

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ ОБ ИЗГИБЕ ГИБКОЙ УПРУГОЙ КОЛЬЦЕВОЙ ПЛАСТИНЫ

Тюреходжаев А.Н., Кырыкбаев Б.Ж.

*Казахский национальный технический университет имени К.И.Сатпаева,
Алматы, Республика Казахстан E-mail: Tyurekhodja @ntu. kz*

SOLUTION OF THE TASK ABOUT BENDING OF FLEXIBLE CIRCLE PLATE

Tyurekhodjaev A.N., Kyrykbaev B. Zh ,

*Kazakh National Technical University named after Kanysh I. Satpayev,
Almaty, Republic of Kazakhstan E-mail: Tyurekhodja @ntu. kz*

В работе методом частичной дискретизации дифференциальных уравнений построено аналитическое решение задачи об изгибе гибкой кольцевой упругой пластины, описывающейся нелинейной системой дифференциальных уравнений. Получены закономерности изменения прогиба, угла поворота, напряжений и изгибающих моментов.

В работе рассматриваются гибкие пластины, которые имеют широкие практические приложения в современном машиностроении, атомных реакторах, самолетостроении, моторостроении, судостроении, приборостроении и т.д. Осесимметричный изгиб круглой гибкой упругой пластины описывается нелинейной системой дифференциальных уравнений, аналитическое решение которой представляет значительные математические трудности. В этом случае является целесообразным применение метода частичной дискретизации дифференциальных уравнений.

Рассмотрим гибкую кольцевую пластину постоянной толщины h , подвергающуюся действию распределенной по круговой полосе пластины нагрузки интенсивности $q(r)$.

Основная система дифференциальных уравнений для круглой гибкой пластины имеет следующий вид [1]

$$\begin{aligned} D \frac{d}{dr} (\nabla^2 w) &= \Psi + \frac{h}{r} \frac{d\Phi}{dr} \frac{dw}{dr}, \\ \frac{d}{dr} (\nabla^2 \Phi) &= -\frac{E}{2r} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2, \end{aligned} \quad (1)$$

где $\nabla^2 = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{d}{dr} \right)$, $\Psi = \frac{1}{r} \int_0^r q(r) [H(r-r_c) - H(r-r_d)] r dr$ – функция нагрузки, распре-

деленная по круговой полосе с радиусами r_c и r_d , $H(r-r_c)$ и $H(r-r_d)$ – единичные функции Хевисайда,

Φ – функция напряжения, введенная выражениями $\sigma_r = \frac{1}{r} \frac{d\Phi}{dr}$ и $\sigma_\theta = \frac{d^2\Phi}{dr^2}$, соответственно радиальное

и тангенциальное напряжения, w – прогиб, E – модуль упругости, $D = Eh^3/12(1-\mu^2)$ – жесткость пластины, μ – коэффициент Пуассона.

Пользуясь методом частичной дискретизации дифференциальных уравнений А.Н.Тюреходжаева [2], второе уравнение системы (1) приводим к виду

$$\frac{d^3\Phi}{dr^3} + \frac{1}{r} \frac{d^2\Phi}{dr^2} - \frac{1}{r^2} \frac{d\Phi}{dr} = -\frac{E}{4r} \sum_{k=1}^n (r_k + r_{k+1}) \left\{ \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right]^2 \delta(r-r_k) - \left[\frac{dw(r_{k+1})}{dr} \right]^2 \delta(r-r_{k+1}) \right\}, \quad (2)$$

где $\delta(r - r_k)$ – дельта функция Дирака.

Общее решение (2) имеет вид

$$\frac{d\Phi}{dr} = C_1 r + C_2 \frac{1}{r} - \frac{E}{8} \sum_{k=1}^n (r_k + r_{k+1}) \left\{ \frac{1}{r_k} \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right]^2 (r - \frac{r_k}{r}) H(r - r_k) - \frac{1}{r_{k+1}} \left[\frac{dw(r_{k+1})}{dr} \right]^2 (r - \frac{r_{k+1}}{r}) H(r - r_{k+1}) \right\}, \quad (3)$$

где C_1, C_2 – постоянные интегрирования.

Подставляя (3) в первое уравнение системы (1), и выполнив дополнительно дискретизацию множителя $\frac{dw}{dr}$ в правой части этого уравнения, имеем

$$\frac{d^3 w}{dr^3} + \frac{1}{r} \frac{d^2 w}{dr^2} - \frac{1}{r^2} \frac{dw}{dr} = \frac{1}{D} \left[\Psi + \frac{h}{r} \left((C_1 r + C_2 \frac{1}{r}) - \frac{E}{8} \sum_{k=1}^n \left\{ \frac{1}{r_k} \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right]^2 (1 + \frac{r_{k+1}}{r_k}) (r - \frac{r_k}{r}) H(r - r_k) - \frac{1}{r_{k+1}} \left[\frac{dw(r_{k+1})}{dr} \right]^2 (1 + \frac{r_k}{r_{k+1}}) (r - \frac{r_{k+1}}{r}) H(r - r_{k+1}) \right\} \right) \sum_{k=1}^n \frac{1}{2} (r_k + r_{k+1}) \left\{ \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right] \delta(r - r_k) - \left[\frac{dw(r_{k+1})}{dr} \right] \delta(r - r_{k+1}) \right\} \right]. \quad (4)$$

Решая (4) с учетом свойств разрывных функций, получим выражение для угла поворота:

$$\begin{aligned} \frac{dw}{dr} = & C_3 \frac{r}{2} + C_4 \frac{1}{r} + \frac{1}{D} \left[\int (r \int \Psi(r) dr) dr + \frac{hr}{4} \left\{ (r_1 + r_2) (C_1 + C_2 \frac{1}{r_1^2}) (1 - \frac{r_1^2}{r^2}) \left[\frac{dw(r_1)}{dr} \right] H(r - r_1) + \sum_{i=2}^n (r_{i+1} - r_{i-1}) \times \right. \right. \\ & \times \left. \left. (C_1 + C_2 \frac{1}{r_i^2}) (1 - \frac{r_i^2}{r^2}) \left[\frac{dw(r_i)}{dr} \right] H(r - r_i) \right\} - \frac{Ehr}{32} \sum_{k=2}^n (r_{k+1} - r_{k-1}) \left\{ (1 + \frac{r_2}{r_1}) (1 - \frac{r_1^2}{r_k^2}) (1 - \frac{r_k^2}{r^2}) \left[\frac{dw(r_1)}{dr} \right]^2 + \right. \right. \\ & \left. \left. + \sum_{j=2}^{n-1} \frac{(r_{j+1} - r_{j-1})}{r_j} (1 - \frac{r_j^2}{r_k^2}) (1 - \frac{r_k^2}{r^2}) \left[\frac{dw(r_j)}{dr} \right]^2 \right\} \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right] H(r - r_k) \right]. \end{aligned} \quad (5)$$

Принимая во внимание особенность функций напряжения $\frac{d\Phi}{dr}$ и угла поворота $\frac{dw}{dr}$ в точке $r = 0$, получим

$$\frac{d\Phi}{dr} = C_1 r - \frac{Er}{8} \left\{ \left(1 + \frac{r_2}{r_1} \right) \left(1 - \frac{r_1^2}{r^2} \right) \left[\frac{dw(r_1)}{dr} \right]^2 H(r - r_1) + \sum_{k=2}^n \frac{(r_{k+1} - r_{k-1})}{r_k} (1 - \frac{r_k^2}{r^2}) \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right]^2 H(r - r_k) \right\}, \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{dw}{dr} = & C_3 \frac{r}{2} + \frac{1}{D} \left[\frac{q_0}{16} \left[(r^3 - \frac{r_c^4}{r} - 4r^2 r \ln \frac{r}{r_c}) H(r - r_c) - (r^3 - \frac{r_d^4}{r} - 4r^2 r \ln \frac{r}{r_d}) H(r - r_d) \right] + \frac{hC_1 r}{4} \left\{ (r_1 + r_2) \left(1 - \frac{r_1^2}{r^2} \right) \times \right. \right. \\ & \times \left[\frac{dw(r_1)}{dr} \right] H(r - r_1) + \sum_{i=2}^n (r_{i+1} - r_{i-1}) \left(1 - \frac{r_i^2}{r^2} \right) \left[\frac{dw(r_i)}{dr} \right] H(r - r_i) \left. \right\} - \frac{Ehr}{32} \sum_{k=2}^n (r_{k+1} - r_{k-1}) \left\{ (1 + \frac{r_2}{r_1}) (1 - \frac{r_1^2}{r_k^2}) (1 - \frac{r_k^2}{r^2}) \times \right. \\ & \left. \times \left[\frac{dw(r_1)}{dr} \right]^2 + \sum_{j=2}^{n-1} \frac{(r_{j+1} - r_{j-1})}{r_j} (1 - \frac{r_j^2}{r_k^2}) (1 - \frac{r_k^2}{r^2}) \left[\frac{dw(r_j)}{dr} \right]^2 \right\} \left[\frac{dw(r_k)}{dr} \right] H(r - r_k) \right]. \end{aligned} \quad (7)$$

