

Олег Вячеславович Олисеви́ч родился в 1979 г., окончил МГТУ “МАМИ” в 2001 г. Инженер отдела дизельных двигателей ФГУП “НАМИ”. Автор 7 научных работ в области топливоподающей аппаратуры.

O.V. Olisevich (b. 1979) graduated from the Moscow State Technical University “MAMI” in 2001. Engineer of department for diesel engines of Federal State Unitary Enterprise “NAMI”. Author of 7 publications in the field of fuel supply apparatus.

Сергей Дмитриевич Скороделов родился в 1965 г., окончил ГТУ МАДИ в 1987 г. Начальник отдела вычислительной техники кафедры “Теплотехника и автотракторные двигатели” ГТУ МАДИ.

S.D. Skorodelov (b. 1965) graduated from the State Technical University “MADI” in 1987. Head of department for computing technology of "Heat Technology and Auto-tractor Engines" department of the State Technical University “MADI”.

ТЕХНОЛОГИЯ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

УДК 621.73.06

Э. Ф. Богданов, И. Н. Черкасова

ОСНОВЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ УНИВЕРСАЛЬНЫХ КРИВОШИПНЫХ ГОРЯЧЕШТАМПОВОЧНЫХ ПРЕССОВ

Рассмотрены результаты применения обобщенного уравнения силы деформирования заготовки для анализа процессов горячей штамповки в открытых штампах и возможности использования безразмерных критериев подобия для унификации кинематических и конструктивных параметров универсальных кривошипных горячештамповочных прессов.

Основное назначение кривошипных горячештамповочных прессов (КГШП) — горячая штамповка в открытых штампах, в процессе которой из заготовок с невысокой точностью по объему можно изготовить поковки с достаточно высокой точностью по высоте.

Проектирование КГШП до сих пор ведется с применением линейного графика его нагружения за каждый из двух переходов [1], что приводит к занижению в 2,5–4 раза силы деформирования в начале второго перехода. Отсутствуют методы определения границы между переходами штамповки и затрат энергии при деформировании в предварительном и окончательном ручьях.

Для анализа технологического процесса базовой двухпереходной штамповки в открытых штампах используем эмпирическое уравнение силы деформирования в безразмерных относительных координатах (без учета влияния упругости системы прессы):

$$\frac{P}{P_{\max}} = d_1 + d_2 \frac{H}{H_{\Sigma}} + (1 - d_1 - d_2) \left(\frac{H}{H_{\Sigma}} \right)^p, \quad (1)$$

где P и P_{\max} — текущее за два перехода и максимальное значение силы пластического деформирования расчетной заготовки в окончательном ручье; H и H_{Σ} — текущее и суммарное значение хода пластического деформирования за два перехода; $d_1 = 0,08$; $d_2 = 0,05$ — коэффициенты для типовой круглой в плане поковки; $p = 12$ показатель степени [2].

По данным Я.М. Охрименко при штамповке в окончательном ручье максимальная сила деформирования примерно в 2 раза больше, чем в предварительном ручье. Аналогично при проектировании молотовых открытых штампов центр предварительного ручья располагают вдвое дальше от центра штампа, чем центр окончательного ручья [3]. На обобщенном графике относительной силы деформирования за границу предварительного и окончательного ручьев примем $H/H_{\Sigma} = 0,932$ (точка b , см. рис. 1), где $P/P_{\max} = 0,5$.

В настоящей статье рассматриваются примеры штамповки заготовок при полном использовании силовых возможностей КГШП. Примем, что суммарный ход деформирования $H_{\Sigma} = 0,15H_{\Pi}$, где H_{Π} —

