

2. Уваров В.В., Арышенский Ю.М., Калужский И.И. Анализ влияния анизотропии листового металла на коэффициент вытяжки. Труды КуАИ, вып. 41, 1970.

3. Арышенский Ю.М. Теория листовой штамповки анизотропных материалов. Изд-во Саратовского университета, 1973.

4. Гречников Ф.В. Интенсификация процессов штамповки за счет создания в листах радиальной анизотропии свойств. Автореферат кандидатской диссертации. Куйбышев, 1977.

5. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. М., "Машиностроение", 1964.

УДК 621.983.7

В.П.Чистяков

ТОЧНОСТНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ОБТЯЖКИ ДЕТАЛЕЙ ДВОЙНОЙ КРИВИЗНЫ

При обтяжке деталей двойной кривизны основным фактором, влияющим на точность процесса, как и при обтяжке деталей одинарной кривизны, является пружинение при разгрузке штампуемой детали.

Согласно теореме о разгрузке [1], величина пружинения определяется совместным решением задач нагружения при пластическом формоизменении заготовки и ее разгрузке.

Изгибающий момент внутренних сил на стадии нагружения в процессе изгиба и растяжения заготовки в общем виде определяется уравнением

$$M = \int_F \sigma_y dF, \quad (1)$$

где F - площадь поперечного сечения заготовки;

$\sigma = \kappa \varepsilon^n$ - напряжение в элементарном волокне заготовки, координированном ординатой y относительно главной оси инерции сечения, на которой $\varepsilon = \varepsilon_0$.

При обтяжке деталей двойной кривизны, в отличие от обтяжки деталей одинарной кривизны, деформации, а следовательно и напряжения в рассматриваемом поперечном сечении, распределяются неравномерно.

Учитывая это, уравнение (I) следует представить в виде

$$M = \int_{\delta} dM = \int_{\delta} \int_{\delta} \sigma_y dy d\delta, \quad (2)$$

где δ , $d\delta$ - ширина поперечного сечения заготовки и ее элемента.

Учитывая, что сечения криволинейны, их можно выразить соотношениями $\delta = 2R_1\beta_x$; $d\delta = R_1 d\beta$,

где dM - изгибающий момент в элементе шириной $d\delta$.

Найдем вначале значение dM в границах по толщине заготовки - S :

$$dM = \int_{-\frac{S}{2}}^{+\frac{S}{2}} \sigma_y dy. \quad (3)$$

В соответствии с рис. I запишем известные [2] геометрические соотношения:

$$y_0 = \frac{R_\beta \epsilon_0}{1 + \epsilon_0}; \quad R_H = \frac{R_\beta}{1 + \epsilon_0}; \quad \chi_\beta = \frac{\chi_H}{1 + \epsilon_0}; \quad \epsilon = \frac{y_0 + y}{R_H}. \quad (4)$$

Подставим в уравнение (3) значение σ , выраженное через деформацию (4)

$$dM = \frac{K}{R_H^n} \int_{-\frac{S}{2}}^{+\frac{S}{2}} (y_0 + y)^n y dy. \quad (5)$$

После решения и некоторых преобразований уравнение (5) приводится к виду

$$dM = \frac{K}{R_H^n (n+2)(n+1)} \left\{ \left[\left(y_0 + \frac{S}{2} \right)^{n+2} - \left(y_0 - \frac{S}{2} \right)^{n+2} \right] (n+1) - \left[\left(y_0 + \frac{S}{2} \right)^{n+1} - \left(y_0 - \frac{S}{2} \right)^{n+1} \right] (n+2) y_0 \right\}. \quad (6)$$

