

УДК 531.781.2

СИЛОВОЙ РЕЖИМ СКОРОСТНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ В КЛИНОВЫХ МАТРИЦАХ С ПРИМЕНЕНИЕМ ПРОМЕЖУТОЧНОГО БОЙКА

Докт. техн. наук, проф. ИСАЕВИЧ Л. А., канд. техн. наук, доц. КАЧАНОВ И. В.

Белорусская государственная политехническая академия

Скоростное выдавливание, реализуемое посредством ударного воздействия на деформируемую заготовку, является эффективным техническим процессом, который позволяет изготавливать за один переход стержневые изделия широкого промышленного назначения с минимальным объемом последующей механической обработки [1]. Технический процесс значительно упрощается, если ударное воздействие на заготовку I осуществляется через промежуточный боек II (рис. 1), что исключает необходимость строгого центрирования основного пуансона III относительно оси контейнера IV и клиновой матрицы V.

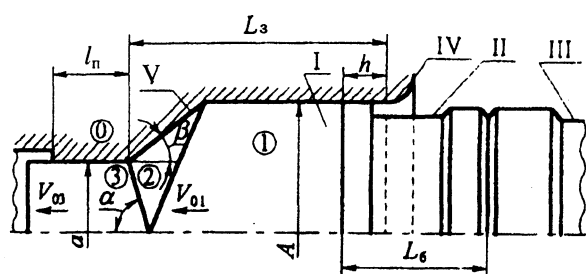


Рис. 1. Схема процесса скоростного выдавливания с применением промежуточного бойка

Усилие, действующее на пуансон при ударном выдавливании заготовки, определим с помощью метода верхней оценки (МВО). С учетом рекомендаций авторов [2, 3] для расчета усилия с помощью МВО используем разрывное, кинематически возможное поле линий скольжения, состоящее из блоков 1, 2, 3 (рис. 1). Внешнюю неподвижную область назовем нулевым блоком и обозначим 0. В выбранном поле очаг пластической деформации находится внутри блока 2. При теоретическом анализе процесса промежуточный боек будем рассматривать как продолжение бло-

ка I деформируемой заготовки. При этом будем считать, что в процессе выдавливания имеет место внеконтактное перемещение промежуточного бойка внутри контейнера.

Для решения задачи примем следующие допущения: материал заготовки – однородный, несжимаемый, изотропный, жесткопластический; инструмент – абсолютно жесткий; формирование очага пластической деформации происходит в начальной стадии соударения инструмента с заготовкой изменение скорости деформирования в каждый момент времени не оказывает влияния на кинематику течения и не приводит к видоизменению принятого разрывного поля линий скольжения (квазистатическая задача).

Величину усилия, действующего на основной пуансон при ударном выдавливании заготовки в клиновой матрице, найдем из уравнения баланса мощностей внешних и внутренних сил

$$W_{\text{п}} = W_{\text{сс}} = W_{\text{соб}} + W_{\text{дин}} \pm W_{\text{ин}}, \quad (1)$$

где $W_{\text{п}}$ – мощность движущегося пуансона (мощность внешних активных сил); $W_{\text{сс}}$ – суммарная мощность сил сопротивления; $W_{\text{соб}}$ – мощность сил (внешних и внутренних) собственного сопротивления деформируемой заготовки; $W_{\text{дин}}$ – мощность от действия динамических напряжений на поверхностях разрыва кинематических параметров (скорости, ускорения) деформируемой среды; $W_{\text{ин}}$ – мощность, обусловленная действием локальных сил инерции движущейся заготовки и промежуточного бойка.

При анализе составляющей мощности $W_{\text{ин}}$ будем считать, что процесс ударного воздействия на заготовку и промежуточный боек вполне допустимо условно разделить на две стадии –

разгона и торможения [4]. При этом на стадии разгона из-за ускоренного перемещения заготовки и промежуточного бойка действие локальных сил инерции направлено против перемещения пуансона. Мощность $W_{ин}$ от действия этих сил противоположна по знаку мощности W_n движущегося пуансона и в (1) учитывается со знаком плюс.

На стадии торможения (стадия замедленного движения присоединенной массы блока 1, промежуточного бойка и пуансона) локальные силы инерции изменяют свое направление на противоположное и, действуя по ходу движения пуансона, вызывают снижение преодолеваемой им нагрузки. Мощность $W_{ин}$ в данном случае совпадает по знаку с мощностью W_n движущегося пуансона и при подстановке в (1) берется со знаком минус.