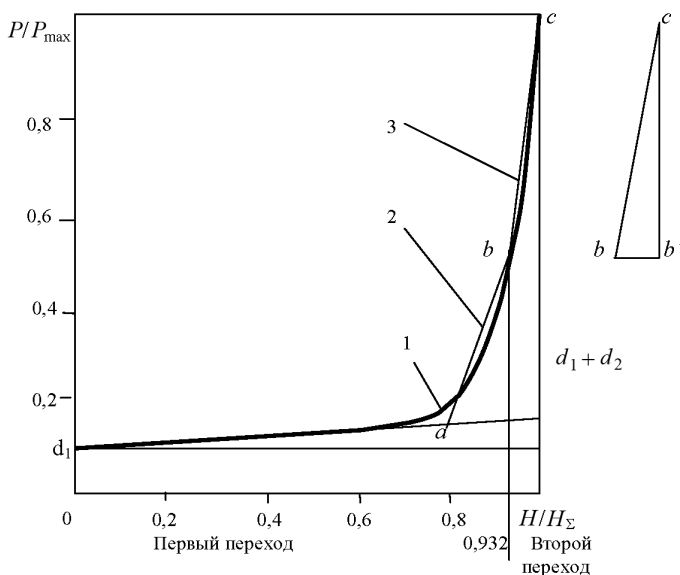


Рис. 1. Графики силы пластического деформирования при штамповке за два перехода на КГШП в открытых штампах без учета влияния упругости прессы: 1 — суммарный степенной график; d_1b — первый переход (предварительный ручей); bc — второй переход (окончательный ручей); 2 — кусочно-линейный график первого перехода d_1ab ; 3 — линейный график второго перехода bc

полный ход ползуна пресса. Тогда ход ползуна при пластическом деформировании в предварительном ручье $H_d = 0,932H_\Sigma = 0,14H_n$; ход ползуна при пластическом деформировании в окончательном ручье $H_d = 0,068H_\Sigma = 0,01H_n$.

Один из важных показателей качества поковок — точность размера высоты, зависящей от многих случайных факторов, которые приводят к рассеянию величины объема и температуры заготовок перед штамповкой, особенно в окончательном ручье, от жесткости системы пресса C_n . Рассеяние объема и температуры заготовок приводит к рассеянию наибольшей силы их деформирования в окончательном ручье, которое достигает $\pm 33\%$ среднего расчетного значения $P_{p.з.}$. Закон распределения наибольшей силы деформирования близок к нормальному закону распределения случайной величины (рис. 2). Сила P_{max} расчетной заготовки во избежание перегрузки не может быть более $0,75$ номинальной силы КГШП P_n [4]. Примем, что для расчетной заготовки (№ 2) $P_{max} = 0,75P_n$. Среднее квадратическое отклонение для окончательного ручья $\sigma = 0,25P_n/3$. Для “горячей” заготовки (№ 1), у которой объем наименьший, а температура при штамповке в окончательном ручье наибольшая, сила деформирования $P_{max} = 0,75P_n - 3\sigma = 0,5P_n$. Максимальная сила деформирования для “подстуженной” наибольшей по объему заготовки (№ 3) в пределах доверительного интервала (3σ) практически составляет $P_{max} = 0,75P_n + 3\sigma = P_n$, т.е. в $1,33$ раза больше расчетной. Это согласуется с рекомендацией Е.И. Семенова выбирать КГШП с запасом по силе в $1,2-1,3$ раза [3].

Примем, что для предварительного ручья, первого после нагрева заготовок в индукторе, рассеяние наибольшей силы деформирования

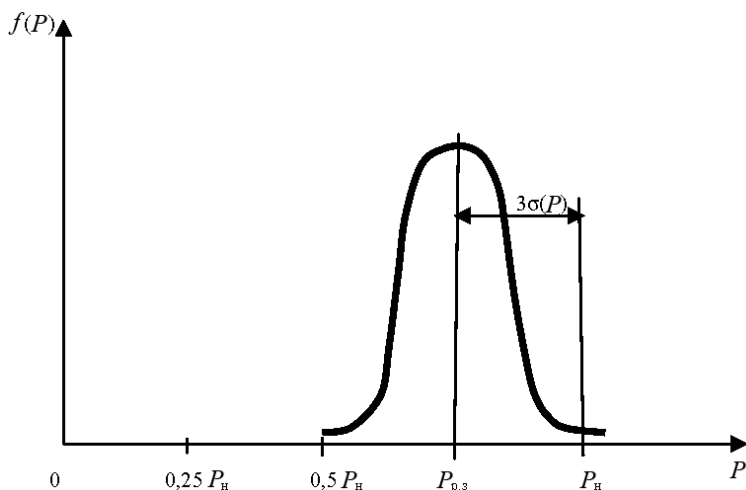


Рис. 2. График плотности вероятностей нормального распределения силы деформирования в окончательном ручье:

$\sigma(P)$ — среднее квадратическое отклонение; $P_{p.з.}$ — наибольшая сила деформирования расчетной заготовки

ния P_d вдвое меньше, чем в окончательном ручье, $\sigma = 0,125P_n/3$, $P_d = 0,25 \dots 0,5P_n$; для расчетной заготовки № 2 $P_d = 0,375P_n$.