С учетом изменения толщины заготовки при деформации на величину ϵ_s и соотношений (4) уравнение (6) примет вид

$$dM = \frac{K}{\left(\frac{R_\beta}{1 + \epsilon_0} \right)^n (n+2)(n+1)} \left\{ \left[\left(\frac{R_\beta \epsilon_0}{1 + \epsilon_0} + \frac{S(1 - \epsilon_s)}{2} \right)^{n+2} - \left(\frac{R_\beta \epsilon_0}{1 + \epsilon_0} - \frac{S(1 - \epsilon_s)}{2} \right)^{n+2} \right] (n+1) - \left[\left(\frac{R_\beta \epsilon_0}{1 + \epsilon_0} + \frac{S(1 - \epsilon_s)}{2} \right)^{n+1} - \left(\frac{R_\beta \epsilon_0}{1 + \epsilon_0} - \frac{S(1 - \epsilon_s)}{2} \right)^{n+1} \right] \frac{R_\beta \epsilon_0}{1 - \epsilon_0} (n+2) \right\}, \quad (7)$$

где $R_\beta, \epsilon_0, \epsilon_s$ - как отмечалось, переменные по поперечному сечению заготовки, радиус продольной кривизны и деформации удлинения и утонения.

В уравнение (7) входят переменные по поперечному сечению заготовки значения $\epsilon_0, \epsilon_s, R_\beta$.

Для определения этих величин в центральном поперечном сечении могут быть использованы, например, зависимости, полученные в работах [3], [4], которые для выпуклых деталей приводятся без выводов:

$$\epsilon_0 = \frac{\pm a + R_1 \cos \beta}{\pm a + R_1 \cos \beta_k} - 1; \quad \epsilon_s = \epsilon_0 \frac{0,5N+1}{0,5N-2}; \quad R_\beta = R_1 \pm \frac{a}{\cos \beta}, \quad (18)$$

где $N = \frac{\sigma_p}{\sigma_\theta} = \frac{1}{\cos \beta \pm c} \left\{ -2\mu \sin \beta + \cos \beta + \exp[\mu(\beta_k - \beta)] (\mu \sin \beta_k - \cos \beta_k) \right\}$
отношение меридиального и тангенциального напряжений в элементе, координированном углом β ;

μ - коэффициент трения;

$a; R_1; c = \frac{a}{R_1}$ - геометрические параметры детали (рис. 1).

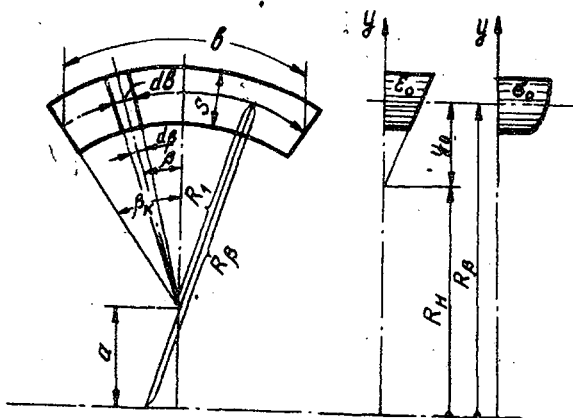
При подстановке значений (7), (8) в уравнение (2) получим выражение со сложной трансцендентной функцией. Решение такого выражения, т.е. его интегрирование по углу β с целью определения результирующего момента в сечении, может быть получено только численным методом.

На рис. 1 приведены результаты такого решения применительно к обшивке из сплава Д16-Т, имеющей следующие геометрические параметры: $R_{\beta=0} = 2000$ мм, $R_1 = 750$ мм, $S = 4$ мм $2\beta_k = 60^\circ$.

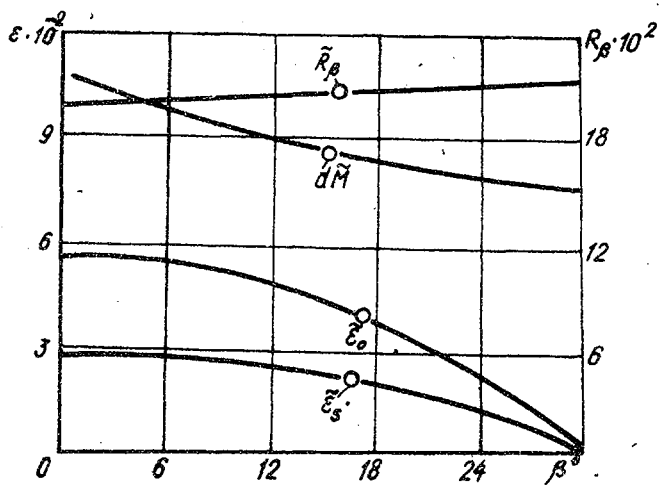
На этом же рисунке приведены кривые, характеризующие функции R_β ; ϵ_0 ; ϵ_s .

