

МАШИНОСТРОЕНИЕ, МЕХАНИКА
MECHANICAL ENGINEERING AND MECHANICS

УДК 531.781.2

Поступила в редакцию 20.10.2017
Received 20.10.2017**И. В. Качанов, В. В. Власов***Белорусский национальный технический университет, Минск, Беларусь***ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМА НАГРУЖЕНИЯ ПРИ СКОРОСТНОМ УДАРНОМ
ВЫДАВЛИВАНИИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПЛОСКОСТУПЕНЧАТЫХ СТЕРЖНЕВЫХ
ИЗДЕЛИЙ**

Аннотация. Приводится физико-механическая модель, разработанная для расчета силового воздействия на пуансон при скоростном ударном выдавливании биметаллических ступенчатых стержневых изделий в условиях плоской деформации. Для решения поставленной задачи процесс ударного нагружения заготовки разделяется на две стадии – разгона и торможения. На стадии разгона принимается линейная зависимость на графике $P_n(h_n)$ «усилие на пуансоне – путь деформирования». Для стадии торможения приводится методика расчета усилия, действующего на пуансон, при пластическом течении биметаллической заготовки в ступенчатую сужающую полость с тремя очагами деформации. На основе метода верхней оценки для случая пластического течения на завершающем этапе процесса через очаги деформации получено уравнение для расчета усилия, действующего на пуансон. Путем решения задачи в квазистатической постановке (действие динамических напряжений на поверхностях разрыва скорости и сил инерции не оказывает влияние на вид и форму построенных годографов скоростей и ускорений), исходя из условия минимальной мощности пластического формоизменения, были установлены зависимости для расчета оптимальных углов матричной полости $\alpha_{\text{опт}}$, $\beta_{\text{опт}}$, $\gamma_{\text{опт}}$, зависящих от вытяжки λ и коэффициента трения μ . Применение матриц с оптимальными углами конусности позволит реализовать процесс ударного скоростного выдавливания с минимальной нагрузкой, действующей на пуансон. На основе разработанной модели в рамках принятых допущений получено уравнение для расчета минимального верхнеграницного усилия $P_{n,\text{min}}$, действующего на пуансон при ударном скоростном пластическом течении металлов через очаги деформации. В уравнении представлены реологические характеристики деформируемой основной части заготовки (k , ρ), технологические параметры (λ_1 , λ_2 , λ_3 , V), коэффициенты контактного трения μ для различных участков поверхности матричной полости, значения соударяющихся масс пуансона и заготовки.

Разработанная модель расчета оптимального силового режима и уравнение (17) вполне могут быть использованы в инженерной практике для разработки технологии скоростного ударного выдавливания плоскоступенчатых биметаллических изделий различного назначения.

Ключевые слова: биметаллы, деформирование, обработка давлением, скоростное горячее выдавливание, метод верхней оценки, условие баланса мощности внешних и внутренних сил

Для цитирования. Качанов, И. В. Оптимизация режима нагружения при скоростном ударном выдавливании биметаллических плоскоступенчатых стержневых изделий / И. В. Качанов, В. В. Власов // Вест. Нац. акад. наук Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. – 2018. – Т. 63, № 1. – С. 43–52.

I. V. Kachanov, V. V. Vlasov*Belarusian National Technical University, Minsk, Belarus***LOADING REGIME OPTIMIZATION FOR HIGH-SPEED IMPACT EXTRUSION OF BIMETALLIC FLAT-STEP
ROD PRODUCTS**

Abstract. The work presents a physicomechanical model developed for calculating the force action on the punch with high-speed impact extrusion of bimetallic stepped rod products under conditions of plane deformation. In order to obtain the result, the process of impact loading of the workpiece is divided into two stages – acceleration and braking. At the acceleration

stage, a linear dependence on the graph $P_n(h_n)$ “force on the punch – the deformation line” is adopted. For the braking stage, a procedure is given for calculating the force acting on the punch with the plastic flow of the bimetallic workpiece in a stepped narrowing cavity with three deformation centers. Based on the method of upper evaluation for the case of plastic flow at the final stage of the process, an equation is derived for calculating the force acting on the punch through deformation centers. By solving the problem in a quasistatic formulation (the action of dynamic tensions on the surfaces of velocity discontinuity and inertia forces does not affect the type and shape of the velocity and acceleration hodographs constructed), starting from the condition of the minimum power of plastic shaping, the dependences for calculating the optimum angles of the matrix cavity $\alpha_{\text{опт}}$, $\beta_{\text{опт}}$, $\gamma_{\text{опт}}$ depending on the stretching λ and the coefficient of friction μ were determined. The use of a matrix with the optimum taper angles will allow us to realize the process of high-speed impact extrusion with minimum load acting on the punch. On the basis of the developed model, an equation for calculating the minimum upper force $P_{n,\text{min}}$ acting on the punch under high-speed impact plastic flow of metals through the deformation centers was obtained within the framework of the adopted assumptions. The equation presents the rheological characteristics of the deformed main part of the workpiece (k , ρ), technological parameters (λ_1 , λ_2 , λ_3 , V), contact friction coefficients μ for different parts of the surface of the matrix cavity, the impacting masses of the punch and the workpiece.

The developed model for calculating the optimal power regime and equation can be used in engineering practice to develop a technology for high-speed impact extrusion of flat-step bimetallic products for various purposes.

Keywords: Bimetals, deformation, pressure treatment, high-speed hot extrusion, upper evaluation method, condition of power balance of external and internal forces.

For citation. Kachanov I. V., Vlasov V. V. Loading regime optimization for high-speed impact extrusion of bimetallic flat-step rod products. *Vestsi Natsyonal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2018, vol. 63, no. 1, pp. 43–52 (in Russian).

