжки на настоящем переходе и геометрии рабочих частей инструмента. Толщина стенки стакана у края после первого перехода обычно составляет  $1,25 \div 1,3 s_0$ .

Поскольку у. д. т., определяемые из уравнений (38), имеют значения, весьма близкие к экспериментальным, то для определения оптимальных коэффициентов вытяжки можно воспользоваться уравнением (38). При осуществлении вытяжки до больших степеней деформирования эти коэффициенты будут иметь несколько заниженные значения.

Таким образом, оптимальные коэффициенты вытяжки определяются из уравнения

$$\begin{aligned} 0,9 \sigma_B \frac{s_0}{s_x} = (1 + \mu B) \left\{ \beta T (\ln \kappa_2 + \mu W) + \beta \Pi \left[ \ln \kappa_2 \ln z + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{1}{2} (\ln \kappa_2)^2 + \mu W \ln \left( z \frac{2\kappa_2}{\kappa_2 + 1} \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + \mu \left( \frac{\kappa_2 + 1}{\kappa_2 - 1} W - 2 \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 + 1} \right) \right] + 4\mu p \frac{r_m + s/2}{s} \right\}. \end{aligned} \quad (45)$$

В пределах  $2 < \kappa_2 > 1$  без больших погрешностей можно считать, что

$$\begin{aligned} W = \ln \kappa_2; \quad 2 \ln \left( 1 + \frac{s}{d(\kappa_2 - 1)} \right) = \\ = \frac{4s}{d_{из}} \frac{1}{\kappa_2 - 1}; \quad 4\mu p \frac{r_m + s/2}{s} = 1,25 \frac{\mu p d_{из}}{s} \ln \kappa_2. \end{aligned}$$

Представив в виде ряда  $\ln \kappa_2$  и ограничившись первым членом ряда, а также опустив из рассмотрения ряд членов, не оказывающих существенного влияния на результат, получим

$$\begin{aligned} 0,35 \frac{\sigma_B}{\Pi} = \frac{T}{\Pi} (1 + \mu) \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 + 1} + \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 - 1} \ln \kappa_1 + \\ + \frac{m}{\kappa_2 + 1} + \left( \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 + 1} \right)^2 + \mu \ln \kappa_1 \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 + 1} + \frac{N}{\Pi} \frac{\kappa_2 - 1}{\kappa_2 + 1}, \end{aligned} \quad (46)$$

где

$$m = s_x/d_{из}; \quad N = 1,25 \mu p d_{из}/s_x \beta;$$

$d_{из}$  — средний диаметр штампуемого изделия.

Решив относительно  $\kappa_2$  уравнение (46), получим

$$\kappa_2^2 - \frac{c+l}{b} \kappa_2 + \frac{2+4m-l}{b} - 1 = 0, \quad (47)$$

где

$$b = \frac{T}{\Pi} (1 + \mu) + 1 + \ln \kappa_1 + \mu \ln \kappa_1 - \frac{0,35\sigma_B}{\Pi} + \frac{N}{\Pi};$$

$$c = 2 - 4m; \quad l = \frac{0,7\sigma_B}{\Pi}.$$

Из уравнения (47) возможно определение коэффициента вытяжки на втором переходе в зависимости от коэффициента вытяжки на первом переходе, механических характеристик материала, удельного давления прижима. С увеличением степени деформирования на первом переходе, а также с уменьшением отношения  $\frac{\sigma_B}{\Pi}$  коэффициент вытяжки на втором переходе уменьшается, при прочих равных условиях.

### 3. Определение области применения

В отличие от вытяжки по прямому методу вытяжка по обратному методу имеет границы не только со стороны максимально-возможных коэффициентов вытяжки, но также и со стороны минимальных коэффициентов [7], ибо при обратной вытяжке геометрия рабочих частей инструмента (матрицы) не может быть выбрана произвольно. Так, при уменьшении коэффициента вытяжки, при прочих равных условиях, составляющая у. д. т. от собственно свертки уменьшается, так как уменьшается количество материала, находящегося в зоне деформирования, и уменьшается степень деформации, а составляющая у. д. т. от изгиба увеличивается, ибо уменьшение коэффициента вытяжки влечет за собой уменьшение радиуса закругления матрицы. Наряду с этим на величину удельного давления течения от изгиба существенное влияние оказывает диаметр протягиваемого изделия.

Зависимость радиуса закругления матрицы от коэффициента вытяжки и диаметра протягиваемого изделия определяется из

$$r_m \cong \frac{d_{из\text{ ср}}}{4} (\kappa_2 - 1).$$

Поэтому при данном отношении  $\frac{s}{d_{из\text{ ср}}}$  уменьшение коэффициента вытяжки до определенных значений влечет за собой уменьшение суммарного у. д. т., а с некоторых значений дальнейшее уменьшение коэффициента вытяжки ведет к увеличению суммарного у. д. т. за счет более интенсивного роста составляющей от изгиба. Последнее особенно существенно при осуществлении многопереходной штамповки.

Для определения минимально допустимых коэффициентов вытяжки можно воспользоваться уравнением (38). Внося в него ряд упрощений и приравняв нулю первую производную

$$\frac{dq}{d\kappa_2} = 0,$$

получим

$$\frac{1}{\kappa_2} - \frac{2m}{(\kappa_2 - 1)^2} = 0.$$

После приведения получим уравнение для определения  $\kappa_{2 \min}$ :

$$\kappa_2^2 - 2(1+m)\kappa_2 + 1 = 0, \quad (48)$$

где

$$m = \frac{s_0}{d_{из}}.$$

Характер изменения коэффициентов вытяжки, при которых суммарное у. д. т. будет минимальным в зависимости от  $d_n/s$  для  $\kappa_1=1,8$ , представлен на рис. 8. На этом же рисунке представлена граница максималь