Пусть кольцевая пластина с внутренним и внешним радиусами r_a, r_b шарнирно оперта по внешнему контуру, а на внутреннем ее контуре действует постоянное растягивающее напряжение σ_0 . При этом граничные условия запишутся в виде:

$$\sigma_r(r) = \frac{1}{r} \frac{d\Phi}{dr} = \sigma_0, \quad \text{при } r = r_a; \quad (8)$$

$$M_r(r) = -D \left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\mu}{r} \frac{dw}{dr} \right) = 0, \quad \text{при } r = r_b; \quad (9)$$

$$w(r) = 0, \quad \text{при } r = r_b. \quad (10)$$

Используя граничные условия получим решение задачи для угла поворота $\frac{dw}{dr}$ в точках 1 и 2, а также для других точек при $k = 3, 4, \dots, n$:

$$\frac{dw(r_1)}{dr} = A(r_1) \left/ \left[1 + \frac{h\sigma_0 r_1}{4Df_2} (r_1 + r_2) S_1 \right] \right., \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \frac{dw(r_2)}{dr} = & \left\{ A(r_2) - \frac{h\sigma_0 r_2}{4Df_2} (r_1 + r_2) \left[S_1 - f_2 \left(1 - \frac{r_1^2}{r_2^2} \right) \right] \frac{dw(r_1)}{dr} \right\} \left/ \left[1 + \frac{h\sigma_0 r_2}{4Df_2} (r_3 - r_1) S_2 - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{Ehr_2}{32Df_2} (r_3 - r_1) \left(1 + \frac{r_2}{r_1} \right) \left(1 - \frac{r_1^2}{r_2^2} \right) S_2 \left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 \right] \right., \end{aligned} \quad (12)$$

где $S_1 = \left(1 + \frac{r_1^2}{r_b^2} \right) + \mu \left(1 - \frac{r_1^2}{r_b^2} \right)$ и $S_2 = \left(1 + \frac{r_2^2}{r_b^2} \right) + \mu \left(1 - \frac{r_2^2}{r_b^2} \right)$.

$$\begin{aligned} \frac{dw(r_k)}{dr} = & \left(A(r_k) - \frac{h\sigma_0 r_k}{4Df_2} (r_1 + r_2) \left[S_1 - f_2 \left(1 - \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) \right] \frac{dw(r_1)}{dr} - \sum_{i=2}^{k-1} \left\{ \frac{h\sigma_0 r_k}{4Df_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \times \right. \right. \\ & \times \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \right] \frac{dw(r_i)}{dr} - \frac{Ehr_k}{32Df_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \left(1 + \frac{r_2}{r_i} \right) \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \right] \times \\ & \times \left[\left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 + \sum_{j=2}^{i-1} \frac{(r_{j+1} - r_{j-1})}{r_j} \left(1 - \frac{r_j^2}{r_i^2} \right) \left(\frac{dw(r_j)}{dr} \right)^2 \right] \frac{dw(r_i)}{dr} \left. \right\} \left/ \left\{ 1 + \frac{h\sigma_0 r_k}{4Df_2} (r_{k+1} - r_{k-1}) S_k - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{Ehr_k}{32Df_2} (r_{k+1} - r_{k-1}) \left(1 + \frac{r_2}{r_i} \right) \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \left[\left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 + \sum_{j=2}^{k-1} \frac{(r_{i+1} - r_{i-1})}{r_i} \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \left(\frac{dw(r_i)}{dr} \right)^2 \right] \right\}, \quad (k = 3, 4, \dots, n). \end{aligned} \quad (13)$$

С помощью выражений (11) - (13) можно определить значения прогиба $w(r)$, напряжений $\sigma_r(r)$ и $\sigma_\theta(r)$, изгибающих моментов $M_r(r)$ и $M_\theta(r)$ записанной для любой k -той точки при $k = 1, 2, \dots, n$

$$\begin{aligned} w(r_k) = & B(r_k) - \frac{h\sigma_0 r_k^2}{8Df_2} (f_1 + f_2) \left\{ \left[S_1 - 2f_2 \frac{r_i^2}{r_k^2} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{r_k^2}{r_1^2} - 1 \right) - \ln \frac{r_k}{r_1} \right] H(r_k - r_1) \right] - \right. \\ & \left. - \frac{r_b^2}{r_k^2} (S_1 - T_1) \right\} \frac{dw(r_1)}{dr} + \sum_{i=1}^k \left\{ \frac{h\sigma_0 r_k^2}{8Df_2} (r_{i+1} + r_{i-1}) \left\{ \left[S_i - 2f_2 \frac{r_i^2}{r_k^2} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{r_k^2}{r_i^2} - 1 \right) - \ln \frac{r_k}{r_i} \right] H(r_k - r_i) \right] - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{r_b^2}{r_k^2} (S_i - T_i) \right\} \frac{dw(r_i)}{dr} + \frac{Ehr_k^2}{64Df_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \left(1 + \frac{r_2}{r_i} \right) \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \left\{ \left[S_i - 2f_2 \frac{r_i^2}{r_k^2} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{r_k^2}{r_i^2} - 1 \right) - \right. \right. \right. \right. \\ & \left. \left. \left. - \ln \frac{r_k}{r_i} \right] H(r_k - r_i) \right\} - \frac{r_b^2}{r_k^2} (S_i - T_i) \right\} \left[\left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 + \sum_{j=2}^{i-1} \frac{(r_{j+1} - r_{j-1})}{r_j} \left(1 - \frac{r_j^2}{r_i^2} \right) \left\{ \left[S_i - 2f_2 \frac{r_i^2}{r_k^2} \times \right. \right. \right. \\ & \left. \left. \left. \times \left[\frac{1}{2} \left(\frac{r_k^2}{r_i^2} - 1 \right) - \ln \frac{r_k}{r_i} \right] H(r_k - r_i) \right\} - \frac{r_b^2}{r_k^2} (S_i - T_i) \right] \left(\frac{dw(r_j)}{dr} \right)^2 \right\} \frac{dw(r_i)}{dr} \right., \end{aligned} \quad (14)$$

$$\sigma_r(r_k) = \sigma_0 - \frac{E}{8} \left\{ \left(1 + \frac{r_2}{r_1} \right) \left(1 - \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) \left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 + \sum_{i=2}^k \frac{(r_{k+1} - r_{k-1})}{r_k} \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \left(\frac{dw(r_i)}{dr} \right)^2 \right\}, \quad (15)$$

$$\sigma_\theta(r_k) = \sigma_0 - \frac{E}{8} \left\{ \left(1 + \frac{r_2}{r_1} \right) \left(1 + \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) \left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 + \sum_{i=2}^k \frac{(r_{k+1} - r_{k-1})}{r_k} \left(1 + \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) \left(\frac{dw(r_i)}{dr} \right)^2 \right\}, \quad (16)$$

$$\begin{aligned} M_r(r_k) = & C(r_k) + \frac{h\sigma_0}{4f_2} (r_1 + r_2) \left\{ \left[S_1 - f_2 \left(1 + \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_1) \right] + \mu \left[S_1 - f_2 \left(1 - \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_1) \right] \right\} \times \\ & \times \frac{dw(r_1)}{dr} + \sum_{i=2}^k \left\langle \frac{h\sigma_0}{4f_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \left\{ \left[S_i - f_2 \left(1 + \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] + \mu \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] \right\} \times \right. \\ & \times \frac{dw(r_i)}{dr} - \frac{Eh}{32f_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \left(1 + \frac{r_2}{r_1} \right) \left(1 - \frac{r_1^2}{r_i^2} \right) \left\{ \left[S_i - f_2 \left(1 + \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] + \mu \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] \right\} \times \\ & \left. \times \left\{ \left(\frac{dw(r_1)}{dr} \right)^2 + \sum_{j=2}^{i-1} \frac{(r_{j+1} - r_{j-1})}{r_j} \left(1 - \frac{r_j^2}{r_i^2} \right) \left(\frac{dw(r_j)}{dr} \right)^2 \right\} \frac{dw(r_i)}{dr} \right\rangle, \quad (17) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_\theta(r_k) = & D(r_k) + \frac{h\sigma_0}{4f_2} (r_1 + r_2) \left\{ \left[S_1 - f_2 \left(1 - \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_1) \right] + \mu \left[S_1 - f_2 \left(1 + \frac{r_1^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_1) \right] \right\} \times \\ & \times \frac{dw(r_1)}{dr} + \sum_{i=2}^k \left\langle \frac{h\sigma_0}{4f_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \left\{ \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] + \mu \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] \right\} \times \right. \\ & \times \frac{dw(r_i)}{dr} - \frac{Eh}{32f_2} (r_{i+1} - r_{i-1}) \left(1 + \frac{r_2}{r_1} \right) \left(1 - \frac{r_1^2}{r_i^2} \right) \left\{ \left[S_i - f_2 \left(1 - \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] + \right. \\ & \left. \left. + \mu \left[S_i - f_2 \left(1 + \frac{r_i^2}{r_k^2} \right) H(r_k - r_i) \right] \right\} \left\{ \frac{dw(r_1)}{dr} + \sum_{j=2}^{i-1} \frac{(r_{j+1} - r_{j-1})}{r_j} \left(1 - \frac{r_j^2}{r_i^2} \right) \left(\frac{dw(r_j)}{dr} \right)^2 \right\} \frac{dw(r_i)}{dr} \right\rangle, \quad (18) \end{aligned}$$