Введение. Современное развитие промышленного производства требует применения высокопроизводительных, энерго- и ресурсосберегающих технологий, обеспечивающих получение готовой продукции с высокими физико-механическими и эксплуатационными свойствами. В связи с этим большими потенциальными возможностями обладают техпроцессы, основанные на использовании высоких скоростей деформирования.

Такие процессы, к числу которых можно отнести и скоростное горячее выдавливание (СГВ), создают эффективные условия для обработки малопластичных и труднодеформируемых материалов, широко используемых в различных отраслях промышленности, включая инструментальное производство. Эффективность СГВ дополнительно возрастает при изготовлении би- и триметаллического стержневого инструмента (толкателей, пуансонов, фрез, прошивников и т. д.) в режиме высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО). В этом случае наряду с экономией дорогостоящих инструментальных сталей (до 90 %) обеспечивается дополнительное снижение трудовых и энергетических затрат на изготовление стержневого инструмента и происходит фиксация благоприятных изменений в микро- и тонкой структурах, вызванных высокой скоростью деформирования [1].

Однако для промышленного внедрения таких техпроцессов нужны сведения об оптимальных силовых режимах формоизменения, пиковых нагрузках, действующих на инструмент, что необходимо для расчета оптимальной энергии удара и подбора оборудования, способного развить данную энергию.

К сожалению, в настоящее время из-за отсутствия корректной теории расчета энергосиловых и кинематических параметров процесса СГВ возникают объективные трудности с прогнозированием режима нагружения работы оснастки и оборудования, что является сдерживающим фактором на пути промышленного внедрения высокоскоростных процессов металлообработки в различных отраслях промышленности.

На основании изложенного в данной работе предлагается методика расчета усилия, действующего на инструмент (пуансон) при скоростном ударном выдавливании биметаллических ступенчатых стержневых изделий в условиях плоской деформации.

Авторами производится теоретический анализ процесса скоростного ударного выдавливания плоскоступенчатых стержневых изделий из исходных составных заготовок. Процесс позволяет за один удар получить биметаллические стержневые изделия различного функционального назначения в режиме ВТМО. Однако отсутствие корректной теории не дает возможности прогнозировать силовой режим работы инструмента, сдерживает широкое промышленное внедрение процесса в производство.

Целью работы является разработка физико-математической модели, позволяющей в вариационной постановке установить влияние различных факторов (технологических, физико-механических) на силовой режим инструмента при скоростном ударном выдавливании биметаллических плоскоступенчатых стержневых изделий.

Расчетная модель процесса. Постановка и решение задачи. Основная суть технологии СГВ заключается в том, что нагретую биметаллическую заготовку, состоящую из основной части 1 (например, сталь 40Х) и запрессованной в нее рабочей части 2 (рис. 1) (высоколегированные штамповые стали ДИ23, 5ХНМ, 3Х2В8Ф и т. д.) выдавливают с высокой скоростью в штампе с разъемными полуматрицами.

При этом в процессе скоростного выдавливания в разъемных полуматрицах происходит удлинение (вытяжка) двух сопрягаемых разнородных материалов, протекающее в условиях всестороннего неравномерного сжатия и сопровождаемое синхронным формированием ювенильных сопрягаемых поверхностей в осевом направлении. Отмеченное удлинение сопрягаемых поверхностей, начиная с вытяжки $\lambda = 1,5-1,8$, сопровождается разрушением окисных и жировых пленок, что обеспечивает при соответствующих температурно-скоростных режимах процесса формирование сварного соединения сопрягаемых разнородных материалов в осевом направлении (Патент Республики Беларусь № 18113, МКИ В 21 J 5/00 «Способ штамповки деталей со стержнем»). На завершающей стадии процесса, используя эффект отскока полуматриц из штампа в закалочную ванну, осуществляется мгновенная закалка поковки, обеспечивающая реализацию процесса в режиме ВТМО [2].

Для достижения поставленной цели необходимо решить задачу, связанную с разработкой модели динамического взаимодействия пуансона с деформируемой заготовкой в условиях скоростного ударного выдавливания плоскоступенчатых стержневых изделий.

Для решения обозначенной задачи применим метод верхней оценки (МВО), основанный на использовании кинематически возможного поля (КВП), в котором вся область деформируемого материала разбивается на блоки. При этом принимается, что внутри блоков поля скоростей и ускорений являются однородными (диссипация мощности пластического формоизменения внутри блока равна нулю).

Для расчета усилия ударного выдавливания, действующего на пуансон I , используем КВП, состоящее из жестких однородных блоков 0, 1, 2, 3 (1'), 2', 3' (1''), 2'', 3'', в котором очаги деформации (ОД) находятся внутри треугольных блоков 2, 2', 2'' (рис. 2, а). Следует отметить, что принятое для теоретического анализа КВП получено путем линейной аппроксимации криволинейных границ в действительном непрерывном поле линий скольжения, которое использовалось Н. Д. Тутышкиным [3] для анализа стационарного скоростного выдавливания полосы через клиновую матрицу с углом $2\alpha = 90^\circ$. Однако основными недостатками полученного решения при использовании непрерывного поля линий скольжения являются неучтенные действия динамических напряжений и сил инерции в деформируемой заготовке, а также высокая трудоемкость проведенного численного расчета. В то же время применение МВО позволяет устранить отмеченные недостатки, разработать решение в вариационной постановке, что повышает точность результатов и, как следствие, дает возможность их использования в инженерной практике при создании технологии скоростного ударного выдавливания ступенчатых стержневых изделий.