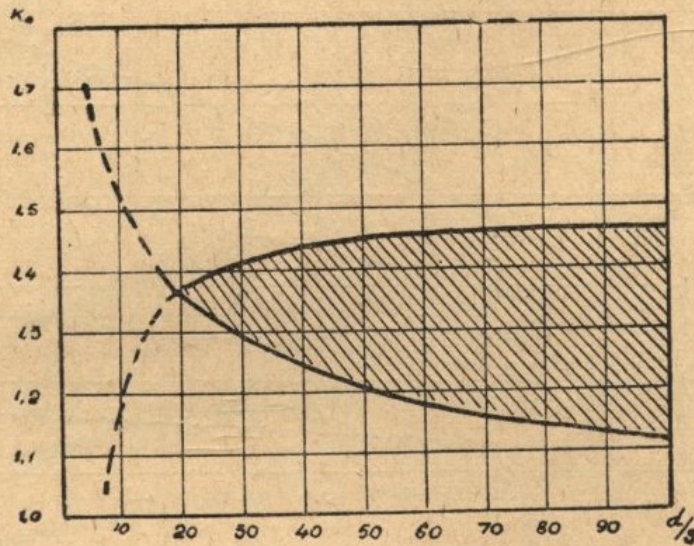


Рис. 8. Область возможных  $\kappa_2$  при обратной вытяжке для стали (при  $\kappa_1 = 1,8$ ).

но-возможных коэффициентов вытяжки при коэффициенте вытяжки на первом переходе  $\kappa_1=1,8$ . Область, ограниченная этими кривыми, является принципиально возможной областью применения обратной штамповки-вытяжки. Однако, кроме ограничения по минимуму усилий, связанного с самим процессом вытяжки, возможны ограничения, определяемые прочностью матрицы, ибо толщина стенки матрицы не может быть выбрана из чисто конструктивных соображений.

#### 4. Экспериментальные исследования

Все эксперименты по обратной вытяжке производились на специальном гидравлическом прессе с двумя группами рабочих цилиндров и с независимым прижимом. Схема экспериментальной установки представлена на рис. 9. Усилие, развиваемое нижней группой цилиндров (9)  $P_{\max}=30$  т, максимальное усилие верхней группы цилиндров (1)  $P_{\max}=20$  т, максимальное усилие прижима первого перехода  $Q=8$  т. Пресс позволяет производить штамповку первого перехода и штамповку второго перехода обратным методом без снятия заготовки с пуансона первого перехода. Для это-

го на среднюю неподвижную плиту пресса (6) устанавливается матрица первого перехода. Пуансон первого перехода (5), являющийся одновременно матрицей второго перехода, устанавливается на нижнюю подвиж-

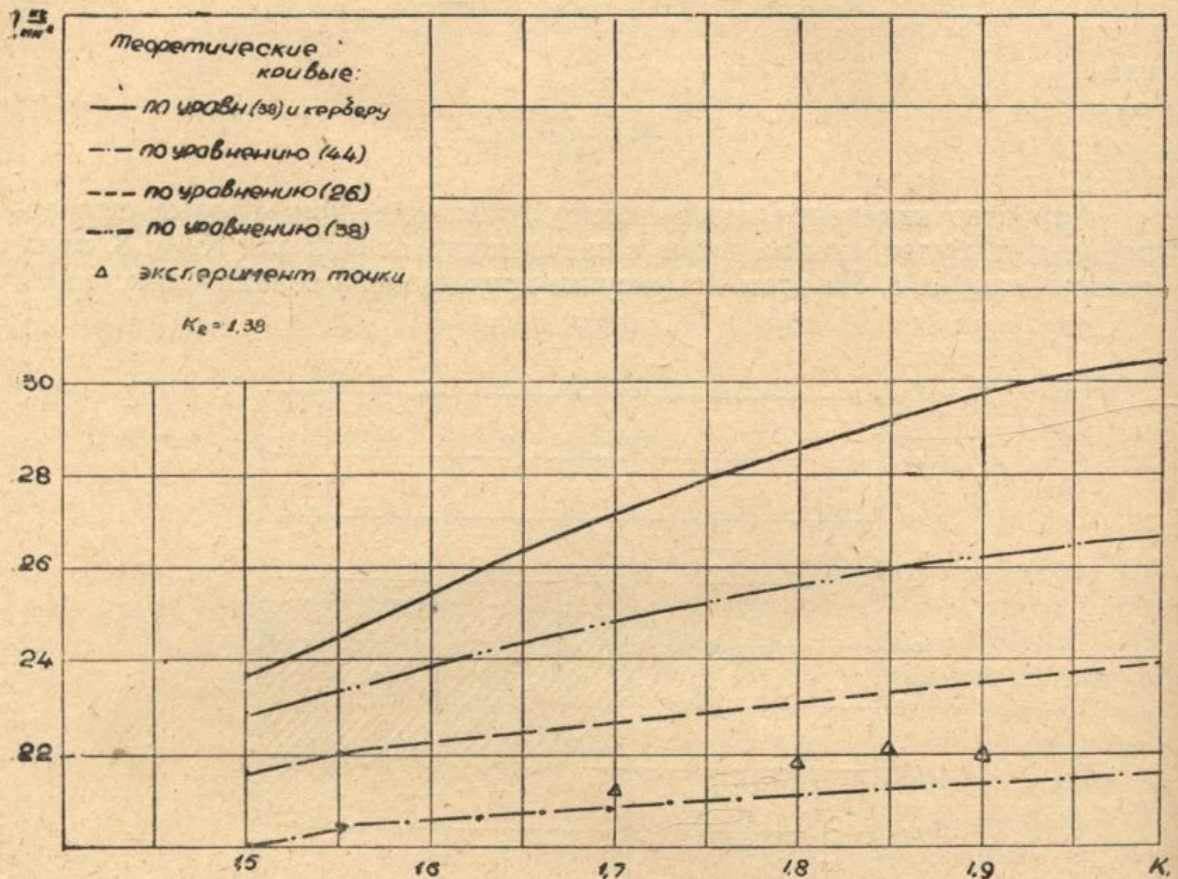


Рис. 9. Схема экспериментальной установки.