Площадь под кривой l на рис. 1 в принятых координатах определяет работу пластической деформации заготовки за первый и второй переходы (в предварительном и окончательном ручьях) по отношению к условной максимальной работе $A_{\max} = P_{\max}H_{\Sigma}$. Работа пластической деформации $A_{\text{пл}}$ заготовки в предварительном ручье по отношению к A_{\max} равна:

$$\frac{A_{\text{пл}}}{A_{\max}} = \int_0^{0,932} \frac{P}{P_{\max}} d\left(\frac{H}{H_{\Sigma}}\right) = d_1 \frac{H}{H_{\Sigma}} \Big|_0^{0,932} + \frac{d_2}{2} \left(\frac{H}{H_{\Sigma}}\right)^2 \Big|_0^{0,932} + \frac{1 - d_1 - d_2}{p + 1} \left(\frac{H}{H_{\Sigma}}\right)^{p+1} \Big|_0^{0,932}. \quad (2)$$

Подставив значения коэффициентов d_1 и d_2 и показателя степени p , получим простейшее выражение для определения $A_{\text{пл}}$ в предварительном ручье: $A_{\text{пл}} = 0,123P_{\max}H_{\Sigma}$.

Для упрощения расчетов график относительной силы деформирования в предварительном ручье (см. рис. 1) можно аппроксимировать кусочно-линейным из двух прямых. Начальный участок графика описывается уравнением прямой $P/P_{\max} = d_1 + d_2H/H_{\Sigma}$ до точки a , где $H/H_{\Sigma} = 0,79$; $P/P_{\max} = 0,12$; вторая прямая соединяет точку a с кривой l в точке b , где $P/P_{\max} = 0,5$ ($H/H_{\Sigma} = 0,932$).

Для окончательного ручья

$$\frac{A_{\text{пл}}}{A_{\max}} = \int_{0,932}^1 \frac{P}{P_{\max}} d\left(\frac{H}{H_{\Sigma}}\right) = d_1 \frac{H}{H_{\Sigma}} \Big|_{0,932}^1 + \frac{d_2}{2} \left(\frac{H}{H_{\Sigma}}\right)^2 \Big|_{0,932}^1 + \frac{1 - d_1 - d_2}{p + 1} \left(\frac{H}{H_{\Sigma}}\right)^{p+1} \Big|_{0,932}^1. \quad (3)$$

После подстановки в формулу (3) значений d_1 , d_2 и p получим $A_{\text{пл}} = 0,0489P_{\max}H_{\Sigma}$.

На рис. 1 часть кривой l от точки b до точки c является графиком относительной силы деформирования в окончательном ручье. Для линеаризации этого графика достаточно соединить прямой точки b и c , при этом площадь под прямой будет больше на 4 %, чем площадь под кривой l по формуле (3).

В табл. 1 приведены результаты расчетов работы пластического деформирования заготовок № 1, 2 и 3 при штамповке в предварительном и окончательном ручьях по формулам (2) и (3) на КГШП силой $P_n = 25$ МН, у которого $H_n = 350$ мм, $H_{\Sigma} = 0,15H_n = 52,5$ мм. Ход деформирования в предварительном ручье $H_d = 0,14H_n = 49$ мм, в

Энергетические показатели (кДж) штамповки заготовок (№ 1, 2, 3) в предварительном и окончательном ручьях на КГШП силой $P_n = 25$ МН

Энергетические показатели	Предварительный ручей			Окончательный ручей			Сумма двух ручьев		
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 1	№ 2	№ 3	№ 1	№ 2	№ 3
P_d , МН	$0,25P_n$	$0,375P_n$	$0,5P_n$	—	—	—	—	—	—
P_{max} , МН	—	—	—	$0,5P_n$	$0,75P_n$	P_n	—	—	—
$A_{пл}$, кДж	80,7	121,1	161,4	32,1	48,1	64,2	112,8	169,2	225,6
A_y , кДж	3,4	7,6	13,5	13,5	30,3	53,9	16,9	37,9	67,4
$A = A_{пл} + A_y$, кДж	84,1	128,7	174,9	45,6	78,4	118,1	129,7	207,1	293,0

окончательном ручье $H_d = 0,01H_n = 3,5$ мм. Результаты расчетов показывают, что $A_{пл}$ для заготовок № 3 больше, чем для заготовок № 1 ровно в 2 раза. Сила деформирования для всех заготовок в окончательном ручье вдвое больше, чем в предварительном ручье, $P_{max} = 2P_d$. В то же время работа деформирования в предварительном ручье больше в 2,5 раза, чем в окончательном ручье. Это в какой-то степени уравнивает условия эксплуатации этих ручьев.