Величины, входящие в (1), определяются следующим образом. Мощность W_n движущегося со скоростью V пуансона, рассчитывается по уравнению

$$W_n = PV = pAbV, \quad (2)$$

где P и p – соответственно усилие и давление, действующие на пуансон в процессе деформирования заготовки; A и b – соответственно высота и ширина заготовки.

Выражение для расчета мощности $W_{собр}$ имеет вид [5]

$$W_{собр} = (1 + 2\mu) \sum k l_{rs} b V_{rs}, \quad (3)$$

где μ – коэффициент пластического трения ($0,5 \geq \mu \geq 0$); k – постоянная пластичности деформируемого материала; l_{rs} – длина границ между блоками r, s (r и s – номера блоков в принятом поле линий скольжения: $r = 0, 1, 2$; $s = 1, 2, 3$; $r \neq s$); V_{rs} – величина разрыва скорости вдоль границ смежных блоков; b – ширина заготовки.

Величину мощности $W_{дин}$, учитывая рекомендации [2], рассчитаем по уравнению

$$W_{дин} = \rho (V_n)_{rs} V_{rs}^2 b l_{rs}, \quad (4)$$

где ρ – плотность материала; $(V_n)_{rs}$ – нормальная к поверхности разрыва компонента скорости, определяемая по годографу скорости (рис. 2а); величины l_{rs} , b , V_{rs} имеют тот же смысл, что и в (3).

Для определения мощности $W_{ин}$ используем выражение [5]

$$W_{ин} = \sum_{i=1}^3 m_i \omega_i \bar{V}_i + m_{пб} \omega_{пб} \bar{V}_{пб}, \quad (5)$$

где m_i и $m_{пб}$ – массы соответственно блоков 1, 2, 3 заготовки и промежуточного бойка; ω_i и $\bar{V}_i$ – значения соответственно векторов ускорения и скорости движущихся масс m_i деформируемой заготовки; $\omega_{пб}$ и $\bar{V}_{пб}$ – значения векторов ускорения и скорости промежуточного бойка.

Массу $m_{пб}$ промежуточного бойка в (5) определим через его плотность ρ_b и линейные размеры A, b, L_b (рис. 1). Тогда

$$m_{пб} = \rho_b A b L_b. \quad (6)$$

При определении составляющих мощности по (2)–(5) используем поле линий скольжения (рис. 1) с годографами скоростей и ускорений (рис. 2а, б, в). Построение годографа скоростей (рис. 2а) проводилось в соответствии с методами графостатики, изложенными в [2]. Построение годографов ускорений (рис. 2б, в) было проведено для двух стадий процесса – разгона и торможения по методике автора [4]. При этом принималось, что векторы ускорений, как и векторы скоростей, претерпевают разрыв на граничных поверхностях между блоками 1, 2, 3 в принятом поле линий скольжения.

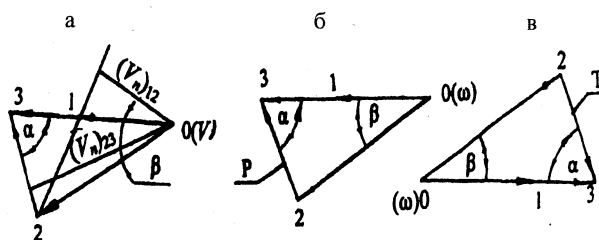


Рис. 2. Годографы: а – скоростей; б, в – ускорений, используемые для анализа силового режима скоростного выдавливания; Р – разгон; Т – торможение

Расчет суммарной мощности сил сопротивления $W_{ср}$ осуществляется следующим образом. Выразим с помощью параметров α, β , размеров заготовки A, a, b и степени обжатия N ($N = a/A$) длину участков разрыва l_{rs} и массу блоков m_i . При этом установим соотношения для кинематических параметров блоков 2, 3 деформируемой заготовки V_{rs} , $(V_n)_{rs}$, V_i , ω_i , выразив их через аналогичные параметры блока 1 V_{01} , ω_{01} , промежуточного бойка $V_{пб}$, $\omega_{пб}$ и пуансона V , ω .