ную плиту пресса (8). Прижимная пластина первого перехода (7) устанавливается на плите прижима. Пуансон второго перехода (3) крепится к верхней подвижной плите (2) пресса, а прижим второго перехода (4) — к средней неподвижной плите. Плоская круглая заготовка с помощью фиксатора выставляется по центру прижима первого перехода и при его движении вверх зажимается между матрицей и прижимом. Усилие прижима фиксируется по манометру и остается постоянным на протяжении всего процесса вытяжки первого перехода.

Пуансон первого перехода, перемещаясь вверх, осуществляет вытяжку и при дальнейшем перемещении прижимает отштампованную заготовку к прижиму второго перехода. Усилие прижима фиксируется по манометру и также остается постоянным в процессе вытяжки второго перехода. Пуансон второго перехода, перемещаясь вниз, осуществляет вытяжку второго перехода обратным методом. При этом записывающее устройство (10) позволяет осуществить запись диаграммы «усилие-ход пуансона». Пружины записывающего устройства оттарированы с точностью до 1% от максимально допустимого усилия.

Скорость перемещения нижней подвижной плиты пресса — 0,8 м/мин., скорость перемещения верхней плиты пресса — 1,1 м/мин.

Для производства экспериментов были использованы четыре комплекта рабочего инструмента, позволяющие осуществлять второй переход с коэффициентами вытяжки: 1,38; 1,42; 1,48 и 1,54. Односторонние зазоры между матрицей и пуансоном на первом переходе составляли  $1,3 s_0$ , а на втором переходе —  $1,5 s_0$ . Диаметр пуансона второго перехода для коэффициентов вытяжки 1,38; 1,42 и 1,48 равен 107 мм, а для  $\kappa_2=1,54$  — 83 мм. Основная серия экспериментов, поставленная с целью проверки полученных в теоретической части данных, производилась на материале с номинальной толщиной  $s_0=1,2$  мм. Контрольные эксперименты производились на толщинах  $s_0=1,5$  мм. Для проведения этих экспериментов матрицы первого перехода и пуансоны второго перехода перешлифовывались. Экспериментальные исследования производились на материалах: стали, Д16АМО и АМЦАМ, с механическими характеристиками, представленными на рис. 10. Механические ис-

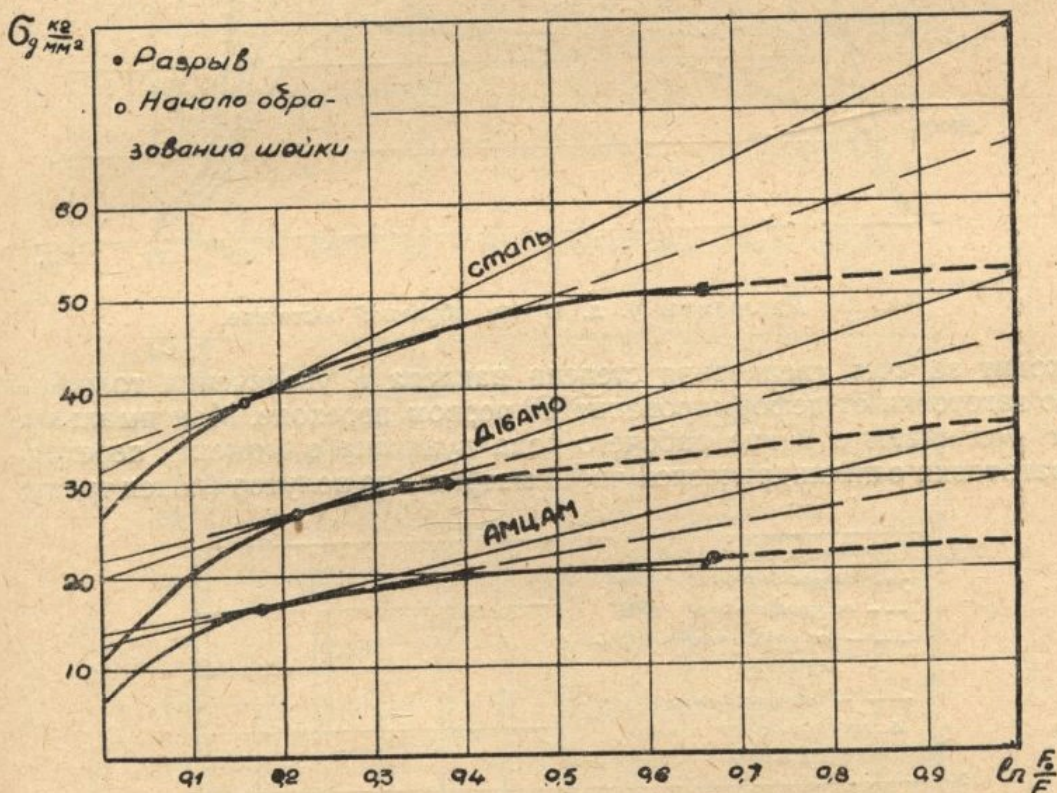


Рис. 10. Диаграммы упрочнения.

пытания материалов проводились по ГОСТу 1497—42. Круглые заготовки изготавливались на токарном станке 1616П. Промер толщин заготовок проводился в пяти местах с помощью микрометра с игольчатыми наконечниками. Точность отсчета — 0,01 мм.

Для определения усилий, возникающих в процессе обратной вытяжки, для каждого коэффициента вытяжки первого перехода отштамповывалось не менее трех заготовок. Результат эксперимента определялся как среднее трех замеров. Так как заготовки для данной серии экспериментов изготавливались из одного листа и диаметр их был одинаков, то разброс максимальных усилий не превышал двух-трех процентов. Диаграммы «усилие—путь пуансона», полученные с помощью записываемого устройства, перестраивались в диаграмму «у. д. т.—путь пуансона». Характер изменения у. д. т. в зависимости от хода пуансона для  $\kappa_1=1,8$  и  $\kappa_2=1,42$  представлен на рис. 11.