Важнейшей характеристикой КГШП является его жесткость C_n (табл. 2). Нижний предел жесткости должен обеспечивать необходимую точность размеров поковок по высоте. Чем больше жесткость пресса, тем выше точность поковок по высоте. Недостаточная жесткость приводит к тому, что при штамповке в окончательном ручье поковка не укладывается в допуск.

Таблица 2

Жесткость универсальных КГШП и жесткость процессов штамповки заготовок № 3

P_n , МН	C_n	$C_{т.ср}$	$C_n/C_{т.ср}$	$C_{т.к}$, МН/мм	$C_n/C_{т.к}$	$P_n/(rC_n)$
	МН/мм					
6,3	4,35	1,58	2,75	2,2	1,98	0,015
10	6,90	2,0	3,45	2,8	2,46	0,012
16	8,43	2,67	3,16	3,73	2,26	0,013
25	11,60	3,57	3,24	5,0	2,32	0,012
40	12,95	5,0	2,59	7,0	1,85	0,015
63	13,24	6,84	1,94	9,58	1,38	0,021
80	16,42	8,33	1,97	11,66	1,41	0,020
100	17,00	10,0	1,70	14,0	1,21	0,024
125	21,18	12,02	1,76	16,8	1,26	0,023
160	25,00	13,3	1,88	18,6	1,34	0,021

Для оценки условий штамповки необходимо сравнить жесткость пресса C_n и жесткость технологического процесса штамповки C_t (тер-

мин предложен Е.Н. Ланским [5]) в окончательном ручье наиболее труднодеформируемой заготовки № 3. Найдем текущую относительную жесткость процесса штамповки, для чего возьмем первую производную уравнения (1):

$$C_0 = d_2 + p(1 - d_1 - d_2) \left(\frac{H}{H_\Sigma} \right)^{p-1}. \quad (4)$$

Текущая жесткость процесса штамповки заготовки № 3 для КГШП номинальной силой P_H

$$C_T = C_0 \frac{P_H}{H_\Sigma} = \frac{P_H}{H_\Sigma} \left[d_2 + p(1 - d_1 - d_2) \left(\frac{H}{H_\Sigma} \right)^{p-1} \right]. \quad (5)$$

Жесткость в конце процесса штамповки ($H = H_\Sigma$)

$$C_{T.к} = \frac{P_H}{H_\Sigma} [d_2 + p(1 - d_1 - d_2)]. \quad (6)$$

За основную характеристику жесткости процесса штамповки примем “среднюю” жесткость при деформировании заготовки № 3 в окончательном ручье $C_{T.ср}$, равную тангенсу угла cbb' (см. рис. 1) прямоугольного треугольника, у которого катеты: $cb' = P_H/2$; $bb' = 0,068H_\Sigma = 0,01H_H$, тогда $C_{T.ср} = P_H/(0,02H_H)$.

Отношение $C_H/C_{T.ср}$ показывает во сколько раз пластическая деформация заготовки по высоте в окончательном ручье больше упругой деформации прессы за период пластического деформирования. Из табл. 2 следует, что $C_H/C_{T.ср} = 1,70 \dots 3,45$, причем, как правило, чем тяжелее пресс по номинальной силе, тем меньше отношение $C_H/C_{T.ср}$ и ниже относительная точность высоты поковок. Наибольшая жесткость технологического процесса приходится на самый конец штамповки в окончательном ручье (точка c на рис. 1) и равна $C_{T.к}$. Жесткость C_H тяжелых КГШП ($P_H \geq 63$ МН) превышает $C_{T.к}$ на 26. . . 41 % и обеспечивает возможность штамповки на этих прессах поковок большой массы. Относительно ниже, чем у других, жесткость прессы силой $P_H = 100$ МН, у которого $C_H/C_{T.к} = 1,21$.

В табл. 2 приведены значения комплексного безразмерного критерия подобия $P_H/(rC_H)$, который у легких и средних КГШП равен, примерно, постоянному значению ($0,0135 \pm 0,0015$), а у тяжелых КГШП резко возрастает ($0,022 \pm 0,002$). Это связано с тем, что у КГШП [1] с увеличением номинальной силы P_H более чем в 25 раз радиус кривошипа r увеличился всего лишь в 3 раза, а жесткость C_H — почти в 6 раз и дальше ее увеличивать практически невозможно.