где $S_i = \left(1 + \frac{r_i^2}{r_b^2} \right) + \mu \left(1 - \frac{r_i^2}{r_b^2} \right)$, $T_i = 2f_2 \frac{r_i^2}{r_b^2} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{r_b^2}{r_i^2} - 1 \right) - \ln \frac{r_b}{r_i} \right]$,

$$\begin{aligned} A(r_k) = & -\frac{q_0 r_k}{16Df_2} \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - 4(r_c^2 - r_d^2) - 4f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_d} \right) \right] + \frac{q_0}{16D} \left[\left(r_k^3 - \frac{r_c^4}{r_k} - \right. \right. \\ & \left. \left. - 4r_c^2 \ln \frac{r_k}{r_c} \right) H(r_k - r_c) - \left(r_k^3 - \frac{r_d^4}{r_k} - 4r_d^2 \ln \frac{r_k}{r_d} \right) H(r_k - r_d) \right], \quad f_1 = 1 - \mu, \quad f_2 = 1 + \mu, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 B(r_k) = & -\frac{q_0 r_k^2}{32 D f_2} \left\{ \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - 4(r_c^2 - r_d^2) - 4 f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_c} \right) \right] - \frac{r_b^2}{r_k^2} \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - \right. \right. \\
 & \left. \left. - 4(r_c^2 - r_d^2) - 4 f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_d} \right) \right] \right\} + \frac{q_0}{16 D} \left(\left\{ \left[\frac{(r_k^4 - r_c^4)}{4} - r_c^4 \ln \frac{r_k}{r_c} - r_c^2 \left[r_k^2 \left(2 \ln \frac{r_k}{r_c} - 1 \right) + r_c^2 \right] \right] \right\} \times \right. \\
 & \times H(r_k - r_c) - \left. \left\{ \frac{(r_k^4 - r_d^4)}{4} - r_d^4 \ln \frac{r_k}{r_d} - r_d^2 \left[r_k^2 \left(2 \ln \frac{r_k}{r_d} - 1 \right) + r_d^2 \right] \right\} H(r_k - r_d) \right) + \left\{ \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{4} - r_c^4 \ln \frac{r_b}{r_c} - \right. \\
 & \left. - r_d^4 \ln \frac{r_b}{r_d} + r_c^2 \left[r_b^2 \left(2 \ln \frac{r_b}{r_c} + r_c^2 \right) \right] - r_d^2 \left[r_b^2 \left(2 \ln \frac{r_b}{r_d} - 1 \right) + r_d^2 \right] \right\}, \\
 C(r_k) = & \frac{q_0}{16 f_2} \left\{ \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - 4(r_c^2 - r_d^2) - 4 f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_d} \right) \right] + \mu \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - \right. \right. \\
 & \left. \left. - 4(r_c^2 - r_d^2) - 4 f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_d} \right) \right] \right\} - \frac{q_0}{16} \left(\left[\left[3r_k^2 + \frac{r_c^4}{r_k^2} - 4r_c^2 \left(\ln \frac{r_k}{r_c} + 1 \right) \right] H(r_k - r_c) - \left[3r_k^2 + \frac{r_d^4}{r_k^2} - \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. - 4r_d^2 \left(\ln \frac{r_k}{r_d} + 1 \right) \right] H(r_k - r_d) \right\} - \mu \left[\left(\frac{r_c^4}{r_k^2} + r_c^2 \ln \frac{r_k}{r_c} \right) H(r_k - r_c) - \left(\frac{r_d^4}{r_k^2} + r_d^2 \ln \frac{r_k}{r_d} \right) H(r_k - r_d) \right], \\
 D(r_k) = & \frac{q_0}{16 f_2} \left\{ \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - 4(r_c^2 - r_d^2) - 4 f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_d} \right) \right] + \mu \left[f_1 \frac{(r_c^4 - r_d^4)}{r_b^2} - 4(r_c^2 - r_d^2) - \right. \right. \\
 & \left. \left. - 4 f_2 \left(r_c^2 \ln \frac{r_b}{r_c} - r_d^2 \ln \frac{r_b}{r_d} \right) \right] \right\} - \frac{q_0}{16} \left(\left[\left[r_k^2 - \frac{r_c^4}{r_k^2} - 4r_c^2 \ln \frac{r_k}{r_c} \right] H(r_k - r_c) - \left[r_k^2 - \frac{r_d^4}{r_k^2} - 4r_d^2 \ln \frac{r_k}{r_d} \right] H(r_k - r_d) \right] + \right. \\
 & \left. + \mu \left[\left[3r_k^2 + \frac{r_c^4}{r_k^2} - 4r_c^2 \left(\ln \frac{r_k}{r_c} + 1 \right) \right] H(r_k - r_c) - \left[3r_k^2 + \frac{r_d^4}{r_k^2} - 4r_d^2 \left(\ln \frac{r_k}{r_d} + 1 \right) \right] H(r_k - r_d) \right] \right).
 \end{aligned}$$

Заметим, что решение данной задачи могут быть построены другими, так называемыми приближенными методами, например, методом Бубнова-Галеркина [3], однако при общей постановке задачи и с ростом числа линейной комбинации заданной линейной независимой системы не может обеспечить даже слабую сходимость приближённого решения к точному. В такой ситуации применение метода частичной дискретизации к рассматриваемой системе нелинейных уравнений оказывается весьма целесообразным.

В докладе построены решения задачи для десяти точек пластины выше перечисленных выражении.

Литература

1. Вольмир А.С., Гибкие пластинки и оболочки. Москва, 1956. 386 с.
2. Тюреходжаев А.Н., Кырыкбаев Б.Ж. Решение задачи об изгибе гибкой круглой пластины методом частичной дискретизации дифференциальных уравнений. Известия НАН РК. Серия физико – математическая. 2004. №3. с. 66-71.
3. Тимошенко С.П., Пластинки и оболочки, Гостехиздат, Москва, 1948. 328 с.

О МАКРОКИНЕТИЧЕСКОЙ КОНЦЕПЦИИ ДИНАМИЧЕСКОЙ СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ

*Китаева Д.А., **Рудаев Я.И.

*Санкт-Петербургский государственный политехнический университет,
г. Санкт-Петербург, Россия, dkitaeva@mail.ru;

**Кыргызско-Российский Славянский университет, г. Бишкек, Кыргызская Республика, rudaev36@mail.ru

Задача оценки макрокинетических характеристик процесса высокотемпературной деформации алюминиевых сплавов, включая режимы сверхпластичности, изучается с привлечением модели динамического типа. Такой подход обусловлен связью модели с представлениями о структурных превращениях эволюционного типа в открытых неравновесных системах.

The problem of an assessment of macrokinetic characteristics of process of high-temperature deformation of aluminum alloys, including superplasticity modes, is studied with attraction of model of dynamic type. Such approach is caused by communication of model with ideas of structural transformations of evolutionary type in open nonequilibrium systems.

К макрокинетике, следуя [1], можно отнести исследования, связанные с превращениями эволюционного типа на всех иерархических уровнях и обусловленные скоростями фазовых (структурных) превращений в неравновесных открытых системах. Применительно к математическому описанию деформационного поведения конденсированных сред, подверженных интенсивному внешнему воздействию, такой подход приемлем для моделирования процессов, происходящих при динамической сверхпластичности [2].

Сверхпластичность будем определять [2] как особое состояние поликристаллического материала, пластически деформируемого при низком уровне напряжений с сохранением полученной на предварительном этапе ультрамелкозернистой структуры (структурная сверхпластичность) или сформировавшейся в процессе нагрева и деформации (динамическая сверхпластичность).

Отметим, что для обоих типов сверхпластичности общим предполагается считать превалирование механизма зернограничного проскальзывания со сменой соседей зерен над другими формами массопереноса [3]. Следовательно, для реализации сверхпластичности динамического типа должна произойти замена исходного структурного состояния материала другим, готовым к сверхпластичности. Подобные изменения обусловлены структурными (фазовыми) превращениями эволюционного типа в открытых неравновесных системах [4–6].

Установлено, что в промышленных алюминиевых сплавах при нагреве и деформации имеет место только одна разновидность структурного превращения – динамическая рекристаллизация, полученная сначала в опытах на сжатие [7], а затем и при растяжении [8, 9]. Происходящие при динамической рекристаллизации структурные изменения заключаются в возникновении в переходных режимах равноосной микроструктуры с очень мелким зерном, примерно совпадающим по размерам с субзернами. Вместе с известными эффектами на границах зерен [10] формирование мелкозернистой структуры позволяет прогнозировать появление структурной ситуации, способствующей реализации характерного для сверхпластичности механизма зернограничного проскальзывания со сменой соседей зерен [3].

Сформулированные положения были использованы при разработке модели [2, 6], адекватно, с позиций механики деформируемого твердого тела, отражающей накопленные экспериментальные данные. Модель описывает поведение алюминиевых сплавов не только при сверхпластичности, но и в пограничных областях термопластичности и высокотемпературной ползучести.

Рассмотрим приемлемость разработанной модели к анализу макрокинетических эффектов, отражающих происходящие в меняющихся температурно-скоростных условиях процессы.

Классическое описание неравновесных фазовых переходов в рамках детерминированного подхода предусматривает введение семейства потенциальных функций $\Phi(\eta, \beta)$, зависящих от параметра порядка η и управляющего параметра β . Из условия качественной идентичности экспериментальным данным [2] выбираем потенциальную функцию в форме катастрофы сборки [11] с учетом влияния внешнего поля

$$\Phi(\eta, \beta) = \frac{1}{4} m_0 \eta^4 + \frac{1}{2} \beta(\xi) \eta^2 - q\eta. \quad (1)$$

Здесь

$$q = \frac{\sigma}{\sigma^*} - 1; \quad \eta = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}^*} - 1; \quad \xi = \frac{\theta - \theta_c^m}{\theta_c^v - \theta_c^m}, \quad (2)$$

причем σ – напряжение пластического течения; $\dot{\varepsilon}$ – скорость деформации; θ – абсолютная температура, θ_c^m, θ_c^v – нижняя и верхняя границы термического диапазона сверхпластичности; $\sigma^* = \sigma^*(\xi)$, $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}^*(\xi)$ – альтернативные внутренние параметры состояния; $\beta = \beta(\xi)$ – функция температуры.