Для решения задачи примем следующие допущения: материал биметаллической заготовки несжимаемый, жестко-пластический, удовлетворяющий критерию текучести Губера – Мизеса; инструмент абсолютно жесткий, формирование очагов пластической деформации происходит при заполнении матричных воронок деформируемым металлом; вид полей линий скольжения не зависит от изменения скорости пуансона (квазистатическая задача) [1, 4, 5].

Величину усилия, действующего на пуансон I в процессе скоростного ударного выдавливания биметаллической ступенчатой стержневой детали, определим из условия баланса мощности внешних и внутренних сил. Причем действие последних будет рассматриваться последовательно, по мере заполнения очагов пластической деформации в блоках 2, 2', 2'', что приведет к суммированию преодолеваемой нагрузки в процессе перемещения пуансона. С учетом сказанного

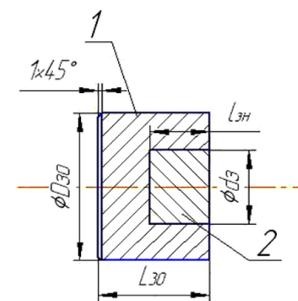


Рис. 1. Схема соединения основной (1) и рабочей (2) частей разнородных металлов в составной заготовке

Fig. 1. Connection diagram of the main (1) and working (2) parts of dissimilar metals in the composite workpiece

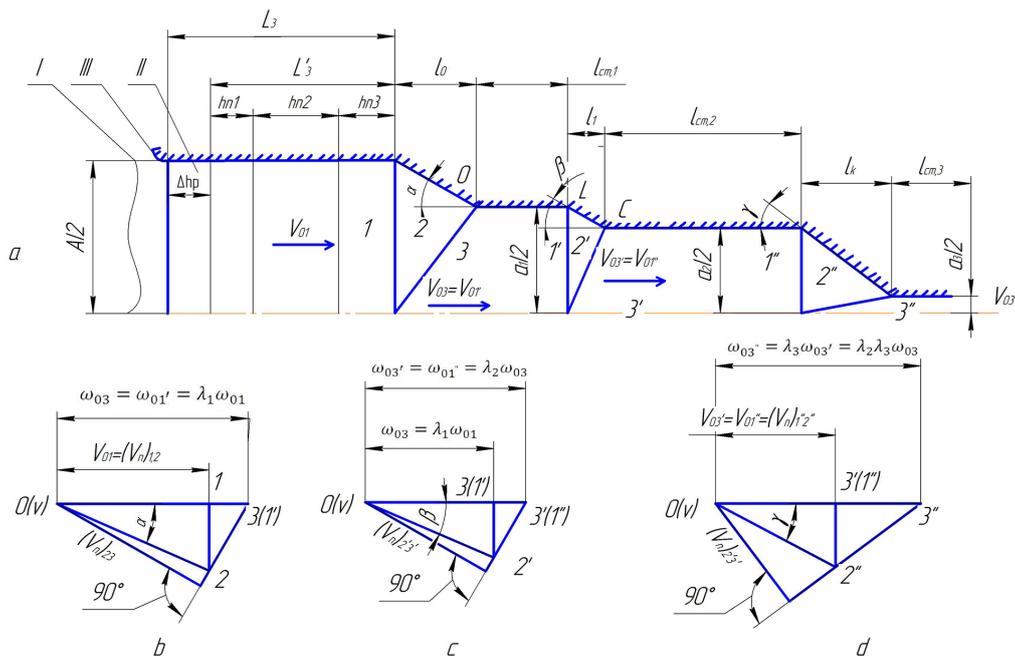


Рис. 2. Кинематически возможное поле линий скольжения (а) и соответствующие ему годографы скоростей (b, c, d) при скоростном ударном выдавливании ступенчатых плоских изделий

Fig. 2. The kinematically possible field of slip lines (a) and the corresponding velocity curves (b, c, d) for high-speed impact extrusion of stepped flat products

определим последовательно усилия, действующие на пуансон при формоизменении в очаге деформации 2, затем – в очагах деформации 2, 2' и в завершение – 2, 2', 2''.

Условие баланса мощности внешних и внутренних сил для всех случаев решаемой задачи имеет вид

$$W_{\text{п}} = W_{\text{с.с}} = W_{\text{соб}} + W_{\text{дин}} \pm W_{\text{ин}}, \tag{1}$$

где $W_{\text{п}}$ – мощность движущегося пуансона (мощность внешних активных сил); $W_{\text{с.с}}$ – суммарная мощность сил сопротивления; $W_{\text{соб}}$ – мощность собственных сил (внешних и внутренних) сопротивления деформируемой заготовки; $W_{\text{дин}}$ – мощность от действия динамических напряжений на поверхностях разрыва скоростей, $W_{\text{ин}}$ – мощность, обусловленная действием локальных сил инерции в деформируемой заготовке.

В выражении (1) мощность $W_{\text{ин}}$ имеет знакопеременные значения, что обусловлено ударным приложением нагрузки, при котором на начальной стадии процесса – стадии разгона локальные силы инерции деформируемой заготовки, вызванным разгоном масс металла в блоках 1, 2, 3, направлены против перемещения пуансона I . Поэтому на стадии разгона, наряду с пластической деформацией, некоторая часть мощности движущегося пуансона I расходуется на преодоление сопротивления от действия указанных сил.

На этой стадии, характеризуемой достаточно коротким значением пути деформирования Δh_p , происходит резкое нарастание усилия $P_{\text{п}}$, действующего на пуансон со стороны деформируемой заготовки практически по линейному закону. В конце стадии разгона (точка «b» на оси абсцисс на рис. 3, d) усилие, действующее на пуансон, достигает максимального значения в точке 1 (участок 01 графика $P_n(h_n)$ «усилие на пуансоне – путь деформирования»).