Большое влияние на процесс штамповки оказывает упругая деформация прессы. В самом начале при нагружении прессы силой, при которой начинается пластическое деформирование заготовки в предварительном или окончательном ручьях, наблюдается только упру-

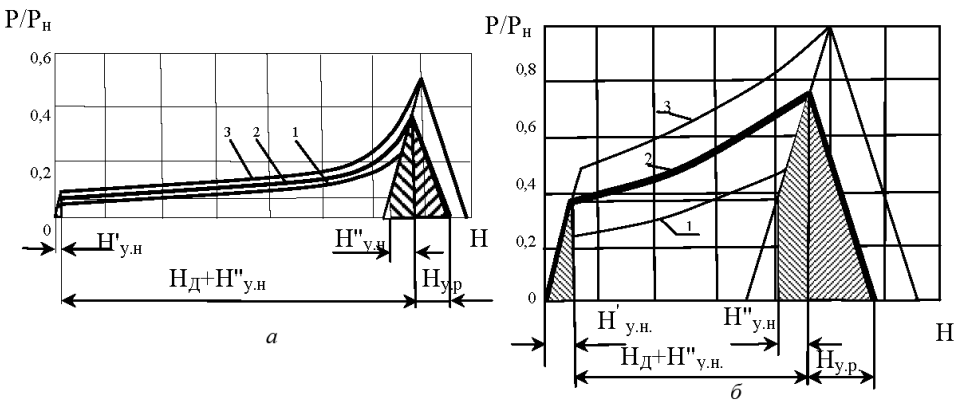


Рис. 3. Графики нагружения КГШП при штамповке заготовок № 1, 2 и 3:
а и *б* — штамповка в предварительном и окончательном ручьях; заштрихованная область — потери энергии на упругую деформацию прессы при штамповке расчетной заготовки № 2

гое деформирование прессы (рис. 3). Ход деформирования H_D в окончательном ручье в 14 раз меньше, чем в предварительном. Поэтому на рис. 3, *б* масштаб по оси абсцисс для наглядности на порядок больше, чем на рис. 3, *а*. Упругая начальная деформация прессы без учета нелинейного участка при штамповке в предварительном ручье $H'_{y.n} = 0,16P_D/C_{п.}$, в окончательном ручье $H'_{y.n} = 0,5P_{max}/C_{п.}$. При дальнейшем ходе ползуна вниз одновременно идет пластическое деформирование заготовки на величину H_D и продолжается упругое начальное деформирование прессы $H''_{y.n}$. При штамповке в предварительном ручье $H''_{y.n} = 0,84P_D/C_{п.}$, в окончательном ручье $H''_{y.n} = 0,5P_{max}/C_{п.}$. Суммарная упругая начальная деформация $H_{y.n} = H'_{y.n} + H''_{y.n}$; для предварительного ручья $H_{y.n} = P_D/C_{п.}$, для окончательного ручья $H_{y.n} = P_{max}/C_{п.}$. На рис. 3 упругая деформация $H''_{y.n}$ показана условно в конце участка пластического деформирования заготовки. Суммарная работа упругой начальной деформации прессы при штамповке в предварительном ручье $A_{y.n} = P_D^2/(2C_{п.})$, в окончательном ручье $A_{y.n} = P_{max}^2/(2C_{п.})$.

Разгрузка прессы от упругой энергии, накопленной к концу рабочего хода ползуна вниз, происходит при повороте кривошипа главного вала от крайнего нижнего положения вверх на угол α_p , соответствующий упругой деформации разгрузки $H_{y.p}$ ($H_{y.p} = H_{y.n}$). Угол положения кривошипа в зависимости от недохода ползуна s определяется как [5, 6]:

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{\frac{s}{r\lambda} - \frac{s^2}{2r^2}}{1 + \frac{1}{\lambda} - \frac{s}{r}} \right), \quad (7)$$

где $\lambda = r/l$ (l — длина шатуна). Если в уравнении (7) заменить s на $H_{y.p}$, то получим $\alpha = \alpha_p$.

Для КГШП силой $P_n = 25 \text{ МН}$ ($r = 175 \text{ мм}$; $\lambda = 0,15$) при штамповке в окончательном ручье расчетной заготовки № 2 $H_{y,p} = P_{\max}/C_n = 0,75P_n/C_n = 1,62 \text{ мм}$ и $\alpha_p = 7,27^\circ$. Для наиболее труднодеформируемой заготовки № 3 $H_{y,p} = 2,16 \text{ мм}$ и $\alpha_p = 8,39^\circ$.