Наиболее интенсивный рост у. д. т. наблюдается в начале процесса обратной вытяжки, что соответствует первому и второму этапам. После выравнивания степени деформирования на втором переходе рост у. д. т.

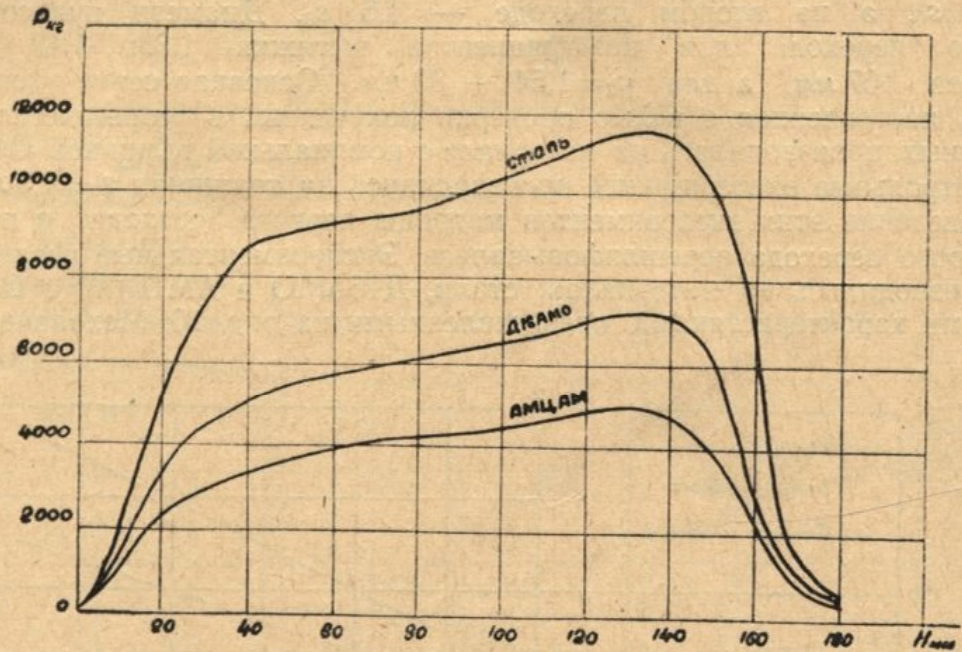


Рис. 11. Диаграммы у. д. т. при обратной вытяжке.

происходит за счет увеличения степени наклепа и увеличения толщины к краю заготовки от деформирования на первом переходе. Максимальные у. д. т. возникают в конце рабочего хода пуансона в момент перехода края заготовки с цилиндрической части матрицы на полукруг (конец третье-

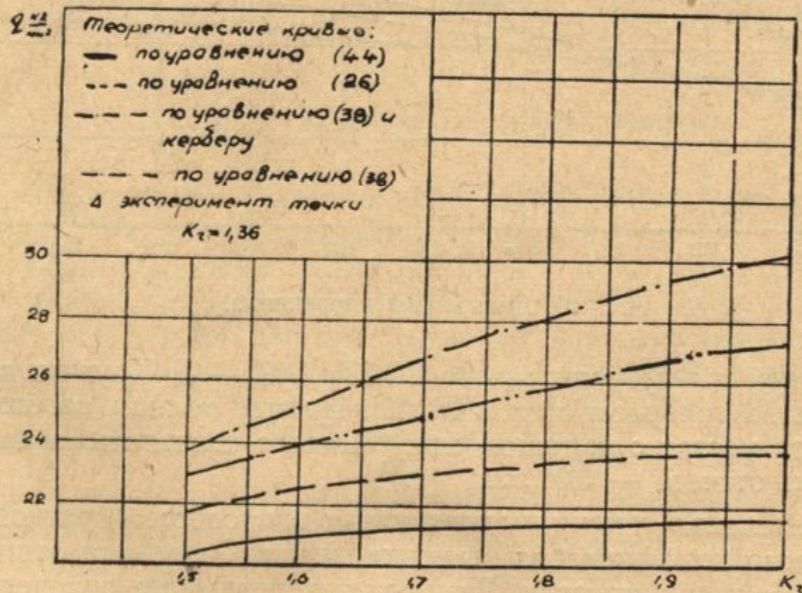


Рис. 12. Расчетные и фактические у. д. т. для стали.

го этапа). Обрыв заготовки в большинстве случаев происходит в этот момент. При дальнейшем перемещении пуансона у. д. т. уменьшаются. Характер изменения максимальных у. д. т. при вытяжке заготовок из стали в зависимости от коэффициентов вытяжки на первом переходе для четырех значений  $K_2$  определен по теоретическим уравнениям, а также



определенный экспериментально, представлен на рис. 12, 13, 14 и 15. Как для стали, так и для Д16АМО и АМЦАМ расхождение между максималь-

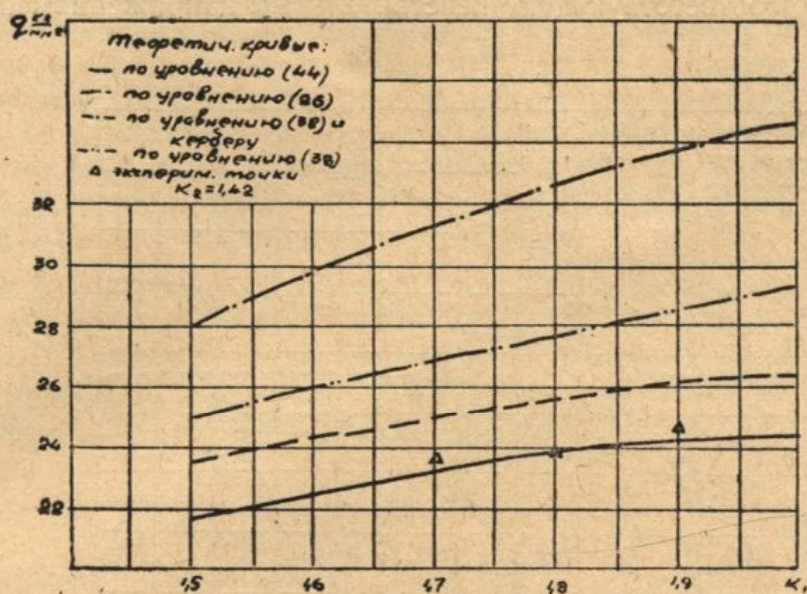


Рис. 13. Расчетные и фактические у. д. т. для стали.