Состоянию равновесия отвечает уравнение, полученное минимизацией (1) по параметру порядка:

$$q = m_0 \eta^3 + \beta(\xi) \eta, \quad (3)$$

В рамках представлений о функции как о морсовской [11] можно утверждать, что при $\beta > 0$ ($\xi \in (0, 1)$) изменения структурного характера в деформируемом материале не происходят. Условие $\beta < 0$ ($\xi \in (0, 1)$) соответствует структурно неустойчивому состоянию среды. В переходных состояниях имеем равенство $\beta = 0$.

На параметр порядка накладываются следующие ограничения:

– на область структурных превращений

$$\eta \leq \mp \left(-\frac{\beta}{m_0} \right)^{1/2}; \quad (4)$$

– на диапазон проявления сверхпластичности

$$\eta \leq \mp \left(-\frac{\beta}{3m_0} \right)^{1/2}. \quad (5)$$

Кинетическое уравнение для управляющего параметра имеет вид

$$\frac{d\beta}{dt} = \dot{\xi} f(\beta), \quad (6)$$

где $\dot{\xi}$ – скорость изменения нормированной температуры; $f(\beta)$ – функция чувствительности материала к структурным превращениям, определяемая следующим образом

$$f(\beta) = \frac{\alpha}{4} \cdot \frac{\mu - 1}{\mu + 1} \left[\Gamma(\beta) - \frac{1}{2} \right], \quad (7)$$

причем $\Gamma(\beta)$ – степень полноты развития структурного превращения, для которой имеем

$$\Gamma(\beta) = (1 - \beta)^{-\alpha} \cdot \frac{1 + \mu}{2} \cdot \frac{2\xi - 1}{1 + \mu(2\xi - 1)^2} + \frac{1}{2}; \quad (8)$$

α, μ – постоянные материала.

Для определения внутренних параметров состояния материала получены эволюционные уравнения

$$\frac{d \ln \sigma^*}{dt} = A_0 \exp(n(\beta - \beta_0)) \frac{d\beta}{dt}; \quad (9)$$

$$\frac{d \ln \dot{\varepsilon}^*}{dt} = B_0 \exp(k(\beta - \beta_0)) \frac{d\beta}{dt}. \quad (10)$$

Здесь A_0, B_0, n, k – константы материала, $\beta_0 = \beta|_{\xi=1/2}$ – фиксированное минимальное значение, отвечающее середине термического диапазона сверхпластичности.

Модель, как отмечено выше, апробирована на группе промышленных алюминиевых сплавов, причем сопоставление теории и эксперимента приведено в [2].

Несложно видеть аналогию потенциала катастрофы сборки (1) с термодинамическим потенциалом Ландау [12].

Одним из результатов теории фазовых переходов Ландау является существование термодинамической функции, которая аналитична по своим аргументам в критической температурной точке $\theta = \theta_c$. Это предполагает справедливым, что термодинамические свойства должны выводиться из свободной энергии, которая принимается в качестве функции состояния среды, находящейся в тепловом равновесии. Из термодинамики известно [13], что кинетическая энергия Ψ есть распределение вероятностей, если свободную энергию Φ рассматривать как функцию параметра порядка η , причем

$$\Psi = N \exp\left(-\frac{F}{R\theta}\right), \quad (11)$$

где R – постоянная Больцмана, N – нормирующий множитель, а для $F = F(\eta, \theta)$ имеем

$$F(\eta, \theta) = F(0, \theta) + \frac{\beta}{2}\eta^2 + \frac{1}{4}m_0\eta^4, \quad (12)$$

причем оценка влияния коэффициента β будет обсуждена ниже.

Понятно, что наиболее вероятное значение параметра порядка определяется требованием $F = F_{\min}$.

Очевидно, что минимум выражения (12) не будет отличаться внешне от минимума потенциала катастрофы сборки без учета влияния внешнего поля (1).

Исследуем положение указанного минимума как функции параметра β . В теории Ландау β задается в виде

$$\beta = \bar{\beta}(\theta - \theta_c); \quad \bar{\beta} > 0. \quad (13)$$

Представление (13) означает, что при достижении критической температуры $\theta = \theta_c$ величина β меняет знак. Значению $\theta < \theta_c$ соответствует упорядоченное состояние ($\beta > 0$), а $\theta > \theta_c$ – неупорядоченное состояние ($\beta < 0$).

Для упорядоченного состояния минимум F (или Φ) лежит в точке $\eta = 0$.

Энтропия S связана [13] со свободной энергией формулой

$$S = -\frac{\partial F(0, \theta)}{\partial \theta}. \quad (14)$$

Вторая производная от F по температуре даст удельную теплоемкость

$$c = \theta \frac{\partial S}{\partial \theta}. \quad (15)$$

Теперь с учетом (12) вычислим функцию энтропии

$$S = -\frac{\partial F(0, \theta)}{\partial \theta} - \frac{1}{2}\eta^2 \frac{\partial \beta}{\partial \theta}. \quad (16)$$

При условии (13) выражение (16) перепишется так

$$S = -\frac{\partial F(0, \theta)}{\partial \theta} - \frac{\bar{\beta}}{2}\eta^2. \quad (17)$$

Удельная теплоемкость определится формулой

$$c = -\theta \frac{\partial^2 F(0, \theta)}{\partial \theta^2}. \quad (18)$$

Для неупорядоченного состояния имеется другое равновесное значение, отвечающее минимуму свободной энергии (12). Приравняв нулю производную (12) по параметру порядка, получим

$$\eta = \mp \left(-\frac{\beta}{m_0}\right)^{1/2}.$$

Для этого состояния функция энтропии примет вид

$$S = -\frac{\partial F(0, \theta)}{\partial \theta} + \frac{\bar{\beta}^2}{2m_0}(\theta - \theta_c). \quad (19)$$

Удельная теплоемкость при известной функции энтропии определится выражением

$$c = \theta \left(-\frac{\partial^2 F(0, \theta)}{\partial \theta^2} + \frac{\bar{\beta}^2}{2m_0}\right). \quad (20)$$

Сопоставим при температуре $\theta = \theta_c$ значения энтропии (17) и (19). Легко видеть, что эти величины совпадают. Для теплоемкостей при этом имеем

$$c|_{\theta_c-0} = -\theta \frac{\partial^2 F}{\partial \theta^2}; \quad c|_{\theta_c+0} = \theta \left(-\frac{\partial^2 F}{\partial \theta^2} + \frac{\bar{\beta}^2}{2m_0} \right). \quad (21)$$

Таким образом, при $\theta = \theta_c$ функция удельной теплоемкости претерпевает разрыв непрерывности. Описанное явление называется фазовым переходом второго рода [14]– разрыв получает вторая производная от свободной энергии. Поскольку энтропия есть непрерывная функция, то фазовый переход принято считать непрерывным. Из сказанного делается вывод [15], что теория Ландау, игнорирующая флуктуации, описывает фазовые переходы в равновесных системах неадекватно.

Для изучаемого явления сверхпластичности можно принять, что критическая точка $\theta = \theta_c$ соответствует пику сверхпластичности [16]. При этом заметим, что теория Ландау справедлива для систем, находящихся в тепловом равновесии. Реальные же фазовые переходы размыты, а термодинамические функции отклика непрерывны. Такое обстоятельство характерно для систем, находящихся вдали от термодинамического равновесия и учтено при разработке модели (1) – (10).

Литература

1. Гладышев Г.П., Термодинамика и макрокинетика. Природа иерархических процессов. – М: Наука, 1988. – 287 с.
2. Рудской А.И., Рудаев Я.И. Механика динамической сверхпластичности алюминиевых сплавов. – СПб: Наука, 2009. – 217 с.
3. Кайбышев О.А. Сверхпластичность промышленных сплавов. – М: Metallurgy, 1984. – 264 с.
4. Олемской А.И., Кацнельсон А.А. Синергетика конденсированной среды. – М: УРСС, 2003. – 336 с.
5. Пресняков А.А., Дуйсемалиев У.К. Концепция сверхпластического течения металлов и сплавов. – Алматы: Сигнет-Принт, 2006. – 155 с.
6. Китаева Д.А., Рудаев Я.И. Синергетические представления в механике динамической сверхпластичности // НТВ СПбГПУ. – 2013. – № 4-1 (183). – С. 274-283.
7. Вайнблат Ю.М., Шаршагин Н.А. Динамическая рекристаллизация алюминиевых сплавов // Цветные металлы. – 1984. – № 2. – С.67-70.
8. Пазылов Ш.Т., Паняев В.А. Особенности деформации алюминиевых сплавов в состоянии рекристаллизационной сверхпластичности // Прочность материалов и конструкций энергетического оборудования. – Фрунзе: ФПИ. – 1987. – С.87-98.
9. Сверхпластичность некоторых алюминиевых сплавов // Ю.С. Золотаревский, В.А. Паняев, Я.И. Рудаев и др. /Судостроительная промышленность, серия материаловедение. – 1990. – Вып.16. – С.21-26.
10. Кайбышев О.А., Валиев Р.З. Границы зерен и свойства металлов. – М.: Metallurgy, 1987. – 214 с.
11. Гилмор Р. Прикладная теория катастроф. Ч. 1. – М.: Мир, 1984. – 285 с.
12. Ландау Л.Д., Лившиц Е.М. Статистическая физика. – М.: Наука, 1976. – 564 с.
13. Стратонович Р.Л. Нелинейная неравновесная термодинамика. – М.: Наука, 1980. – 480 с.
14. Изюмов Ю.А., Сыромятников В.Э. Фазовые переходы второго рода и симметрия кристаллов. – М.: Наука, 1984. – 248 с.
15. Хакен Г. Синергетика: иерархия неустойчивостей в самоорганизующихся системах и устройствах. – М.: Мир, 1985. – 423 с.
16. Кунеев В.И., Рудаев Я.И. К теории сверхпластической деформации // Исследование пластических деформаций и прочности материалов и конструкций. – Фрунзе: ФПИ, 1982. – С. 54-65.