Величина мощности $W_{\text{ин}}$ на стадии разгона с учетом противоположенного действия сил инерции деформируемой заготовки противоположна по знаку мощности $W_{\text{п}}$ движущегося пуансона, и поэтому в выражении (1) для ударного процесса она берется со знаком плюс.

Для следующей стадии процесса – стадии торможения принимается, что выравнивание ускорения пуансона I и блока 1 деформируемой заготовки происходит практически мгновенно (точки 1 и 2 на рис. 3, d). Локальные силы инерции заготовки на этой стадии процесса изменяют

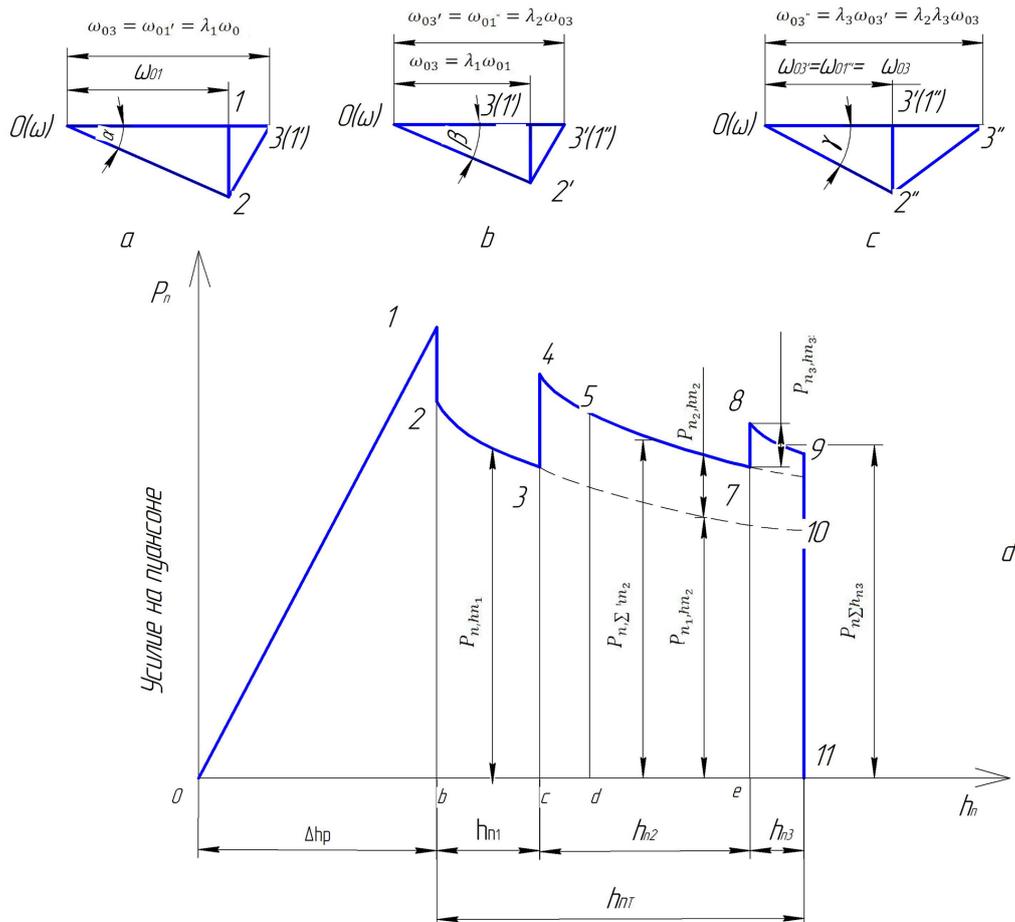


Рис. 3. Годографы ускорений (a, b, c) и силовая диаграмма $P_n = f(h_n)$, «усилие на пуансоне – путь деформирования» (d) при скоростном ударном выдавливании плоских ступенчатых изделий
 Fig. 3. Hodographs of accelerations (a, b, c) and the force diagram $P_n = f(h_n)$, “force on the punch – path of deformation” (d) with high-speed impact extrusion of flat step products

направление на противоположное и, действуя по ходу движения пуансона I , совершают работу, которая затрачивается на формоизменение заготовки.

В результате работы локальных сил инерции на стадии торможения происходит снижение мощности $W_{п}$ движущегося пуансона.

Учитывая этот фактор силовой разгрузки пуансона, величина мощности $W_{ин}$ в выражении (1) на протяжении всего перемещения пуансона на стадии торможения берется со знаком минус.

Установим величины, входящие в уравнение (1). Мощность $W_{п}$ движущегося со скоростью V_0 пуансона I определяется из уравнения

$$W_n = P_n V_0 = p_n A b V_0, \tag{2}$$

где P_n и p_n – соответственно усилие и удельное усилие, действующие на инструмент (пуансон I) со стороны заготовки II в условиях плоской деформации; A и b – соответственно высота и ширина плоской заготовки в плоскости, перпендикулярной направлению движения пуансона I (см. рис. 2, a).

Уравнение для расчета мощности $W_{собр}$ представим в виде

$$W_{собр} = W_{раз} + W_{тр}, \tag{3}$$

где $W_{раз}$ – мощность внутренних сил сопротивления, действующих на поверхностях разрыва скорости; $W_{тр}$ – мощность сил контактного трения (внешние силы сопротивления), действующих на поверхности контакта деформируемого материала и инструмента.