Как проявляет себя энергия разгрузки, полностью зависит от соотношения угла α_p и угла α_3 заклинивания кривошипно-ползунного механизма прессы. Как известно [6], угол

$$\alpha_3 = \arcsin \frac{\mu [(1 + \lambda) r_A + \lambda r_B + r_0]}{r (1 + \lambda)} = \arcsin \left[\mu \left(R_A + \frac{\lambda R_B}{1 + \lambda} + \frac{R_0}{1 + \lambda} \right) \right], \quad (8)$$

где r_A , r_B и r_0 — радиусы шарнирных соединений шатуна с эксцентриком главного вала, шатуна с ползуном и опорной шейки главного вала соответственно; μ — коэффициент трения в кинематических парах кривошипно-ползунного механизма прессы; $R_A = r_A/r$; $R_B = r_B/r$; $R_0 = r_0/r$. Для универсальных серийных средних КГШП ($P_n = 20 \dots 50 \text{ МН}$) $R_A = 2,6$; $R_B = 1,8$; $R_0 = 1,6$; $\lambda = 0,15$. Эти или другие значения относительных величин R_A , R_B , R_0 и λ могут быть приняты для всей гаммы КГШП, что обеспечит их кинематическое подобие.

Для прессов с жидким смазыванием при определении крутящего момента на главном вале во время рабочего хода рекомендуется принимать $\mu = 0,03 \dots 0,04$ [6]. При рабочем ходе прессы вниз угол α_3 не влияет на процесс штамповки, он только определяет зону, в которой при критической перегрузке прессы произойдет его заклинивание. При ходе ползуна вверх угол α_3 зависит от положения кривошипно-ползунного механизма в конце процесса разгрузки, когда сила сжатия штампов небольшая, а коэффициент трения возрастает и $\mu > 0,035$. Тогда по формуле (8) для КГШП при принятых значениях величин R_A , R_B , R_0 угол $\alpha_3 > 8,5^\circ > \alpha_p$. Потенциальная энергия упругой деформации прессы теряется при ходе ползуна вверх на угол поворота кривошипа, равный α_3 [6].

В реальных условиях почти всегда $\alpha_3 > \alpha_p$. Поэтому значение энергии разгрузки следует отнести к потерям энергии привода КГШП. Для всех заготовок энергия разгрузки $A_{y,p}$ в предварительном ручье так же, как и в окончательном ручье, численно равна энергии упругой начальной деформации $A_{y,n}$. Общие потери на упругую деформацию прессы при штамповке в предварительном ручье $A_y = P_d^2/C_n$, в окончательном ручье $A_y = P_{\max}^2/C_n$.

Важной характеристикой, обеспечивающей при определенных условиях прочность основных узлов привода кривошипных прессов, является номинальный угол недохода ползуна до нижней крайней

точки α_n . Для определения необходимого значения α_n построим графики зависимости допустимой силы на ползуне КГШП по прочности главного вала и зубчатой передачи в зависимости от угла поворота кривошипа главного вала α при различных значениях номинального угла α_n . По формуле Сторожева [5, 6]

$$M_k = P (m_k^\alpha + m_k^\mu), \quad (9)$$

где M_k — крутящий момент на главном вале прессы; $m_k^\alpha = r(\sin \alpha + \lambda \sin 2\alpha/2)$ — идеальное приведенное относительно плечо крутящего момента; $m_k^\mu = \mu [(1 + \lambda) r_A + \lambda r_B + r_0] / r(1 + \lambda)$ — приведенное относительное плечо трения крутящего момента.

Если в формуле (9) заменим P на P_n , m_k^α на $m_k^{\alpha_n}$, то получим

$$M_n = P_n (m_k^{\alpha_n} + m_k^\mu), \quad (10)$$

где M_n — номинальный крутящий момент; $m_k^{\alpha_n}$ — идеальное плечо при $\alpha = \alpha_n$.

В точке пересечения прямой $P/P_n = 1$ и кривой, построенной по формуле (9), $M_k = M_n$. Тогда, приравняв выражения (9) и (10), получим

$$\frac{P}{P_n} = \frac{m_k^{\alpha_n} + m_k^\mu}{m_k^\alpha + m_k^\mu} = \frac{\sin \alpha_n + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha_n + \mu [(1 + \lambda) R_A + \lambda R_B + R_0]}{\sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha + \mu [(1 + \lambda) R_A + \lambda R_B + R_0]}, \quad (11)$$

где μ — коэффициент трения в шарнирных соединениях кривошипно-ползунного механизма прессы при жидком смазывании и высоких значениях контактного удельного давления в период рабочего хода вниз при деформировании поковки.