**ВЛИЯНИЕ МЕСТНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ В КОНТАКТЕ БОЙКА
С ИНСТРУМЕНТОМ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПЕРЕДАЧИ ЭНЕРГИИ
УДАРА ЧЕРЕЗ ИНСТРУМЕНТ В ПЛАСТИНУ**

Еремьянц В.Э., Ню В.В.

*Кыргызско-Российский Славянский университет им. Б.Н. Ельцина,
г. Бишкек Кыргызская Республика. E-mail eremjants@inbox.ru, yniu14@yandex.com*

**INFLUENCE OF LOCAL DEFORMATIONS IN THE CONTACT OF
STRIKER AND TOOL TO EFFECTIVENESS OF IMPACT ENERGY THROUGH INSTRUMENT TO
PLATE TRANSFER**

V.E. Eremjants, V.V. Niu.

*Kyrgyz-Russian Slavic University in the name of B.N. Yeltsyn,
Bishkek, Kyrgyz Republic. E-mail eremjants@inbox.ru, yniu14@yandex.com*

Приведено описание волновых процессов в системе «боек-инструмент-пластина» виброударной машины для очистки поверхностей. Получены формулы для определения коэффициента передачи энергии бойка в инструмент и далее в пластину.

Установлено влияние местных контактных деформаций на эффективность передачи энергии.

The description of wave processes that arise in the system “striker-tool-plate” of a vibro-percussive machine for surfaces refinement is cited. Formulas for determination of energy transfer coefficient from the striker to the tool and from the tool to the plate are discovered. The influence of local contact deformations to energy transfer coefficient is determined.

Одним из эффективных способов очистки внутренних поверхностей бункеров, кузовов транспортных средств и различных емкостей является виброударная технология. Она заключается в следующем. Инструмент 2 (рисунок 1) устанавливается на внешнюю поверхность обрабатываемого объекта 3 и по нему наносятся удары бойком 1 виброударного механизма. Под действием этих ударов происходят колебания обрабатываемой поверхности и отделение отложений 4 с её внутренней стороны.

В настоящее время наиболее перспективными являются виброударные механизмы с гидравлическим приводом. Они обладают большим коэффициентом полезного действия, меньшими габаритами и лучшими эргономическими характеристиками по сравнению с пневматическими механизмами. Исследования показывают [1], что эти преимущества проявляются в большей степени, когда диаметр бойка ударного механизма равен диаметру инструмента.

В гидравлических виброударных механизмах ударные торцы бойка и инструмента выполняют плоскими и параллельными друг другу. Но в процессе работы из-за износа направляющих бойка и инструмента происходит перекося этих элементов в их направляющих. В результате ударные торцы становятся непараллельными. При ударе это приводит к местным контактным деформациям торцов, которые могут быть одного порядка или даже превышать общие деформации элементов ударной системы. В связи с этим возникает задача оценки влияния местных контактных деформаций на напряженное состояние элементов системы и эффективность передачи энергии удара от машины к обрабатываемому объекту.

При решении задачи расчетная схема имела вид, показанный на рис. 1. Принималось, что боек и инструмент имеют одинаковые площади поперечного сечения, а, следовательно, и ударные жесткости. Длина инструмента больше длины бойка.

Движение сечений бойка и инструмента описывались одномерными волновыми уравнениями, решение которых отыскивалось в форме Даламбера:

$$u_1(z, t) = V_0 t + f_{1i}(at - z) + \varphi_{1i}(at + z), \quad (1)$$

$$u_2(z, t) = f_{2j}(at - z) + \varphi_{2j}(at + z), \quad (2)$$

где u_1, u_2 – перемещения сечений бойка и инструмента; $f(at - z), \varphi(at + z)$ – функции, описывающие перемещения сечений в волнах распространяющихся соответственно в положительном и отрицательном направлении оси z ; a – скорость распространения волны деформации в стержнях; t – время; V_0 – скорость бойка в начальный момент удара; i, j – номера волн, распространяющихся соответственно в бойке и инструменте.

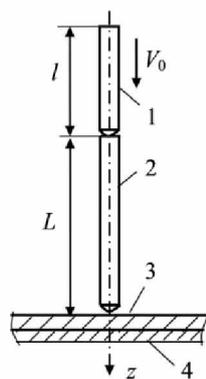


Рисунок 1

При решении задачи принималось, что контактные характеристики бойка с инструментом и инструмента с обрабатываемым объектом, в данном случае с пластиной, описываются линейными функциям с приведенными коэффициентами жесткости c_1 и c_2 соответственно. Граничные условия при расположении начала координаты z в контакте бойка и инструмента, имели вид:

$$ES \frac{\partial u_1}{\partial z}(0, t) = -c_1 [u_1(0, t) - u_2(0, t)], \quad (3)$$

$$ES \frac{\partial u_2}{\partial z}(0, t) = -c_1 [u_1(0, t) - u_2(0, t)], \quad (4)$$

$$ES \frac{\partial u_1}{\partial z}(-l, t) = 0, \quad (5)$$

$$ES \frac{\partial u_2}{\partial z}(L, t) = -c_2 [u_2(L, t) - w(t)], \quad (6)$$

где E – модуль упругости материала стержней и пластины; S – площадь поперечного сечения стержней; l, L – соответственно длины бойка и инструмента; w – прогиб пластины в точке контакта с инструментом.

Предполагалось, что размеры пластины в плане таковы, что волны деформаций, отраженные от её краев, не оказывают влияние на взаимодействие инструмента с пластиной. В этом случае прогиб пластины в точке удара может быть найден как

$$w(t) = \frac{1}{8\sqrt{Dm_0}} \int_0^t P_k(t) dt, \quad (7)$$

где D – цилиндрическая жесткость пластины, $D = E\delta^3 / 12(1 - \mu^2)$, μ – коэффициент Пуассона; m_0 – масса одного квадратного метра пластины, $m_0 = \rho\delta$; ρ – плотность материала; δ – толщина пластины. Здесь и далее предполагается, что все элементы системы выполнены из стали с одинаковым модулем упругости и плотностью.

В начальный момент времени перемещения всех сечений бойка и инструмента равны нулю, скорости сечений инструмента равны нулю, а сечений бойка – V_0 . Напряжений в элементах системы до удара нет.

В результате решения получены формулы для определения усилий в начальной волне деформации, сформированной в инструменте при ударе по нему бойком P_n , в волне, отраженной от пластины P_{omp} и в контактном сечении инструмента с пластиной P_k . На интервале времени $L < at < L + 2l$ при увеличении местных контактных деформаций эти формулы имеют вид:

$$P_{n1}(z, t) = -ESf'_{21}(z, t) = -0,5CV_0 \left(1 - e^{-h(at-z)}\right). \quad (8)$$

$$P_{om1}(L, t) = ES\phi'_{21}(z, t) = 0,5CV_0 \left[q_2 - Qe^{-h(at+z-2L)} - (q_2 - Q)e^{-s(at+z-2L)} \right], \quad (9)$$

$$P_{k1}(L, t) = P_{n1}(L, t) + P_{omp1}(L, t) = -0,5CV_0 \left[1 - q_2 - (1 - Q)e^{-h(at-L)} + (q_2 - Q)e^{-s(at-L)} \right], \quad (10)$$

а на интервале времени $L + 2l < at < 2L + 2l$ при упругом восстановлении контактных поверхностей

$$P_{n2}(z, t) = 0,5CV_0 \left[e^{-h(at-z)} - (1 + h(at - z - 2l))e^{-h(at-z-2l)} \right]. \quad (11)$$

$$P_{om2}(z, t) = 0,5CV_0 \left[(q_2 - G)e^{-s(at+z-2l-2L)} - Qe^{-h(at+z-2L)} + Ge^{-h(at+z-2l-2L)} + Qh(at + z - 2l - 2L)e^{-h(at+z-2l-2L)} \right]. \quad (12)$$

$$P_{k2}(L, t) = -0,5CV_0 \left[(1 - G)e^{-h(at-2l-L)} + (1 - Q)h(at - 2l - L)e^{-h(at-2l-L)} - (q_2 - G)e^{-s(at-2l-L)} \right], \quad (13)$$

где

$$C = \rho a S, \quad h = 2c_1 / ES, \quad s = b + \beta, \quad b = c_2 / ES, \quad \beta = b\chi v^2, \quad \chi = \frac{\pi\sqrt{3(1-\mu^2)}}{16},$$

$$v = d / \delta, \quad q_2 = \frac{\beta - b}{\beta + b} = \frac{\chi v^2 - 1}{\chi v^2 + 1}, \quad Q = \frac{h - b + \beta}{h - b - \beta}, \quad G = \frac{Qh - b + \beta}{h - b - \beta}.$$

В качестве примера использования полученных формул рассмотрена система, состоящая из бойка и инструмента с одинаковым диаметром d . Для моделирования местной контактной деформации принималось, что ударный торец бойка выполнен в виде сферы с радиусом r . Сфера выбрана по той причине, что в этом случае контактная характеристика описывается известной формулой Герца:

$$P_k = K\alpha^{3/2}, \quad K = \frac{2E}{3(1-\mu^2)}\sqrt{r},$$

где α – местная контактная деформация; K – коэффициент, зависящий от физических свойств материалов и геометрии контактных поверхностей.