Мощность $W_{\text{раз}}$ в выражении (3) определяется по формуле

$$W_{\text{раз}} = \sum k l_{rs} b V_{rs}, \quad (4)$$

где k – постоянная пластичности деформируемого материала. Для биметаллической заготовки величина k принимается для материала основной части I , как имеющего более низкую температуру нагрева (за счет подстуживания на воздухе и в результате контакта, с матричной поверхностью) по сравнению с рабочей частью 2 (см. рис. 1); l_{rs} – длина границ между блоками r и s (r и s номера блоков в принятом КВП: $r = 0, 1, 2, 3, 2', 2''$; $s = 1, 2, 3, 3', 3''$; $r \neq s$); b – ширина границ скольжения в направлении, нормальном к движению пуансона; V_{rs} – разрыв скорости на граничной поверхности между блоками r и s ; по условию Губера – Мизеса $k = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ [6], где σ_s – предел текучести деформируемого материала, определяемый по результатам испытаний на растяжение (сжатие).

Мощность $W_{\text{тр}}$ рассчитывается по формуле

$$W_{\text{тр}} = \sum \tau_k l_{rs} b V_{rs}, \quad (5)$$

где τ_k – касательные напряжения, действующие на контактных поверхностях трения деформируемой заготовки и инструмента. По данным работы [4], выражение для расчета τ_k имеет вид: $\tau_k = 2\mu k$ (μ – коэффициент пластического трения, зависящий от условия формоизменения и состояния поверхности инструмента, $\mu = 0 \div 0,5$).

Учитывая (4) и (5), уравнение (3) примет вид

$$W_{\text{собщ}} = (1 + 2\mu k) \sum k l_{rs} b V_{rs}. \quad (6)$$

Согласно [4], скоростное пластическое течение частиц деформируемого материала через поверхность разрыва скорости сопровождается изменением их количества движения. Под действием импульса силы, вызванного указанным изменением количества движения, на поверхности разрыва скорости возникают динамические напряжения $(q_{\text{дин}})_{rs}$, определяемые из уравнения

$$(q_{\text{дин}})_{rs} = \rho (V_n)_{rs} V_{rs}, \quad (7)$$

где ρ – плотность деформируемого материала, $(V_n)_{rs}$ – нормальная к поверхности разрыва скорости компонента скорости (определяется по годографу скорости).

Выражение для расчета мощности $W_{\text{дин}}$, затраченной на преодоление динамических напряжений $(q_{\text{дин}})_{rs}$, имеет вид

$$W_{\text{дин}} = \rho (V_n)_{rs} V_{rs}^2 l_{rs} b. \quad (8)$$

Силы инерции $P_{\text{ин}}$, возникающие в блоках заготовки II (см. рис. 2, *a*) при ударном воздействии на нее пуансона I определяются из уравнения

$$P_{\text{ин}} = \sum m_i \omega_i, \quad (9)$$

где m_i – массы блоков $1, 2, 2', 2'', 3, 3', 3''$ в принятом КВП; ω_i – ускорение частиц металла в жестких блоках движущейся заготовки.

Учитывая выражение (9), уравнение для расчета мощности $W_{\text{ин}}$ принимает вид

$$W_{\text{ин}} = \sum m_i \omega_i V_i, \quad (10)$$

где V_i – скорость движения блоков $1, 2, 2', 2'', 3, 3', 3''$ в процессе деформации заготовки.

При расчетах составляющих мощности внутренних сил по уравнениям (3)–(10) используем КВП с годографами скоростей и ускорений (см. рис. 2, *a–d*, и 3, *a–c*). Построение годографов скоростей и ускорений проводилось по правилам графостатики для трех очагов пластической деформации, сосредоточенных в клиновых блоках $2, 2', 2''$.

Для определения усилия, действующего на пуансон в процессе плоского ударного выдавливания трехступенчатой поковки, необходимо с помощью параметров разрывного поля α, β, γ , размеров пуансона A , коэффициентов вытяжки $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ рассчитать границы блоков l_{rs} и установить соотношения между кинематическими параметрами точек деформируемой заго-

товки в очагах пластической деформации ($V_{rs}, (V_n)_{rs}, V_i, \omega_i$) и блока I (V_{01}, ω_{01}), а также определить массы блоков m_i . Значение вытяжек $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ определяются из очевидных соотношений: $\lambda_1 = \frac{A}{a_1}$; $\lambda_2 = \frac{a_1}{a_2}$; $\lambda_3 = \frac{a_2}{a_3}$ (a_1, a_2, a_3 – значения высоты продеформированной поковки после прохода очагов деформации 2, 2', 2'' соответственно).

Используя параметры поля α, β, γ и значения кинематических параметров ($V_{rs}, (V_n)_{rs}, V_i, \omega_i$), которые принимаются из годографов скоростей и ускорений, после преобразований получим выражения для расчета усилий: P_{n,hn_1}, P_{n,hn_2} и P_{n,hn_3} , действующих на пуансон I при перемещениях его на путях деформирования h_{n_1}, h_{n_2} и h_{n_3} соответственно (см. рис. 2, а). При этом следует отметить, что на участке h_{n_1} диаграммы $P_n(h_n)$ усилие P_{n,hn_1} будет зависеть от сопротивления деформированию, возникающего при скоростном пластическом течении заготовки II через очаг деформации, который сосредоточен в треугольных блоках 2 (см. рис. 2, а).

На участке перемещения пуансона h_{n_2} величина суммарного усилия $P_{n \sum hn_2}$ будет определяться синхронным суммарным сопротивлением деформированию со стороны двух очагов пластической деформации, сосредоточенных в треугольных блоках 2 и 2' (см. рис. 2, а).