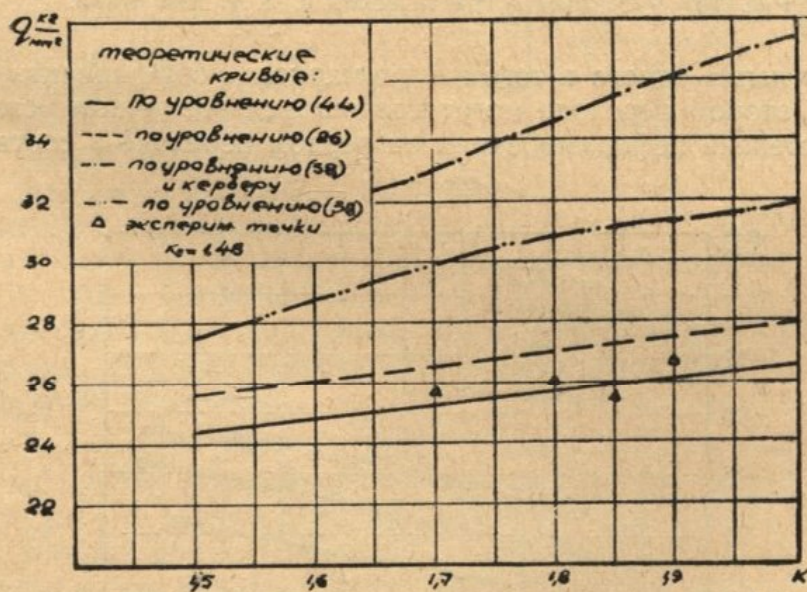


Рис. 14. Расчетные и фактические у. д. т. для стали.

ными у. д. т., определенными по теоретическим уравнениям и результатами эксперимента, составляют:

а) у. д. т., определенные по уравнению (44), ниже экспериментальных на 3—4%,

б) у. д. т., определенные по уравнению (26), выше экспериментальных на 6—8%,

в) у. д. т., определенные по уравнению (38), выше экспериментальных на 25—35% в случае, если диаграмма упрочнения построена по Керберу,

г) у. д. т., определенные по уравнению (38), выше экспериментальных на 12—15%, если линейная диаграмма упрочнения построена так, чтобы прямая проходила через точку, соответствующую моменту образования шейки, и точку, соответствующую действительным напряжениям при разрыве  $|P_0/F_0|$ .

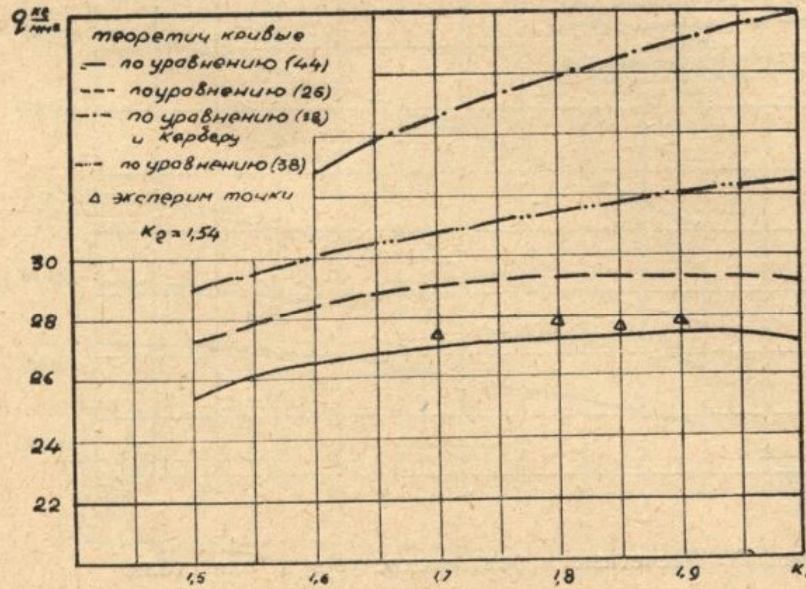


Рис. 15. Расчетные и фактические у. д. т. для стали.

Для получения одного и того же суммарного коэффициента вытяжки (рис. 16) на втором переходе могут требоваться различные усилия. При увеличении степени деформирования на первом переходе и соответствующей

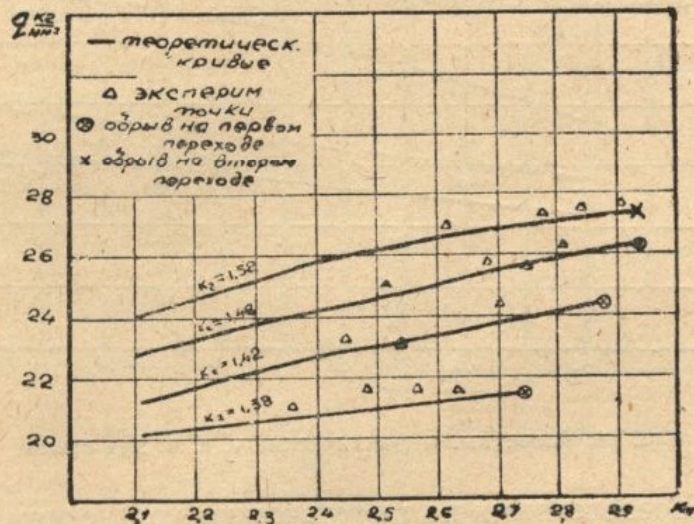


Рис. 16. Изменение у. д. т. по  $\kappa_0$  для стали.