С учетом сказанного после проведения преобразований (1)–(6) зависимость для расчета суммарной мощности $W_{\text{св}}$ запишется следующим образом:

$$W_{\text{св}} = AbV_{01} \left\{ K \left[F_1(\alpha, \beta, \mu, N) + 4\mu \left(\frac{L_3 - h}{A} + \frac{l_n}{NA} \right) + \rho V_{01}^2 F_2(\alpha, \beta, \mu, N) \right] \pm \right. \\ \left. \pm \rho \omega_{01} A \left[F_3(\alpha, \beta, \mu, N) + \frac{L_3}{A} + \frac{\rho_6 L_6}{\rho A} + \frac{1 - N^2}{N^2 A} h \right] \right\}, \quad (7)$$

где h – путь деформирования; L_3 – длина заготовки; l_n – длина калибрующего пояска; $F_1(\alpha, \beta, \mu, N)$, $F_2(\alpha, \beta, \mu, N)$, $F_3(\alpha, \beta, \mu, N)$ – функции, зависящие от условий деформирования μ , N и параметров α , β поля линий скольжения [5]; V_{01} и ω_{01} – соответственно скорость и ускорение блока 1 деформируемой заготовки; K – постоянная пластичности материала заготовки.

Для оптимизации энергосилового режима исследуемого процесса установим значения параметров α , β , при которых мощность $W_{\text{св}}$ принимает минимальное значение. Для задачи, решаемой в квазистатической постановке, выражения для расчета оптимальных параметров α , β найдем, исследуя на экстремум функционал мощности сил собственного сопротивления $W_{\text{соб}}$. Уравнение для определения мощности $W_{\text{соб}}$, учитывая (1), (3), (7), имеет вид

$$W_{\text{соб}} = AbV_{01} \left\{ K \left[F_1(\alpha, \beta, \mu, N) + 4\mu \left(\frac{L_3}{A} + \frac{l_n}{NA} \right) - 4\mu \left(\frac{h}{A} \right) \right] \right\}. \quad (8)$$

Тогда в результате решения системы уравнений

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial W_{\text{соб}}}{\partial \alpha} &= 0 \\ \frac{\partial W_{\text{соб}}}{\partial \beta} &= 0 \end{aligned} \right\}, \quad (9)$$

с учетом (8) получим зависимости для расчета оптимальных параметров разрывного поля α и клиновой матрицы β :

$$\alpha = \arcsin \sqrt{\frac{(1 + 2\mu - \mu^2 N)}{(1 + 2\mu)[(1 + N) + 2\mu(1 - N)]}}; \quad (10)$$

$$\beta = \arcsin \sqrt{\frac{(1 + 2\mu - \mu^2 N)}{(1 + N)^2 + 2\mu(1 - N^2)}}. \quad (11)$$

Полученное выражение (11) имеет существенное значение для оптимизации процесса скоростного выдавливания, так как позволяет рассчитывать оптимальный угол конусности β клиновой матрицы, при котором деформация заготовки осуществляется с минимальными затратами мощности. В дополнение к сказанному необходимо отметить, что, используя (10), (11), можно спрогнозировать оптимальный силовой режим процесса, характеризующийся минимальной нагрузкой, действующей на инструмент. Так, для стадии торможения при подстановке (10), (11) в (7) в результате преобразований с учетом (1), (2) была получена формула для расчета минимального верхнеграницного давления p , действующего на пуансон:

$$p = \frac{M \left\{ K \left[F_{1,\text{opt}} + 4\mu \left(\frac{L_3 - h}{A} + \frac{l_n}{NA} \right) \right] + \rho V^2 F_{2,\text{opt}} \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F_{3,\text{opt}} + \frac{L_3}{A} + \frac{\rho_6 L_6}{\rho A} + \frac{1 - N^2}{N^2 A} h \right]}, \quad (12)$$

где M и V – соответственно масса и скорость пуансона; $F_{1,\text{opt}}$, $F_{2,\text{opt}}$, $F_{3,\text{opt}}$ – значения функций, рассчитанные по оптимальным параметрам поля α и клиновой матрицы β (в полном объеме выражения для расчета функций $F_{1,\text{opt}}$, $F_{2,\text{opt}}$, $F_{3,\text{opt}}$ приведены в [5]).

При выводе (12) принималось, что на стадии торможения значения кинематических параметров зоны 1 V_{01} , ω_{01} , промежуточного бойка $V_{\text{пб}}$, $\omega_{\text{пб}}$ и пуансона V , ω равны между собой по величине и направлению $V_{01} = V_{\text{пб}} = V$; $\omega_{01} = \omega_{\text{пб}} = \omega$.