На конечном этапе процесса ($h_n = h_{n_3}$) величину суммарного усилия, действующего на пуансон $P_{n \sum hn_3}$, будет характеризовать суммарное сопротивление деформированию, обусловленное синхронным пластическим течением заготовки II через три очага пластической деформации, сосредоточенных в треугольных блоках 2, 2', 2'' (см. рис. 2, а).

С учетом сказанного для третьего этапа процесса ($h_n = h_{n_3}$) величина $P_{n \sum hn_3}$ будет определяться выражением

$$P_{n \sum hn_3} = P_{n_1, hn_3} + P_{n_2, hn_3} + P_{n_3, hn_3}, \tag{11}$$

где $P_{n_1, hn_3}, P_{n_2, hn_3}$ и P_{n_3, hn_3} – усилия, действующие на пуансон I в результате сопротивления деформированию при пластическом течении металла через очаги пластической деформации, сосредоточенные в треугольных блоках 2, 2', 2'' соответственно.

Учитывая уравнения (3)–(10) и принимая во внимание, что ускорение пуансона $\omega_n = \frac{P_n}{M} (P_n -$ усилие действующее на пуансон, M – масса пуансона), уравнение (11) представим в виде

$$P_{n \sum hn_3} = \frac{AbM \left\{ k \left[F_1(\alpha, \mu, \lambda_1) + 4\mu \left(\frac{L'_3}{A} - \frac{h_{n_1} + h_{n_2} + h_{n_3}}{A} \right) \right] + \rho V_0^2 \left[F_2(\alpha) + (\lambda_1 - 1)^2 \right] \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F_3(\alpha, \lambda_1) + \frac{L'_3}{A} + \frac{\lambda_1^2 h_{n_1}}{A} - \frac{h_{n_1} + h_{n_2} + h_{n_3}}{A} \right]} + \frac{AbM \left\{ k \left[F'_1(\beta, \mu, \lambda_2) + 4\mu \left(\frac{\lambda_1^2 h_{n_1}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n_2}}{A} \right) \right] + \lambda_1 \rho V_0^2 \left[F'_2(\beta) + (\lambda_2 - 1)^2 \right] \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F'_3(\beta, \lambda_2) + \frac{\lambda_1^2 h_{n_1}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n_2}}{A} \right]} + \frac{AbM \left\{ k \left[F''_1(\gamma, \mu, \lambda_3) + 4\mu \left(\frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n_2}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 h_{n_3}}{A} \right) \right] + \rho V_0^2 \lambda_1^2 \lambda_2^2 \left[F''_2(\gamma) + (\lambda_3 - 1)^2 \right] \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F''_3(\gamma, \mu, \lambda_3) + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n_2}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 h_{n_3}}{A} \right]}. \tag{12}$$

В выражении (12) функции $F_1(\alpha, \mu, \lambda_1), F_2(\alpha), F_3(\alpha, \lambda_1), F'_1(\beta, \mu, \lambda_2), F'_2(\beta), F'_3(\beta, \lambda_2), F''_1(\gamma, \mu, \lambda_3), F''_2(\gamma)$ и $F''_3(\gamma, \mu, \lambda_3)$ зависят от условий деформации (от значений коэффициентов вытяжки $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$, углов матричной воронки α, β, γ , условий контактного трения, определяемых коэффициентом трения μ). При этом в выражении (12) функции $F_1(\alpha, \mu, \lambda_1), F'_1(\beta, \mu, \lambda_2)$ и $F''_1(\gamma, \mu, \lambda_3)$ характеризуют статическую часть соответственно усилий $P_{n_1, hn_3}, P_{n_2, hn_3}$ и P_{n_3, hn_3} , обусловленную сопротивлением деформированию на контактных поверхностях и на поверхностях разрыва скоростей.

Функции $F_2(\alpha)$, $F_2'(\beta)$, $F_2''(\gamma)$ определяют динамическую часть усилий $P_{n_1, h_{n3}}$, $P_{n_2, h_{n3}}$ и $P_{n_3, h_{n3}}$, обусловленную повышением сопротивления деформирования за счет действия динамических напряжений на поверхностях разрыва скорости в очагах деформации ОД₁, ОД₂ и ОД₃.

Функции $F_3(\alpha, \lambda_1)$, $F_3'(\beta, \lambda_2)$, и $F_3''(\gamma, \lambda_3)$ характеризуют инерционную часть усилий $P_{n_1, h_{n3}}$, $P_{n_2, h_{n3}}$ и $P_{n_3, h_{n3}}$, обусловленную действием инерционных масс заготовки при ударном приложении нагрузки.

Для квазистатистической задачи (действие сил инерции и изменение скорости пластического течения не оказывают влияния на вид принятого КВП), принимая углы α , β , γ за переменные параметры и исследуя полученные функции $F_1(\alpha, \mu, \lambda_1)$, $F_1'(\beta, \mu, \lambda_2)$ и $F_1''(\gamma, \mu, \lambda_3)$ на экстремум, устанавливаются условия, когда мощность пластического формоизменения и усилие, действующее на инструмент, будут минимальны.

Для этого решается система уравнений

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial W_{\text{соб1}}}{\partial \alpha} &= 0, \\ \frac{\partial W_{\text{соб2}}}{\partial \beta} &= 0, \\ \frac{\partial W_{\text{соб3}}}{\partial \gamma} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

где $\frac{\partial W_{\text{соб1}}}{\partial \alpha} = 0$, $\frac{\partial W_{\text{соб2}}}{\partial \beta} = 0$, $\frac{\partial W_{\text{соб3}}}{\partial \gamma} = 0$ – частные производные функционалов мощности сил собственного сопротивления, рассчитанных для ОД₁, ОД₂ и ОД₃ и зависящих от функций $F_1(\alpha, \mu, \lambda_1)$, $F_1'(\beta, \mu, \lambda_2)$ и $F_1''(\gamma, \mu, \lambda_3)$ соответственно.