шего уменьшения степени деформирования на втором переходе потребные для вытяжки усилия уменьшаются. Поэтому уменьшение степени деформирования на первом переходе не может быть равноценно компенсировано увеличением степени деформирования на втором переходе. Предельно возможные суммарные коэффициенты вытяжки могут быть получены при максимальном использовании способности материала к вытяжке. Макси-

мально возможными суммарными коэффициентами вытяжки (меньше 1% брака) являются: для стали — 1,54, АМЦАМ — 1,45, Д16АМО — 1,48 (при  $\kappa_1=1,9$ ).

С увеличением степени деформирования на первом переходе коэффициенты вытяжки на втором переходе изменяются незначительно. Коэффициенты вытяжки второго перехода в значительной мере зависят от отношения  $\sigma_v/\Pi$ . С увеличением этого отношения оптимальные коэффициенты вытяжки на втором переходе увеличиваются. Оптимальными коэффициентами вытяжки для второго перехода при  $\kappa_1=1,8$  являются: для стали — 1,48, Д16АМО — 1,46, АМЦАМ — 1,42.

Значительное влияние на потребное для вытяжки усилие оказывает конструкция прижима. Для тех диаметров заготовок и толщин материалов, на которых проводились эксперименты, во всех случаях требовался прижим заготовки. Для проверки эффективности прижима были проведены исследования с тремя прижимами, конструкция которых представлена на рис. 17.

В случае плоского прижима (рис. 17 а) заготовка прижимается с помощью плоского кольца к матрице в точках, расположенных по кругу с радиусом  $X_1$ . Вследствие создания большого радиального натяга потеря устойчивости материала на внутренней части полутора отсутствует, а гофр, образовавшийся на внешней части полутора, при протягивании между матрицей и прижимом разглаживается. В начальный момент вытяжки при наличии большого цилиндрического фланца и меньшего наклепа материала гофры, образовавшиеся на внешней части полутора, незначительны и легко проглаживаются.

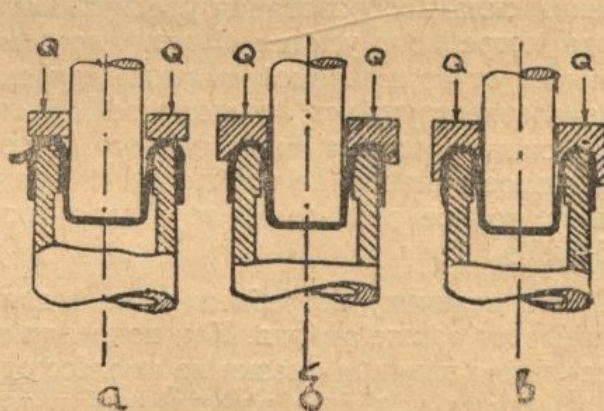


Рис. 17. Схемы прижима.

В конце третьего этапа вытяжки, когда поддерживающее влияние фланца отсутствует, идет интенсивное складкообразование на внешней части полутора, что ведет к резкому увеличению у. д. т. (до 1,5—2 кг/мм<sup>2</sup>), а так как это увеличение совпадает с максимальными у. д. т. от собственно вытяжки, то весьма значительно снижаются возможные степени деформирования. Кроме того, некоторое влияние на увеличение у. д. т. в конце третьего этапа оказывает разгиб заготовки, вызванный изгибающим моментом, и связанное с ним некоторое как бы увеличение коэффициента вытяжки.

При прижиме, выполненном по полутору (рис. 17 б), увеличение у. д. т. в конце третьего этапа незначительно и составляет 0,5—0,7 кг/мм<sup>2</sup>. Это увеличение у. д. т. объясняется тем, что в конце третьего этапа поддерживающее влияние фланца почти отсутствует и изгибающий момент несколько отгибает край заготовки, который при входе под прижим разгибается и тем самым вызывает увеличение у. д. т.

При прижиме, имеющем реактивный цилиндр (рис. 17 в), явление резкого увеличения отсутствует. Реактивный цилиндр в проведенных экс-

периментах имел высоту, равную 10 мм. Потребное давление прижима для всех трех вариантов определялось обычными методами. В случае прижима по полутору с реактивным цилиндром потребные усилия прижима минимальны. Удельные давления прижима, определенные из условия

$$p = \frac{Q}{\frac{\pi}{4}(D_m^2 - D_b^2)}$$

где  $Q$  — сила прижима,  $D_m$  и  $D_b$  — наружный и внутренний диаметр матрицы, для диаметров пуансона, при которых проводились исследования, в среднем составляли: для стали — 0,25—0,30 кг/мм<sup>2</sup>, Д16АМО — 0,25—0,30 кг/мм<sup>2</sup>, АМЦАМ — 0,1—0,15 кг/мм<sup>2</sup>.

Прижим по полутору без реактивного цилиндра требует незначительного увеличения силы прижима по сравнению с прижимом с реактивным цилиндром. При плоском прижиме потребные усилия для предотвращения складкообразования увеличиваются в среднем на 40—50%. Величина потребного усилия  $Q$  при плоском прижиме в значительной мере зависит от применяемой смазки. При смазках, обеспечивающих полное разделение трущихся поверхностей, усилие увеличивается в 2—2,5 раза. На усилие прижима, выполненного по полутору, смазка оказывает незначительное влияние, но все же потребное усилие при смазках, обеспечивающих полное разделение трущихся поверхностей, увеличивается на 15—20%.