Анализ слагаемых в числителе (12) показывает, что первое из них характеризует квазистатическую часть давления, обусловленную действием внешних и внутренних сил сопротивления на поверхностях трения и разрыва кинематических параметров (скорости, ускорения). Второе слагаемое $\rho V^2 F_{2,\text{opt}}$ свидетельствует о влиянии динамических напряжений, действующих на поверхностях разрыва, на повышение давления на пуансоне.

Выражение в знаменателе характеризует снижение нагрузки на пуансоне, обусловленное

действием локальных инерционных сил деформируемой заготовки и промежуточного бойка. Анализ отношения $\frac{\rho_6 L_6}{\rho A}$ в знаменателе уравнения (12) показывает, что применение в схеме нагружения промежуточного бойка способствует оптимизации энергосилового режима за счет более интенсивного снижения усилия деформирования на стадии торможения.

Из анализа (12) видно, что оно практически полностью отражает условия деформирования μ , N , V , реологические характеристики материала k , ρ , значения соударяющихся масс: основного пуансона, промежуточного бойка, заготовки M , $m_{пб}$, m_z . Опосредованно в (12) представлен и оптимальный угол конусности β клиновой матрицы, определяемый по (11) через параметры μ и N .

С учетом сказанного выражение (12) может быть рекомендовано для прогнозирования ми-

нимальной верхнеграницной нагрузки, действующей на пуансон, при осуществлении технологий скоростного выдавливания стержневых изделий с применением промежуточного бойка.

ЛИТЕРАТУРА

1. Исаевич Л. А., Качанов И. В. Новые технологии изготовления стержневого инструмента с плоским рабочим торцом // Матер. междунар. науч.-техн. конф. / Мин. обр. РБ; БГПА. – Мн., 2000. – С. 188.
2. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов. – М.: Metallurgy, 1972. – 408 с.
3. Работнов Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, 1988. – 712 с.
4. Дьяконов О. М. Исследование процесса высокоскоростного выдавливания полостей различной формы: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.16.05 / БПИ. – Мн., 1979. – 23 с.
5. Качанов И. В. Исследование процесса и разработка технологий скоростного горячего выдавливания стержневых изделий: Дис. ... канд. техн. наук: 05.16.05 / БПИ. – Мн., 1982. – 240 с.

УДК 621.793.1

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ

*Доктора техн. наук, профессора МРОЧЕК Ж. А.,
КОЖУРО Л. М., ФИЛОНОВ И. П.*

*Белорусская государственная политехническая академия,
Белорусский государственный аграрный технический университет*

В основе механизма магнитно-абразивной обработки (МАО) лежит механохимический съем материала с поверхности обрабатываемой заготовки (рис. 1). Существенную роль здесь играет пластическое деформирование вершин микронеровностей магнитно-абразивным порошком, плотность которого может изменяться напряженностью магнитного поля. Подача в зону обработки СОЖ, которая в данном процессе выступает как электролит и носитель поверхностно-активных веществ, а не как средство охлаждения заготовки, обеспечивает протекание процесса электролиза. В результате происходит электрохимическое растворение поверхности заготовки, а так как магнитно-абразивный порошок постоянно перемещается между накопниками электромагнитов и поверхностью заготовки (между катодом и анодом), растворяется

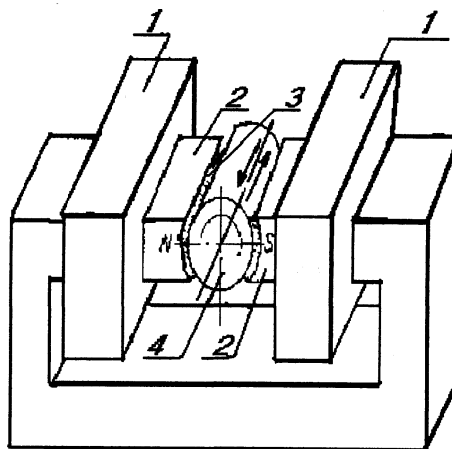


Рис. 1. Принципиальная схема магнитно-абразивной обработки поверхностей тел вращения: 1 – электромагниты; 2 – наконечники электромагнитов; 3 – ферромагнитный порошок; 4 – изделие