В результате решения системы уравнений (13) были установлены значения оптимальных углов $\alpha_{\text{опт}}$, $\beta_{\text{опт}}$ и $\gamma_{\text{опт}}$ клиновой матрицы для скоростного ударного выдавливания биметаллических ступенчатых изделий:

$$\alpha_{\text{опт}} = \arcsin \sqrt{\frac{(\lambda_1 - 1)(\lambda_1 - 1 + 2\mu)}{[(\lambda_1 - 1)(\lambda_1 - 1 + 4\mu) + (\lambda_1 + 1)]}}; \quad (14)$$

$$\beta_{\text{опт}} = \arcsin \sqrt{\frac{(\lambda_2 - 1)(\lambda_2 - 1 + 2\mu)}{[(\lambda_2 - 1)(\lambda_2 - 1 + 4\mu) + (\lambda_2 + 1)]}}; \quad (15)$$

$$\gamma_{\text{опт}} = \arcsin \sqrt{\frac{(\lambda_3 - 1)(\lambda_3 - 1 + 2\mu)}{[(\lambda_3 - 1)(\lambda_3 - 1 + 4\mu) + (\lambda_3 + 1)]}}. \quad (16)$$

В выражениях (14), (15), (16) λ_1 , λ_2 , λ_3 – коэффициенты вытяжки в очагах деформации ОД₁, ОД₂ и ОД₃ соответственно; μ – коэффициент контактного трения ($\mu \leq 0,5$) на поверхностях матричной полости, по которым перемещается деформируемый материал [8–10].

Подставляя полученные значения оптимальных углов $\alpha_{\text{опт}}$, $\beta_{\text{опт}}$ и $\gamma_{\text{опт}}$ в уравнение (12), получаем возможность для расчета минимального усилия $P_{n \Sigma h_{n3} \min}$, действующего на пуансон на 3-м этапе процесса, когда $h_n = h_{n3}$:

$$P_{n \Sigma h_{n3}} = \frac{AbM \left\{ k \left[F_{1 \text{опт}} + 4\mu \left(\frac{L_3'}{A} - \frac{h_{n1} + h_{n2} + h_{n3}}{A} \right) \right] + \rho V_0^2 \left[F_{2 \text{опт}} + (\lambda_1 - 1)^2 \right] \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F_{3 \text{опт}}' + \frac{L_3'}{A} + \frac{\lambda_1^2 h_{n1}}{A} - \frac{h_{n1} + h_{n2} + h_{n3}}{A} \right]} + \frac{AbM \left\{ k \left[F_{1 \text{опт}}' + 4\mu \left(\frac{\lambda_1^2 h_{n1}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n2}}{A} \right) \right] + \lambda_1 \rho V_0^2 \left[F_{2 \text{опт}}' + (\lambda_2 - 1)^2 \right] \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F_{3 \text{опт}}' + \frac{\lambda_1^2 h_{n1}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n2}}{A} \right]} \quad (17)$$

$$\frac{AbM \left\{ k \left[F''_{1\text{опт}} + 4\mu \left(\frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n2}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 h_{n3}}{A} \right) \right] + \rho V_0^2 \lambda_1^2 \lambda_2^2 \left[F''_{2\text{опт}} + (\lambda_3 - 1)^2 \right] \right\}}{M + \rho A^2 b \left[F''_{3\text{опт}} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 h_{n2}}{A} + \frac{\lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 h_{n3}}{A} \right]}$$

Аналогичным образом определяются нагрузки, действующие на пуансон, при $h_n = h_{n1}$ и $h_n = h_{n2}$, что нашло отражение на силовой диаграмме $P_n(h_n)$ (см. рис. 3, d)

Анализ системы уравнения уравнений (17) показывает, что в числителе каждого из трех уравнений представлена квазистатистическая часть усилия, обусловленная действием внешних и внутренних сил сопротивления на поверхностях трения и разрыва скорости. Второе слагаемое в числителе в квадратных скобках характеризует повышение нагрузки на пуансон за счет динамических напряжений, действующих на поверхностях разрыва скорости. Выражение в знаменателе во всех трех уравнениях определяют снижение усилия на пуансон, обусловленное в значительной мере действием инерционной силы, величина которой возрастает пропорционально массе выдавленной стержневой части изделия.

Учитывая то обстоятельство, что задача ударного выдавливания решена на основе использования оптимальных параметров поля $\alpha_{\text{опт}}$, $\beta_{\text{опт}}$ и $\gamma_{\text{опт}}$, то полученная зависимость (17) является достаточной корректной, так как позволяет определить минимальное усилие, действующее на пуансон, за счет оптимизации значения функций $F_{1\text{опт}}$, $F'_{1\text{опт}}$, $F''_{1\text{опт}}$, $F_{2\text{опт}}$, $F'_{2\text{опт}}$, $F''_{2\text{опт}}$, $F_{3\text{опт}}$, $F'_{3\text{опт}}$, $F''_{3\text{опт}}$.

С учетом изложенного уравнение (17), вполне может быть использовано для расчета оптимального силового режима работы инструмента при ударном выдавливании биметаллических плоскоступенчатых стержневых изделий, в том числе инструментального назначения.