Анализ формул (2), (7), (8) применительно к формообразованию широкого диапазона обшивок показал, что при определении результирующего момента без большого ущерба для точности переменный по величине момент dM можно заменить постоянным среднеинтегральным моментом $d\bar{M}$.

В частности, ошибка от такого допущения в примере, приведенном на рис. 2, составит 2,3%. Значение $d\bar{M}$ можно получить, заменив переменные функции (8) их постоянными среднеинтегральными значениями:



Р и с . I



Р и с . 2

$$\varepsilon_0 = \frac{\pm a \beta_K + R_1 \sin \beta_K}{\beta_K (\pm a + R_1 \cos \beta_K)} - 1;$$

$$\varepsilon_s = \tilde{\varepsilon}_0 \frac{0,5\tilde{N}+1}{0,5\tilde{N}-2};$$

$$\beta = R_1 + \frac{a}{\beta_K} \ln \left[\operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\beta_K}{2} \right) \right],$$

где

$$\tilde{N} = \frac{1}{\beta_K} \left\{ 2\mu \left[\ln \frac{\cos \beta_K - C}{1-C} \right] + \beta_K - \frac{\beta}{\sqrt{1-\beta^2}} \left[\ln \frac{\sqrt{\frac{1-C}{1+C}} - \operatorname{tg} \frac{\beta_K}{2}}{\sqrt{\frac{1-C}{1+C}} + \operatorname{tg} \frac{\beta_K}{2}} \right] - \right.$$

$$\left. (\mu \beta_K + 1) \frac{1}{\sqrt{2-2C}} \left[\ln \frac{\sqrt{2-2C} - \beta_K}{\sqrt{2-2C} + \beta_K} \right] + \ln (\beta_K^2 + 2C - 2) - \right.$$

$$\left. \ln (2C - 2) \right\}.$$

В этом случае после интегрирования уравнения (2) получим

$$I = \frac{2KR_1\beta_K}{A^n(n+2)(n+1)} \left[(B^{n+2} - F^{n+2})(n+1) - (B^{n+1} - F^{n+1})(n+2) \right] D, \quad (10)$$

е

$$= \frac{\tilde{R}_\beta}{1 + \tilde{\varepsilon}_0};$$

$$= \frac{\tilde{R}_\beta \tilde{\varepsilon}_0}{1 + \tilde{\varepsilon}_0} + \frac{S(1 - \tilde{\varepsilon}_s)}{2};$$

$$= \frac{\tilde{R}_\beta \tilde{\varepsilon}_0}{1 + \tilde{\varepsilon}_0} - \frac{S(1 - \tilde{\varepsilon}_s)}{2};$$

$D = \frac{2\tilde{R}_\beta \tilde{\varepsilon}_0}{1 - \tilde{\varepsilon}_0}$ - постоянные коэффициенты.

Для определения количественной величины искажения кривизны стали в результате пружинения используем уравнение равновесия моментов на стадии разгрузки

$$\int_F \varepsilon \varepsilon' y dF,$$

(11)

где $\epsilon' = \frac{y_0' + y}{R_H}$ - пассивная деформация.