На величину потребных усилий для вытяжки значительное влияние оказывает также смазка. Как показали проведенные исследования по определению влияния смазки на процесс однопереходной штамповки, смазка оказывается наиболее эффективной в том случае, если она обеспечивает полное разделение смазочным слоем трущихся поверхностей при минимальном сопротивлении скольжения заготовки относительно рабочих поверхностей инструмента. Полное разделение смазочным слоем трущихся поверхностей будет в том случае, если толщина смазочного слоя устранит возможность даже частичного их соприкосновения.

При осуществлении однопереходной штамповки, когда на заготовку перед штамповкой предварительно наносится слой смазки, могут быть подобраны, для данного материала, коэффициента вытяжки, скорости штамповки и геометрии рабочих частей инструмента, смазки такой вязкости, которые обеспечат полное разделение трущихся поверхностей. При осуществлении обратной штамповки-вытяжки, без съема заготовки с пуансона первого перехода, повторное нанесение смазки исключается. Поэтому возникает вопрос, может ли оставшаяся на заготовке от первого перехода смазка обеспечить полное разделение трущихся поверхностей?

Для выяснения этого вопроса проводились исследования на заготовках из таких же материалов, а в качестве смазок применялись растворы канифоли в касторовом масле различной концентрации: от чистого касторового масла до 90-процентного раствора канифоли, что обеспечивало получение смазок с широким диапазоном изменения вязкости. Смазка наносилась на заготовку перед первым переходом и больше не возобновлялась.

На рис. 18 представлено изменение максимальных значений у. д. т. при прижиме по полутору в зависимости от изменения

концентрации канифоли для второго перехода, а также представлена такая же зависимость для первого перехода. Удельные давления течения на первом переходе при  $\kappa_1 = 1,8$  имеют минимальные значения

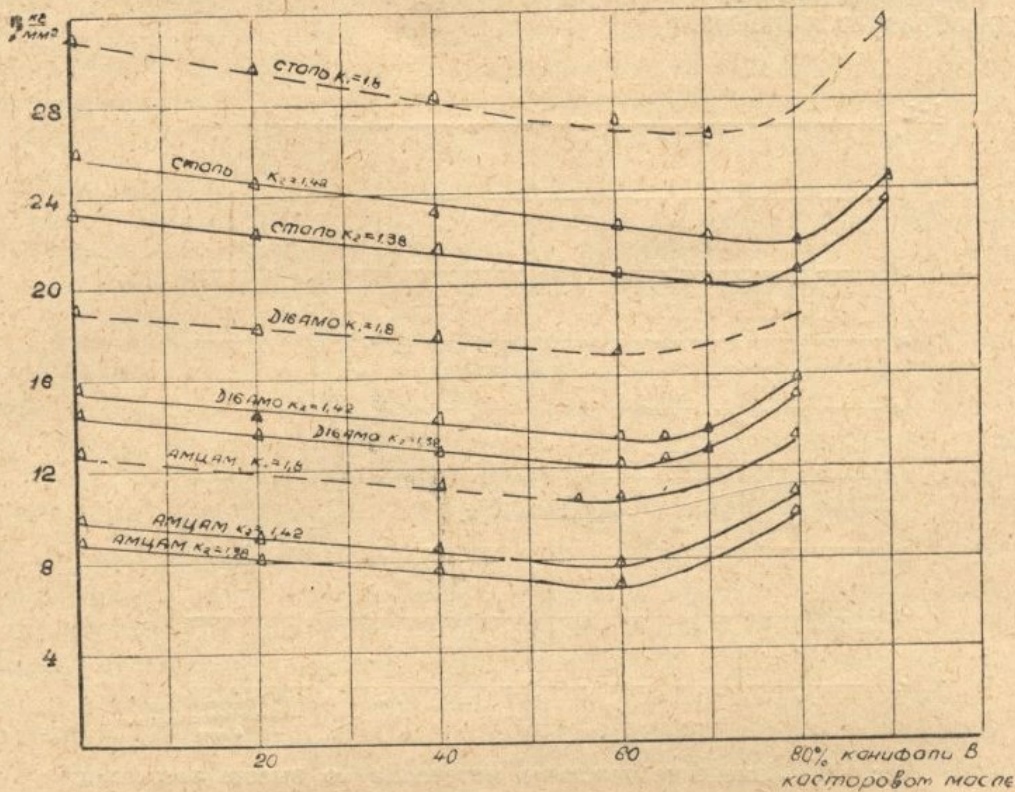


Рис. 18. Графики зависимости у. д. т. от концентрации канифоли в касторовом масле.

при следующих концентрациях канифоли: сталь — 70% ( $\mu = 1,710^4$  вязкость в пуазах), Д16АМО — 60% ( $\mu = 2,510^3$ ), АМЦАМ — 55%. Отштампованные при этих и более высоких концентрациях канифоли заготовки покрыты ровным слоем смазки, следы штампа на заготовках отсутствуют. На втором переходе минимальные у. д. т. имеют место при следующих концентрациях канифоли: сталь — 70% ( $\eta = 1,710^4$ ), Д16АМО — 65% ( $\eta = 9,110^3$ ), АМЦАМ — 60% ( $\eta = 2,510^3$ ) и для  $\kappa_2 = 1,42$ : сталь — 80% ( $\eta = 9,710^5$ ), Д16АМО — 70% ( $\eta = 1,710^4$ ), АМЦАМ — 60% ( $\eta = 2,510^3$ ). Заготовки при этих и более высоких вязкостях покрыты ровным слоем смазки, и следы штампа отсутствуют, т. е. имеет место полное разделение смазочным слоем трущихся поверхностей.

Таким образом, для данного материала, коэффициента вытяжки, скорости штамповки и геометрии рабочих частей инструмента можно подобрать смазки таких вязкостей, которые были бы близки к оптимальным как для первого, так и для второго перехода, а возобновление смазки перед вторым переходом не обязательно. При применении смазок оптимальных вязкостей максимальные у. д. т. по сравнению с вытяжкой без смазки уменьшаются в среднем на 20%.