На рис. 4 графики, построенные по формуле (11), ограничивают допустимую силу P на ползуне по прочности зубчатой передачи в зависимости от угла кривошипа α при различных значениях номинального угла α_n . Чем меньше принятый при расчете коэффициент трения μ , тем ниже при прочих равных условиях относительная величина P/P_n и

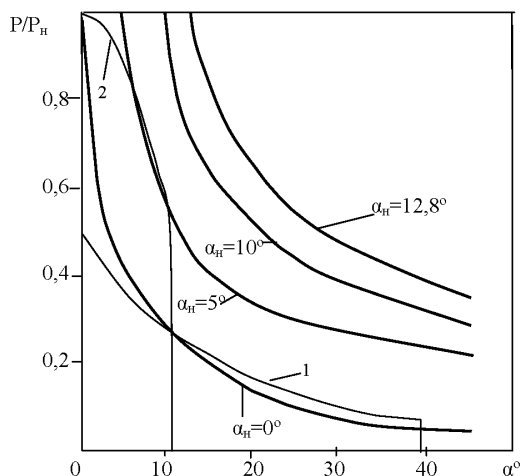


Рис. 4. Графики допустимой силы на ползуне по прочности эксцентрикового вала и зубчатой передачи в зависимости от угла поворота кривошипа α при различных значениях номинального угла недохода α_n : 1 и 2 — графики силы деформирования в предварительном и окончательном ручьях

меньше запас прочности зубчатой передачи. При расчетах по формуле (11) было принято $\mu = 0,01$. Такое наибольшее значение коэффициента μ было получено во время испытаний КГШП силой 125 МН в конце хода вниз при применении вместо поковки гидравлического нагружателя [1].

Для КГШП номинальный угол α_n рекомендуется в пределах $3 \dots 5^\circ$ [5, 6]. Для типовой поковки при принятых значениях коэффициентов d_1, d_2 и показателя степени p при штамповке в окончательном ручье угол α_n должен быть не менее 6° . При штамповке более сложных поковок α_n должен быть еще больше. Тяжелые прессы силой $P_n \geq 63$ МН проектируют, как правило, для штамповки поковок автомобильной промышленности. В этом случае могут учитываться особенности силового графика конкретного технологического процесса. Например, поковка балки передней подвески автомобиля КамАЗ из стали 45 по массе меньше поковки коленчатого вала из хромомолибденованадиевой стали, но штамповать ее сложнее. Узкая поковка балки имеет двутавровое сечение почти по всей длине (около двух метров) с тонкой стенкой между полками. Штамповка высоких полок двутавра требует значительной силы при деформировании даже в предварительном ручье. При выборе угла α_n необходимо учитывать ударный характер нагрузки зубчатой передачи, особенно в начале штамповки в окончательном ручье. Увеличение угла α_n повышает номинальный момент M_n (при неизменной номинальной силе P_n) и требования к прочности зубчатой передачи.

У серийных легких и средних КГШП Воронежского завода ТМП номинальный недоход до нижней крайней точки принимают равным 5 мм [4]. У среднего прессы силой $P_n = 25$ МН при пересчете по формуле (9), заменив s_n на $H_{y.p.}$, получим $\alpha_n = 12,8^\circ$; у тяжелых КГШП $s_n = 6 \dots 8$ мм [1], тогда $\alpha_n = 12,2 \dots 12,4^\circ$; у легких КГШП ($P_n \leq 16$ МН) $\alpha_n = 13,8 \dots 17^\circ$. Полученные значения угла α_n в несколько раз превышают значения, рекомендуемые в учебниках. Угол α_n — параметр более приемлемый при расчетах, чем значение недохода s_n , так как он не зависит от номинальной силы прессы и может быть унифицирован для всей гаммы универсальных КГШП.

Для оценки условий нагружения привода прессы для преодоления сопротивления поковки пластическому деформированию и сил трения в кривошипно-ползунном механизме при штамповке в предварительном и окончательном ручьях разделим уравнение (9) на $M_{\max} = P_{\max} r$:

$$\frac{M_k}{M_{\max}} = \frac{P}{P_{\max}} \left\{ \sin \alpha + \frac{\lambda}{2} \sin 2\alpha + \mu [(1 + \lambda) R_A + \lambda R_B + R_0] \right\}. \quad (12)$$

На рис. 5 приведены графики, построенные по формуле (12) для предварительного и окончательного ручьев независимо от номинальной силы прессы. Площади под кривыми 1 и 2 равны относительным

затратам энергии привода при штамповке в каждом из ручьев без учета потерь на упругую деформацию и холостой ход пресса за технологический цикл, состоящий из двух двойных ходов. Суммарные затраты энергии на пластическую деформацию заготовки и преодоление сил трения в кривошипно-ползунном механизме при штамповке в предварительном и окончательном ручьях отличаются меньше, чем затраты только на пластическую деформацию, всего в 1,6 раза. Это связано с тем, что штамповку заготовок в окончательном ручье ведут