Она достаточно точно линеаризуется методом Бидермана, в соответствии с которым приведенный коэффициент жесткости линейной характеристики определяется по формуле [2]:

$$c_1 = 1,25K^{2/3}P_{km}^{1/3},$$

где P_{km} – максимальное усилие в контактом сечении.

Ударный торец инструмента плоский, а его противоположный торец, взаимодействующий с пластиной – сферический с таким же радиусом сферы r как ударный торец бойка.

На рисунке 2 представлены диаграммы изменения во времени отношения усилий в начальной волне деформации (кривая 1), отраженной волне (кривая 2) и суммарных усилий (кривая 3) в контактом сечении инструмента с пластиной к максимальным усилиям в начальной волне $P_1 = -0,5CV_0$. При построении этих диаграмм принято:

$l = 0,6$ м, $L = 1,135$ м, $d = 28$ мм, $r = 45$ мм, $\rho = 7850$ кг/м³, $E = 20,4 \cdot 10^{10}$ Па, $V_0 = 2,81$ м/с, $\delta = 8$ мм, $\mu = 0,3$.

Из полученных результатов следует, что максимальное усилие в начальной и отраженной волнах, а также в контакте инструмента с пластиной соответствует моменту времени $(2l + L)/a$.

Полученное решение является более общим по сравнению со случаем, когда ударные торцы бойка и инструмента плоские. Решение для плоских торцов получается из выведенных формул, если в них принять $h \rightarrow \infty$. При плоских ударных торцах начальная волна деформации 1, сформированная в инструменте, имеет прямоугольную форму, а усилия в отраженной волне 2 в начальный момент взаимодействия инструмента с пластиной равны усилиям в прямой волне с обратным знаком.

Из сравнения результатов, полученных для плоских ударных торцов и сферического ударного торца бойка, следует, что наличие местных деформаций в контакте бойка с инструментом приводит к увеличению

длительности начальной волны, сформированной в инструменте, на 50-60%, а отраженной волны и усилий в контакте инструмента с пластиной – на 30%.

При этом волна, отраженная от пластины, из-за местных деформаций в контакте бойка и инструмента имеет меньшее максимальное значение усилий и не изменяется по знаку, что является положительным качеством с точки зрения прочности инструмента.

Полученные формулы позволяют проводить анализ влияния параметров ударной системы не только на напряженное состояние её элементов, но и на эффективность передачи энергии удара от машины в обрабатываемый объект.

Коэффициент передачи энергии бойка в пластину при первом взаимодействии начальной волны с пластиной можно представить в виде произведения двух коэффициентов:

$$\eta = \eta_1 \cdot \eta_2,$$

где η_1 – коэффициент передачи энергии бойка в инструмент; η_2 – коэффициент передачи энергии из инструмента в пластину:

$$\eta_1 = A_n / A_0, \quad \eta_2 = 1 - A_{omp} / A_n, \tag{14}$$

$$\eta = \eta_1 - A_{omp} / A_0, \tag{15}$$

где A_n – энергия прямой волны деформации, сформированной при ударе бойком по инструменту; A_{omp} – энергия волны деформации, отраженной от пластины; A_0 – кинетическая энергия бойка в начальный момент удара,

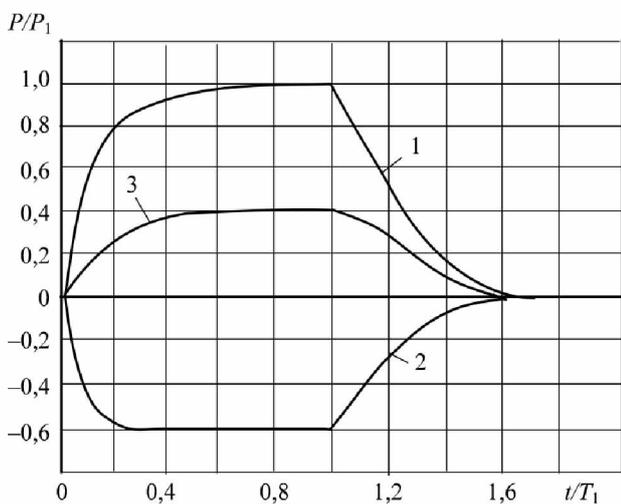


Рисунок 2

$$A_n = A_{n1} + A_{n2}, \quad A_{omp} = A_{omp1} + A_{omp2}, \quad A_0 = mV_0^2 / 2 = P_1^2 T_1 / C.$$

Здесь индекс 1 относится к головной части волны, а индекс 2 – к части волны, соответствующей упругому восстановлению контактных поверхностей:

$$A_{n1} = \frac{1}{C} \int_0^{2l/a} P_{n1}^2(t) dt, \quad A_{n2} = \frac{1}{C} \int_{2l/a}^{4l/a} P_{n2}^2(t) dt.$$

$$A_{omp1} = \frac{1}{C} \int_0^{(2l+L)/a} P_{omp1}^2(t) dt, \quad A_{omp2} = \frac{1}{C} \int_{(2l+L)/a}^{2(l+L)/a} P_{omp2}^2(t) dt.$$

Подставляя в эти формулы функции (9), (12), вычисляя интегралы и пренебрегая вследствие малости членами, содержащими экспоненциальные функции $\exp(-2hl)$, $\exp(-2hL)$, $\exp(-2(h+s)l)$ и т.д., запишем конечные формулы в виде:

$$A_{n1} = \left(1 - \frac{3}{4hl}\right) A_0, \quad A_{n2} = \frac{5}{8hl} A_0, \quad A_n = \left(1 - \frac{1}{8hl}\right) A_0. \tag{16}$$

$$A_{omp1} = A_0 \left[q_2^2 - \frac{Q(4q_2 - Q)}{4hl} + \frac{Q(q_2 - Q)}{(s+h)l} - \frac{(q_2 - Q)}{4sl} (3q_2 + Q) \right], \tag{17}$$

$$A_{omp2} = A_0 \left[\frac{(G - q_2)^2}{4sl} - \frac{G(G - q_2)}{(s+h)l} \left(1 + \frac{Qh}{G(s+h)}\right) + \frac{G^2}{4hl} \left(1 + \frac{Q}{G} + \frac{Q^2}{2G^2}\right) \right]. \tag{18}$$

При плоском ударном торце бойка в этих формулах $A_n = A_0$, $h \rightarrow \infty$, $Q = 1$, $G = 1$.

Ниже в таблице 1 приведены результаты расчета коэффициентов передачи энергии для двух систем, отличающихся длиной, массой бойков и исполнением их ударных торцов (сферический с радиусом r и плоский) при одинаковых энергиях удара. В первой системе длина бойка составляла 0,388 м, масса 1,875 кг, скорость соударения с инструментом 3,5 м/с. Во второй системе длина бойка 0,6 м, масса 2,91 кг, скорость соударения 2,81 м/с.

Таблица 1

Результаты расчета коэффициентов передачи энергии

Длина бойка, l , м	0,388		0,6	
	45	∞	45	∞
Радиус сферы, r , мм				
η_1	0,954	1,0	0,968	1,0
η_2	0,592	0,576	0,604	0,595
η	0,565	0,576	0,584	0,595

Из полученных результатов следует, что различия в коэффициентах передачи энергии бойка в инструменте при сферическом ударном торце и плоском ударном торце не превышают 5%, а различия в коэффициентах передачи энергии бойка в пластину – не превышают 2%.

Отсюда следует, что местные деформации в контакте бойка с инструментом мало влияют на коэффициент передачи энергии бойка в пластину, но оказывают существенное влияние на максимальные напряжения в инструменте.

Как было показано выше, при одинаковой энергии удара напряжения в системе с длинным бойком на 30-40% ниже, чем в системе с коротким бойком. Это связано в основном с тем, что длинный боек, обладая большей массой, обеспечивает заданную энергию удара при меньшей скорости соударения. А напряжения в системе с ростом скорости удара возрастают.

При изменении длины бойка от 0,388 м до 0,6 м при неизменной энергии удара коэффициент передачи энергии в пластину повышается на 2-3%, что также не существенно.

Достоверность полученных результатов подтверждается результатами экспериментов, приведенными в работе [3]. В ней для системы с бойком длиной 0,388 м и плоским ударным торцом получено $\eta = 0,55 \pm 0,03$. Это значение хорошо согласуется с результатами расчетов, приведенными в таблице.

Литература

1. Алимов О.Д., Манжосов В.К., Еремьянц В.Э. Удар. Распространение волн деформаций в ударных системах. М.: Наука, 1985. – 357 с.
2. Еремьянц В.Э. Динамика ударных систем. Моделирование и методы расчета. Palmariumacademicpublishing, Саарбрукен. Германия, 2012. – 586 с.
4. Еремьянц В.Э. Волновые процессы в волноводе ударной системы «боек-волновод-пластина». /Вестник УлГТУ, № 1, 2011. С. 35–38.