Заключение. Разработана математическая модель и предложена расчетная диаграмма $P_n(h_n)$ – «усилие на пуансоне – путь деформирования», отражающие режим нагружения ударного скоростного выдавливания биметаллических плоскоступенчатых стержневых изделий в матричной полости с различными коэффициентами вытяжки λ_1 , λ_2 , λ_3 . Путем решения квазистатической задачи в вариационной постановке исходя из условия минимальной мощности пластического формоизменения получены уравнения для расчета оптимальных углов матричной воронки $\alpha_{\text{опт}}$, $\beta_{\text{опт}}$ и $\gamma_{\text{опт}}$, зависящих от вытяжки λ и коэффициента трения μ . Использование матриц с оптимальными углами конусности позволит реализовать процесс ударного скоростного выдавливания с минимальной нагрузкой, действующей на пуансон. На основе разработанной модели в рамках принятых допущений получено уравнение (17), которое полностью отражает реальные условия ударной деформации биметаллической заготовки, когда происходит пластическое течение металлов через три очага деформации $ОД_1$, $ОД_2$ и $ОД_3$. В нем представлены реологические характеристики деформируемой основной части заготовки (k , ρ), условия формоизменения (μ , λ_1 , λ_2 , λ_3 , V), а также значения соударяющихся масс пуансона и заготовки. Разработанная модель расчета и уравнение (17) вполне могут быть использованы в инженерной практике для прогнозирования оптимального силового режима работы инструмента при разработке технологии скоростного ударного выдавливания плоскоступенчатых биметаллических стержневых изделий различного назначения.

Список использованных источников

1. Качанов, И. В. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий / И. В. Качанов; под ред. Л. А. Исачевича. – Минск: Технопринт, 2002. – 327 с.
2. Качанов, И. В. Ресурсосберегающая технология скоростного горячего выдавливания биметаллического стержневого инструмента / И. В. Качанов, В. Н. Шарий, В. В. Власов // Наука и техника. – 2016. – Т. 15, № 1. – С. 3–8
3. Тутышкин, Н. Д. Соотношение на разрывах при динамической плоской деформации / Н. Д. Тутышкин // Технология машиностроения. – Тула, 1972. – Вып. 29 – С. 56–66.
4. Томленов, А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томленов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
5. Сторожев, М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

6. Сегал, В. М. Технологические задачи теории пластичности / В. М. Сегал. – Минск: Наука и техника, 1977. – 254 с.
7. Ренне, И. П. Учет сил инерции при плоском выдавливании полосы через клиновые матрицы / И. П. Ренне, Н. Д. Тутышкин // Изв. высш. учеб. заведений. Машиностроение. – 1972. – № 6. – С. 144–147.
8. Работнов, Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела / Ю. Н. Работнов. – М.: Наука, 1988. – 654 с.
9. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий с плакированием торцевой части / И. В. Качанов [и др.]. – Минск: БНТУ, 2011. – 198 с.
10. Качанов, И. В. Определение усилия в процессе ударного выдавливания плоских стержневых изделий / И. В. Качанов, О. М. Дьяконов // Вес. Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 2002. – № 1. – С. 77–81.

References

1. Kachanov I. V., Isaevych L. A. (ed.). *High-speed hot extrusion of rod products*. Minsk, Technoprint Publ., 2002. 327 p. (in Russian).
2. Kachanov I. V., Shary V. N., Vlasov V. V. Resource-saving technology of high-speed hot extrusion of a bimetallic bar tool. *Nauka i tekhnika = Science & Technique*, 2016, vol. 15, no. 1, pp. 3–8 (in Russian). DOI: 10.21122/2227-1031-2016-15-1-3-8
3. Tutyshkin N. D. Ratio at discontinuities under dynamic planar deformation. *Tekhnologiya mashinostroeniya* [Technology of Mechanical Engineering]. Tula, 1972, Issue 29, pp. 56–66 (in Russian).
4. Tomlenov A. D. *Theory of plastic deformation of metals*. Moscow, Metallurgy Publ., 1972. 408 p. (in Russian).
5. Storozhev M. V., Popov E. A. *Theory of metal working with pressure*. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1977. 423 p. (in Russian).
6. Segal V. M. *Technological problems of the theory of plasticity*. Minsk, Nauka i tekhnika Publ., 1977. 254 p. (in Russian).
7. Renne I. P., Tutyshkin N. D. The calculation of inertia forces in the flat extrusion of a strip through wedge matrices. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroenie = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 1972, no. 6, pp. 144–147 (in Russian).
8. Rabotnov Yu. N. *Mechanics of a deformable solid body*. Moscow, Nauka Publ., 1988. 654 p. (in Russian).
9. Kachanov I. V., Zdor G. N., Isaevich L. A., Sharii V. N. *High-speed hot extrusion of core products with cladding of the end part*. Minsk, Belarusian National Technical University, 2011. 198 p. (in Russian).
10. Kachanov I. V., Dyakonov O. M. Determination of the force in the process of impact extrusion of flat rod products. *Vesti Natsyonal'noi akademii navuk Belarusi. Seryya fizika-technichnykh navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-technical series*, 2002, vol. 1, pp. 77–81 (in Russian).

Информация об авторах

Качанов Игорь Владимирович – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Кораблестроение и гидравлика», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь)

Власов Вячеслав Владимирович – инженер кафедры «Кораблестроение и гидравлика», Белорусский национальный технический университет (пр. Независимости, 65, 220013, Минск, Республика Беларусь). E-mail: vlasov881988@gmail.com

Information about the authors

Igor V. Kachanov – D. Sc. (Engineering), Professor, Head of the Department “Shipbuilding and hydraulics”, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosty Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus)

Viacheslav V. Vlasov – Engineer of the Department “Shipbuilding and hydraulics”, Belarusian National Technical University (65, Nezavisimosty Ave., 220013, Minsk, Republic of Belarus). E-mail: vlasov881988@gmail.com