Для определения изменения толщины материала по высоте заготовки в зависимости от коэффициента вытяжки на втором переходе отштампованные заготовки разрезались и с помощью микрометра промерялась их толщина. На рис. 19 представлено изменение толщины стальной заго-

товки по развернутой высоте стакана в зависимости от  $K_2$  для  $K_1=1,8$ . Для  $K_2=1,33$  и  $K_2=1,42$  утонение в донной части заготовки незначительно и только при  $K_2=1,54$  составляет 20%. Переход к опасному сечению при  $K_2=1,54$  более резкий, т. е. при этом коэффициенте вытяжки в опасном сечении образуется шейка.

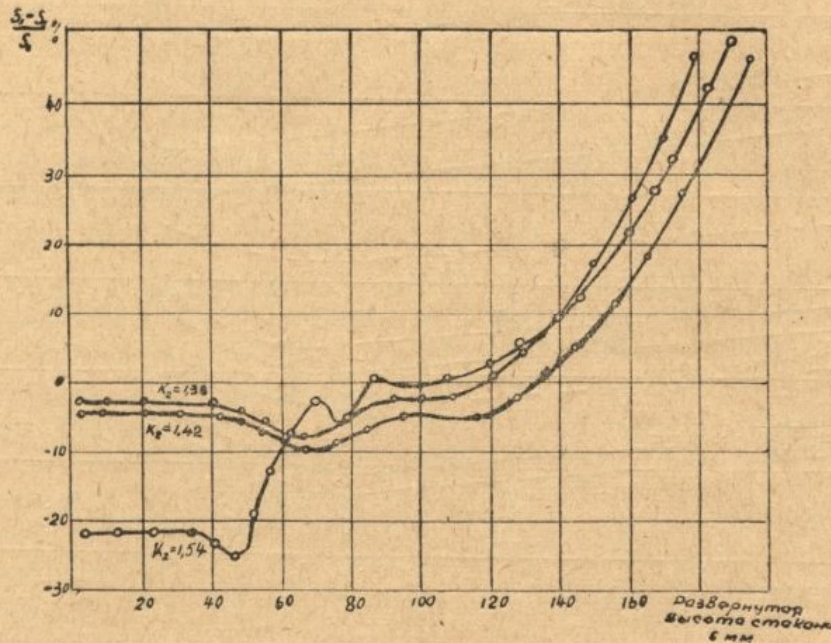


Рис. 19. Изменение толщины материала по высоте заготовки для стали.

В месте, которое на предыдущем переходе находилось на сходе с радиуса закругления пуансона, отмечается некоторое снижение толщины. Утолщение у края стакана в среднем составляет 40—50%. С увеличением  $K_2$  утолщение края лишь незначительно увеличивается.

## ВЫВОДЫ

1. На основе теоретического анализа процесса обратной вытяжки цилиндрических изделий в матрицу, имеющую вход по полутору, получены уравнения, позволяющие определить максимальные удельные давления течения в зависимости от механических характеристик материала, степени деформирования материала на предыдущих переходах степени деформирования на настоящем переходе и удельного давления прижима графоаналитическим и аналитическим методом с учетом сил трения на полуторе матрицы, вызываемых давлением прижима и давлением материала за счет собственно вытяжки.

Экспериментальные исследования по определению максимальных потребных усилий показали, что расхождения между теоретическими и экспериментальными потребными усилиями не превышают 4—8%, и только в случае представления диаграммы упрочнения в виде прямой, касательной к действительной кривой упрочнения в точке, соответствующей моменту начала образования шейки, расхождение между этими данными составляет 25—35%.

2. На основе теоретического анализа получено уравнение для определения оптимальных коэффициентов вытяжки. Коэффициенты вытяжки,

определенные из этого уравнения, по сравнению с экспериментальными имеют заниженные на 6—8% значения.

3. При обратном методе осуществления вторых переходов имеются границы не только со стороны максимально возможных коэффициентов вытяжки, но и со стороны минимальных коэффициентов, так как геометрия рабочих частей инструмента при данном методе не может быть выбрана произвольно. В результате теоретического анализа определена область принципиально возможных рациональных коэффициентов вытяжки.

4. При обратной вытяжке на величину потребных усилий значительное влияние оказывает конструкция прижима. Прижим с рабочей частью, выполненной по полутору с реактивным цилиндром, исключает возможность резкого увеличения усилий в конце процесса вытяжки.

5. При обратной вытяжке на величину потребных усилий значительное влияние оказывает смазка. При вытяжке второго перехода без съема заготовки с пуансона первого перехода для каждого данного случая возможно подобрать смазку с такой вязкостью, которая обеспечит полное разделение трущихся поверхностей на обоих переходах, при минимальном сопротивлении скольжению, т. е. будет близкой к оптимальной.

6. Сравнение результатов по усилиям и оптимальным коэффициентам вытяжки, полученных при обратном методе, с аналогичными результатами, полученными при прямом методе осуществления вторых переходов, показывают, что при производстве крупногабаритных штамповок на прессах двойного действия более рациональным является обратный метод, позволяющий осуществлять вытяжку в два перехода за один рабочий ход пресса. При этом допустимые степени деформирования на втором переходе не ниже, чем при прямом методе.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. С. И. Губкин. Теория обработки металлов давлением. Metallurgizdat, 1947.
2. И. А. Норицын. Теоретические основы непрерывного технологического процесса глубокой вытяжки листового металла. Дисс., М., 1950.
3. Л. А. Шофман. Элементы теории холодной штамповки. Оборонгиз, 1952.
4. Л. А. Шофман. Глубокая вытяжка листовой стали на прессах. Машгиз, 1944.
5. Greinger J. A. Practical problems of light presswork production Deepdrawing. Sheet Metal Ind, IX 1946.
6. Chung S. Cylindrical Shells. Iron and Steel, II 1953.
7. Chung S. Sheet Metal Ind., V, 1951.