ТЕХНОЛОГИИ ГОРЯЧЕГО ОБЪЕМНОГО ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ В РЕЖИМАХ СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ

Рудаев Я.И., Сулайманова С.М.

Кыргызско-Российский Славянский университет, Бишкек, Кыргызская Республика, sulai@bk.ru

TECHNOLOGIES OF HOT VOLUME FORMCHANGE OF METALS AND ALLOYS IN SUPERPLASTICITY MODES

Rudaev Ya.I., Sulaimanova S.M.

Kyrgyz Russian Slavic University, Bishkek, Kyrgyz Republic, sulai@bk.ru

Приведены и описаны типовые технологические схемы таких видов обработки металлов давлением, как изотермическая штамповка, прокатка и прессование алюминиевых сплавов. Представлены основные принципы разработки технологии процессов объемного формоизменения с использованием сверхпластичности.

Standard technological diagrams of such types of metal processing by pressure, as isothermal stamping, rolling and molding of aluminum alloys are provided and described. The basic development principles of technology of volume formchange processes with superplasticity use are described.

К одной из наиболее перспективных и принципиально новых технологических операций, направленных на совершенствование современного производства и представляющих определенный интерес для развития теории обработки металлов давлением относятся процессы изотермического объемного формоизменения материала в режимах сверхпластичности, которые позволяют значительно повысить пластические свойства материала и снизить усилие деформирования при достижении больших степеней деформации.

Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования позволяют определить сверхпластичность как особое состояние поликристаллических материалов, способных аномально равномерно пластически деформироваться на очень большие степени при пониженном напряжении и высоких гомологических температурах и малых скоростях деформации.

Внешняя сторона эффекта сверхпластичности просматривается в форме аномального квазиоднородного удлинения (до нескольких сотен и даже тысяч процентов) при малых напряжениях пластического течения. Изучение физической природы такой аномалии показало, что в материалах, наряду с известными формами массопереноса, превалирующим становится механизм зернограничного проскальзывания со сменой соседей зерен. На реализацию указанного механизма необходимо формирование ультрамелкозернистой структуры в исходном состоянии материала (структурная или микроразерненная сверхпластичность) или в процессе нагрева и деформации (динамическая сверхпластичность).

Одной из первоочередных проблем широкого промышленного освоения процессов изготовления сверхпластичных полуфабрикатов является получение в промышленных масштабах катаной, кованой или прессованной заготовки в виде прутков, профилей или полосы из сплава с регламентированной структурой.

Применение эффекта сверхпластичности материалов с неподготовленной структурой открывает возможности совмещения нагрева и деформации с формированием ультрамелкозернистой структуры, которые происходят при низком уровне напряжений с последующим кардинальным улучшением физико-механических параметров сплавов при нормальной температуре. Такие процессы целесообразно осуществлять в технологических операциях объемного формоизменения. При этом открывается возможность получать полуфабрикаты не только с небольшими усилиями, но и сформулировать оптимальную технологическую стратегию изготовления конечного продукта с наилучшими структурными показателями.

Ряд особенностей, характеризующих алюминиевые сплавы в состоянии сверхпластичности, – повышенная деформационная способность, малое значение напряжения течения, практическое отсутствие деформационного упрочнения, слабое влияние сверхпластической деформации на микроструктуру, высокая релаксационная способность – обеспечивает возможность значительного повышения эффективности процессов обработки металлов давлением и качества готовых изделий. С другой стороны, низкие скорости деформации, соответствующие состоянию и регламентированному температурному режиму деформации, существенно усложняют и удорожают подготовку производства, снижают производительность технологических процессов и в результате ограничивают использование сверхпластичности в обработке металлов давлением. Сопоставление указанных преимуществ и ограничений, а также обобщение имеющегося опыта использования сверхпластичности позволяет выделить ряд технологических операций, реализация которых дает наибольший эффект. К таким процессам относятся штамповка малопластичных и труднодеформируемых металлов и сплавов на основе никеля, титана, магния, алюминия.

В качестве технологического примера приложения сверхпластичности сошлемся на результаты [1-3], которые позволили, используя схему обратного выдавливания, получить ряд деталей из алюминиевых сплавов. Основным достоинством изотермической штамповки является улучшение свойств сплавов за счет формирования требуемой структуры после пластической обработки, возможность сочетания пластической и термической обработки, достижение высокого качества поверхности и точных размеров изделий. Так, в термомеханических режимах сверхпластичности получен ряд осесимметричных полуфабрикатов из различных алюминиевых сплавов, причем на примере детали типа «Стакан» (сплав АМг5, рис.1.) показаны преимущества точной изотермической объемной штамповки деталей сложной формы. При этом происходит снижение до минимума отходов металла, уменьшение усилия штамповки, затрат энергии на процесс деформации с достижением качественных структурных показателей.



Рисунок 1- Детали «стакан» (АМг5), «корпус» (В48), «крышка» (АК4), «сферическая опора» (Д18Т)

Отметим, что технология получения изделий должна быть основана на обобщении научной и технической сторон задачи, которые, следуя [1], можно представить следующими этапами:

«Первый этап: выбор термомеханических режимов перехода сплавов в сверхпластическое состояние; выяснение влияния сверхпластической деформации на эксплуатационные свойства материала.

Второй этап: решение комплекса обработочных задач, включающих разработку конструкций и материалов оснастки, учитывающих особенности сверхпластической деформации; создание конструкции установки, обеспечивающей контроль и регулирование термомеханических параметров процесса деформирования с учетом длительного непрерывного воздействия высокой температуры. Третий этап: отработка финишных операций».

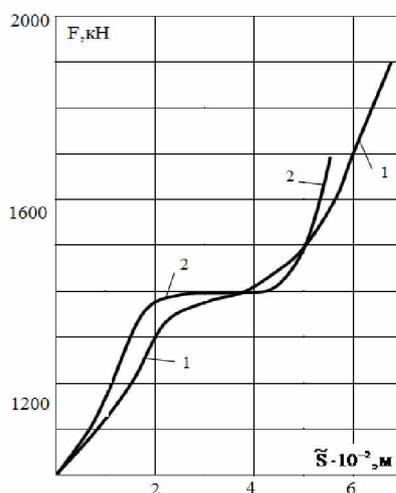


Рисунок 2 - Опытные диаграммы зависимости деформирующего усилия от перемещения инструмента: 1- $\theta = 743 \text{ K}$; 2 - $\theta = 763 \text{ K}$

На рисунке 2 приведены экспериментальные диаграммы связи между деформирующим усилием (F) и перемещением инструмента (\tilde{S}), записанных в процессе изготовления детали типа «стакан». При этом кривая 1 получена при температуре $\theta = 743 \text{ K}$, а кривая 2 – $\theta = 763 \text{ K}$. Сопоставление указанных диаграмм демонстрирует очевидные преимущества штамповки при температуре $\theta = 763 \text{ K}$. Следует отметить, что процесс формообразования происходит в три этапа, причем на первом имеет место операция наполняемости гравюры штампа. Формирование стенки реализуется практически без возрастания усилия (средний участок кривой 2), т.е. в режиме сверхпластичности. Восходящая ветвь диаграммы $F \sim \tilde{S}$ после горизон-

тального участка отвечает образованию буртика. В [3] приведен металлографический анализ, выполненный для изучения кач

При точной объемной штамповке детали получают деформированием в штампе без припуска на механическую обработку по всей поверхности, за исключением той ее части, по которой данная деталь стыкуется с другими деталями при сборке. В этом случае сверхпластическую деформацию целесообразно использовать при штамповке тонкостенных деталей сложной формы с развитой поверхностью. В случае штамповки поковок малых и средних размеров, изготовление которых не лимитировано мощностью имеющихся прессов, эффект от использования сверхпластичности связан, главным образом, со снижением отходов металла, уменьшением объема и трудоемкости обработки резанием, повышением качества деталей. Этот эффект тем значительнее, чем дороже обрабатываемый сплав и чем он труднее деформируется в обычных условиях. В таблице 1 приведены технические характеристики использованного в опытах изотермического штампового блока.

Однако наибольший эффект от использования сверхпластичности достигается при штамповке крупногабаритных изделий сложной формы с развитой поверхностью, особенно если их штампуют из труднодеформируемых материалов, обладающих повышенным сопротивлением деформации. В этом случае применение обычной горячей штамповки может лимитироваться мощностью прессового оборудования или стойкостью штампового инструмента. Применение же режимов сверхпластичности решает эти задачи. При этом возможно увеличить в пределах номинального усилия пресса максимально допустимые размеры штампуемых деталей или перевести штамповку деталей с мощных (часто уникальных) прессов на серийные с меньшим номинальным усилием.