Учитывая неравномерность деформаций по сечению и заменяя $\delta = 2R_1\beta_k$, представим уравнение (II) в виде

$$M = 2 \int_0^{\beta_k} dM' = 2 \int_0^{\beta_k} \int_{-\frac{s}{2}}^{\frac{s}{2}} \frac{ER_1}{R_H} (y_0' + y) y dy d\beta. \quad (12)$$

Заменив величину переменной толщины постоянной среднеинтегральной и считая R_H результирующим, после интегрирования уравнения (12) и преобразований получим

$$M = \frac{ER_1\beta_k [S'(1-\tilde{\epsilon}_s)]^3}{\delta R_H'} \quad (13)$$

Подставив в уравнение (13) значение момента М (10), после преобразований получим фиктивную кривизну нейтрального слоя

$$\chi_H' = \frac{12K}{E[S(1-\tilde{\epsilon}_s)]^3 A^n (n+2)(n+1)} \times$$

$$\times \left[(B^{n+2} - F^{n+2})(n+1) - (B^{n+1} - F^{n+1})(n+2)\chi \right]. \quad (14)$$

Остаточная кривизна нейтрального слоя обшивки после снятия внешней нагрузки определяется по формуле (1)

$$\chi_{H \text{ ост}} = \chi_H - \chi_H'. \quad (15)$$

Для практики большой интерес представляет кривизна не нейтрального, а срединного слоя, которая определяется зависимостью (4):

$$\chi_{\beta}' = \frac{\chi_H'}{1 + \epsilon_0'}, \quad (16)$$

где ϵ_0' - пассивная деформация разгрузки.

Пассивная деформация может быть определена из совместного решения уравнений

$$\left. \begin{aligned} P &= 2 \int_0^{\beta_k} \int_{-s/2}^{s/2} R_1 K \epsilon_0' dy d\beta; \\ P &= 2 \int_0^{\beta_k} \int_{-s/2}^{s/2} E \epsilon_0' dy d\beta, \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где $\frac{P}{\beta}$ - растягивающее усилие, приложенное к центральному поперечному сечению обшивки.

Заменяв переменные по сечению деформации ε_0 и толщину стенки S постоянными среднеинтегральными их значениями, после интегрирования уравнений (I7) и преобразований получим

$$\varepsilon_0' = \frac{K \bar{\varepsilon}_0^n (1 - \bar{\varepsilon}_s)}{E \bar{\varepsilon}_s} \quad (18)$$

С учетом уравнений (I4), (I6), (I8) результирующая остаточная кривизна срединного слоя, согласно равенству (I5), будет определяться зависимостью

$$\frac{1}{\bar{R}_{ост}} = \frac{1}{\bar{R}_p} - \frac{E [S(1 - \varepsilon_s)]^3 A^n (n+2)(n+1) \left[1 + \frac{K \bar{\varepsilon}_0^n (1 - \bar{\varepsilon}_s)}{E \bar{\varepsilon}_s} \right]}{12K [(B^{n+2} - C^{n+2})(n+1) - (B^{n+1} - C^{n+1})(n+2)] D} \quad (19)$$

Экспериментальная проверка показала удовлетворительную сходимость результатов расчета, проведенных по формуле (I9).

Л и т е р а т у р а

1. И л ь ш и н А.А. Пластичность. М., Гостехиздат, 1948.
2. Л ы с о в М.И. Теория и расчет изготовления деталей методом гибки. М., "Машиностроение", 1966.
3. Ч и с т я к о в В.П., М и х е е в В.А. Исследование процесса обтяжки вогнутых обшивок двойной кривизны. Межвузовский сборник. КуАИ, 1977.
4. Ч и с т я к о в В.П. Теоретический анализ процесса обтяжки. Межвузовский сборник, КуАИ, 1978.

УДК 621.73.06: 061.43

А.И.Зимин, Ю.А.Зимин

АНАЛИЗ СИСТЕМ ЭНЕРГОТИПОВ ПРИВодОВ (ГИДРОПРИВодОВ) КУЗНЕЧНО-ПРЕССОВЫХ МАШИН

Современный парк кузнечно-прессовых машин (КПМ) разнообразен как по принципиальным схемам, так и по типу и схемам приводов [1]. Широкое многообразие типов и схем приводов КПМ обуславливает необходимость их анализа, классификации и систематизации.

Привод, в частности гидропривод КПМ, представляет собой энергетическую цепь, состоящую из функциональных участков преобразования входной энергии, например электродвигателя, в выходную энергию (сжатия и движения рабочей жидкости, передаваемую приводом ис-