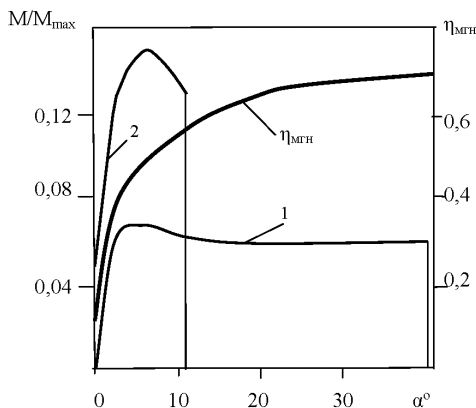


Рис. 5. Графики относительного момента M/M_{max} на главном вале при штамповке в предварительном (кривая 1) и окончательном (кривая 2) ручьях; $\eta_{мгн}$ — мгновенный КПД кривошипно-ползунного механизма

при малых углах α , когда мгновенный КПД кривошипно-ползунного механизма [5] имеет наименьшие значения (см. рис. 5). Если учесть потери энергии на упругую деформацию пресса (см. табл. 1), то разница будет еще меньше. При штамповке на прессе $P_n = 25$ МН для расчетных заготовок № 2 затраты энергии будут отличаться в 1,25 раза, а для наиболее труднообрабатываемых заготовок № 3 — всего в 1,15 раза. Если еще учесть потери энергии на трение при включении муфты и тормоза на каждом одиночном ходе, в кривошипно-ползунном механизме за периоды холостого хода ползуна вниз и вверх, в приводе от электродвигателя до кривошипно-ползунного механизма за каждый двойной ход пресса и за время выстоя ползуна в верхнем положении между одиночными ходами, то различия в нагрузке привода при штамповке в предварительном и окончательном ручьях почти не будет. Это подтверждает правильность определения границы разделения предварительного и окончательного ручьев.

Выводы. 1. Применение безразмерных критериев подобия (R_A , R_B , R_0 , $P_n/(rC_n)$ и др.), не зависящих от номинальной силы пресса, позволяет унифицировать кинематические и конструктивные параметры универсальных КГШП.

2. Установлено, что принятые границы разделения переходов штамповки в открытых штампах примерно уравнивают энергетические затраты электропривода КГШП при штамповке в предварительном и окончательном ручьях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. К р у к А. Т. Проектирование и производство тяжелых кривошипных горячештамповочных прессов. – Воронеж: ВГУ, 2003. – 188 с.

2. Б о г д а н о в Э. Ф. К расчету привода горячештамповочного прессы с учетом его вероятностного нагружения // Вестник машиностроения. – 1985. – № 11. – С. 62–64.
3. С е м е н о в Е. И. Ковка и объемная штамповка. – М.: Высш. шк., 1972. – 352 с.
4. И г н а т о в А. А., И г н а т о в а Т. А. Кривошипные горячештамповочные прессы. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.
5. К у з н е ч н о - ш т а м п о в о ч н о е о б о р у д о в а н и е / Под ред. А.Н.Банкетова и Е.Н.Ланского. – М.: Машиностроение, 1982. – 576 с.
6. Ж и в о в Л. И., О в ч и н н и к о в А. Г., С к л а д ч и к о в Е. Н. Кузнечно-штамповочное оборудование. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2006. – 560 с.

Статья поступила в редакцию 19.12.2006

Энгель Федорович Богданов родился в 1925 г., окончил МВТУ им. Н.Э.Баумана в 1954 г. Д-р техн. наук, профессор кафедры “Технологии обработки давлением” МГТУ им. Н.Э.Баумана. Автор более 100 научных работ в области обработки металлов давлением.

E.F. Bogdanov (b. 1925) graduated from the Bauman Moscow Higher Technical School in 1954. D. Sc. (Eng.), professor of “Technology of Processing by Pressure” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of more than 100 publications in the field of processing metals by pressure.

Изабелла Николаевна Черкасова родилась в 1951 г., окончила МВТУ им. Н.Э.Баумана в 1975 г. Канд. техн. наук, зав. лабораторией кафедры “Технологии обработки давлением” МГТУ им. Н.Э.Баумана. Автор свыше 25 научных работ в области технологии горячей штамповки.

I.N. Cherkasova (b. 1951) graduated from the Bauman Moscow Higher Technical School in 1975. Ph. D. (Eng.), head of laboratory of “Technology of Processing by Pressure” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of more than 25 publications in the field of technology of hot stamping.