Таблица 1-Технические характеристики изотермического штампового блока

Характеристика	Величина
Потребляемая мощность, <i>кВт</i>	12...15
Номинальная температура, <i>К</i>	853
Неравномерность температуры в рабочем пространстве, <i>К</i>	5
Время нагрева инструмента и рабочей зоны, <i>час</i>	1,5
Размер рабочего пространства – диаметр и высота, <i>м · 10⁻¹</i>	1,95; 1,45
Габаритные размеры штампованного блока – диаметр и высота, <i>м · 10⁻¹</i>	5,75; 7,50
Масса, <i>кг</i>	370

Выбору оптимальных параметров технологического режима прокатки в температурных режимах сверхпластичности посвящены работы [1-3]. В качестве примера оценки склонности литого алюминиевого сплава к сверхпластичности рассмотрена экспериментальная задача низкоскоростной продольной прокатки сплава 1561 в изотермических условиях. Для выполнения экспериментального исследования были изготовлены слитки сплава 1561 (AMg61) размером 0,9×0,24×0,06 м и следующим химическим составом: 5,88% Mg; 1,03% Mn; 0,16% Zr; 0,12% Si; 0,08% Fe, остальное – Al. Металл подвергался гомогенизационному отжигу в течение 24 часов при температуре 733 ± 5 К с последующим охлаждением на воздухе. Гомогенизационный отжиг проводился с целью повышения технологической пластичности и устранения дендритной ликвации, возникающей вследствие неравномерных условий кристаллизации. При проведении эксперимента учитывалась необходимость возможного соответствия скоростей деформаций реализуемым скоростям осуществляемого процесса прокатки.

Сочетая кинематические и энергосиловые параметры наиболее выгодным образом в процессе горячей прокатки, можно получить в предеформированном металле такую структуру, которая в дальнейшем может быть преобразована в ультрамелкозернистую. В свою очередь, такая структура дает возможность получить наиболее рациональное сочетание прочностных и деформационных характеристик, а также улучшить физико-механические свойства и привести к минимальной анизотропии механических свойств [2].

Проблемы оптимизации технологических параметров процесса прессования в режимах сверхпластичности и влияние температурно-скоростных условий прессования на структуру и свойства пресс-изделий обсуждены в [4-10].

Закономерности теории прессования основываются на взаимосвязи между характером течения и напряженно-деформированным состоянием прессуемого металла по всему его объему. Данные закономерности позволяют обоснованно проектировать технологический процесс прессования, способствуют определению рациональной формы технологического инструмента, повышению качества продукции.

Основным принципом изотермического формоизменения является необходимость нагрева системы «заготовка-инструмент» до одинаковой температуры, которая соответствует оптимальному режиму дефор-

мирования. Преимущества изотермического деформирования заключаются в том, что снижаются усилия с помощью регулирования температурно-скоростных режимов обработки. При этом обеспечивается более равномерное течение металла с наивысшей пластичностью, позволяющей реализовать схемы объемного формоизменения. Следовательно, можно получить более высокий коэффициент использования металла (КИМ), а также создать благоприятные условия для работы деформирующего инструмента и регламентированного изменения структуры и свойств металла (возрастает качество изделий, увеличивается культура производства и повышается технологическая дисциплина) [3].

Преимуществом способа обработки металлов давлением является улучшение свойств с помощью получения требуемой структуры металлов после пластической обработки, возможность сочетания пластической и термической обработки, достижение высокого качества поверхности и точных размеров изделий. Продукция получается не только прочнее, надежнее, долговременнее, но и дешевле, особенно при массовом производстве. Резко уменьшаются потери металла, отходы в виде стружки [2].

Наличие сверхпластичности позволяет расширить возможности и повысить эффективность точной изотермической объемной штамповки деталей сложной формы, добиваясь при этом снижения до минимума отходов металла, уменьшения усилия штамповки, затрат энергии на процесс деформации, снижения трудоемкости производства, повышения качества продукции.

Литература

1. Рудской А.И., Рудаев Я.И. Механика динамической сверхпластичности алюминиевых сплавов. СПб.: Наука, 2009. - 218 с.
2. Рудаев Я.И. Введение в механику динамической сверхпластичности. - Бишкек: КРСУ, 2003. - 134с.
3. Кунеев В.И., Пазылов Ш.Т., Рудаев Я.И. и др. Технологии динамической сверхпластичности // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. № 6. - С. 62 -70.
4. Сулайманова С.М. Сверхпластичность динамического типа в технологиях объемного деформирования //Динамика сплошной среды. Механика структурно-неоднородных сред. 2012. Выпуск 127. С.102 - 106.
5. Рудаев Я.И., Сулайманова С.М. Двумерная задача прессования полосы с использованием сверхпластичности // V Intern. sci. conf. «Strength and fracture of mater and constr.» V.II. - Orenburg, 2008.
6. Рудаев Я.И., Карганова А.Дж., Сулайманова С.М. Технологические задачи объемного формоизменения //Материалы VII Международной научной конференции «Прочность и разрушение материалов и конструкций». - Оренбург, Россия, 2010.- Т.2.- С.501 - 511.
7. Rudaev Ya.I., Sulaimanova S.M. About optimization of process pressing of a plate with use of superplasticity // Actual problems of control theory; topology and operator equations. Shaker Verlag Aachen, Germany 2009. - P.179-185.
8. Рудаев Я.И., Сулайманова С.М., Ташбаев Ч.К. Теория обратного выдавливания в режимах сверхпластичности // Научно-технические Ведомости СПбГПУ. 2010. №1. - С.91-102.
9. Сулайманова С.М. Некоторые особенности объемного формоизменения в рамках сверхпластичности // Вестник КазНТУ им. К.И.Сатпаева. 2012. №1(89). - С.181-187.
10. Kitaeva D.F., Rudaev Ya.I., Sulaimanova S.M. About stability of process superplastic axial tension //The Seventh International Conference on Material Technologies and Modeling MMT-2012, Ariel University Center of Samaria, Ariel, Israel, 2012. P.246 - 253.

УДК 621.79

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВНУТРЕННИХ НАПРЯЖЕНИЙ

*Орозбаев А.А., Никишов Д.С., Чыныбаев М.К., Назаров С.О.
Кыргызский государственный технический университет им. И.Раззакова,
Бишкек, Кыргызская Республика, akjoll1986_86@mail.ru*

THEORETICAL BASIS OF EXPERIMENTAL DETERMINATION OF RESIDUAL STRESSES

*Orozbaev A.A., Nikishov D.S., Chynybaev M.K., Nazarov S.O.
Kyrgyz State Technical University named after I.Razzakova
Bishkek, Kyrgyz Republic, akjoll1986_86@mail.ru*

В статье приводится математическая модель, основанная на уравнениях теории упругости для определения внутренних напряжений экспериментальным методом.

мирования. Преимущества изотермического деформирования заключаются в том, что снижаются усилия с помощью регулирования температурно-скоростных режимов обработки. При этом обеспечивается более равномерное течение металла с наивысшей пластичностью, позволяющей реализовать схемы объемного формоизменения. Следовательно, можно получить более высокий коэффициент использования металла (КИМ), а также создать благоприятные условия для работы деформирующего инструмента и регламентированного изменения структуры и свойств металла (возрастает качество изделий, увеличивается культура производства и повышается технологическая дисциплина) [3].

Преимуществом способа обработки металлов давлением является улучшение свойств с помощью получения требуемой структуры металлов после пластической обработки, возможность сочетания пластической и термической обработки, достижение высокого качества поверхности и точных размеров изделий. Продукция получается не только прочнее, надёжнее, долговременнее, но и дешевле, особенно при массовом производстве. Резко уменьшаются потери металла, отходы в виде стружки [2].

Наличие сверхпластичности позволяет расширить возможности и повысить эффективность точной изотермической объемной штамповки деталей сложной формы, добиваясь при этом снижения до минимума отходов металла, уменьшения усилия штамповки, затрат энергии на процесс деформации, снижение трудоемкости производства, повышения качества продукции.

Литература

1. Рудской А.И., Рудаев Я.И. Механика динамической сверхпластичности алюминиевых сплавов. СПб.: Наука, 2009. - 218 с.
2. Рудаев Я.И. Введение в механику динамической сверхпластичности. - Бишкек: КРСУ, 2003. –134с.
3. Кунеев В.И., Пазылов Ш.Т., Рудаев Я.И. и др. Технологии динамической сверхпластичности // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2002. № 6. - С. 62 -70.
4. Сулайманова С.М. Сверхпластичность динамического типа в технологиях объемного деформирования //Динамика сплошной среды. Механика структурно-неоднородных сред. 2012. Выпуск 127. С.102 - 106.
5. Рудаев Я.И., Сулайманова С.М. Двумерная задача прессования полосы с использованием сверхпластичности // V Intern. sci. conf. «Strength and fracture of mater and constr.» V.II. - Orenburg, 2008.
6. Рудаев Я. И., Карганова А.Дж., Сулайманова С.М. Технологические задачи объемного формоизменения //Материалы VI Международной научной конференции «Прочность и разрушение материалов и конструкций». -Оренбург, Россия, 2010.- Т.2.- С.501 - 511.
7. Rudaev Ya.I., Sulaimanova S.M. About optimization of process pressing of a plate with use of superplasticity // Actual problems of control theory; topology and operator equations. Shaker Verlag Aachen, Germany 2009. - P.179-185.
8. Рудаев Я.И., Сулайманова С.М., Ташбаев Ч.К. Теория обратного выдавливания в режимах сверхпластичности // Научно-технические Ведомости СПбГПУ. 2010. №1. - С.91-102.
9. Сулайманова С.М. Некоторые особенности объемного формоизменения в рамках сверхпластичности // Вестник КазНТУ им. К.И.Сатпаева. 2012. №1(89). - С.181-187.
10. Kitaeva D.F., Rudaev Ya.I., Sulaimanova S.M. About stability of process superplastic axial tension //The Seventh International Conference on Material Technologies and Modeling MMT-2012, Ariel University Center of Samaria, Ariel, Israel, 2012. P.246 - 253.