

ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.777: 621.777.22

Довженко Н.Н., Сидельников С.Б., Беляев С.В., Губанов И.Ю., Маслов И.Ю.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЯ ПРИЖИМА МАТРИЦЫ ПРИ РЕАЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА СОВМЕЩЕННОЙ ПРОКАТКИ-ПРЕССОВАНИЯ

Представлена методика расчета усилия прижима матрицы к валкам при совмещенной прокатке и прессовании профилей с учетом конструктивных параметров инструмента и технологических условий деформирования. Приведен пример расчета усилия прижима матрицы и контактных сил, действующих на матрицу со стороны валков при изготовлении профиля из алюминиевого сплава.

Ключевые слова: совмещенная прокатка-прессование, зазоры в калибре, усилие прижима матрицы к валкам.

The design procedure of the die hold-down pressure to the rollers for the process of combine rolling and extrusion of the profiles with a glance the constructional characteristic of the tool and the technological conditions of the deformation is presented. The example of calculation of the die hold-down pressure and contact forces from the rollers in the time of making of the profiles from aluminium alloys is presented.

Key words: process of combine rolling-and extrusion, choice in fixed gage, die hold-down pressure to the rollers.

Одним из эффективных методов производства длинномерных профилей небольшого поперечного сечения из цветных металлов и сплавов является непрерывный процесс совмещенной прокатки-прессования (СПП) [1, 2].

Матрица является одной из ответственных деталей рабочего инструмента СПП. Она формирует контур профиля, определяет точность его размеров и качество поверхности. Кроме того, неподвижная матрица находится в постоянном контакте с подвижными валками, образующими закрытый ящичный калибр прямоугольного сечения. Поэтому при реализации процесса СПП особенно важно обеспечить конструктивно и технологически оптимальный зазор на контакте рабочих валков и матрицы. С одной стороны, при минимальном зазоре интенсивно возрастает сила трения и увеличивается абразивный износ рабочего инструмента, а с другой стороны, при увеличении зазора возможно появление заусенца из деформируемого металла, что нарушает стабильность протекания непрерывного процесса СПП, ухудшает качество профиля и снижает выход годного. Поэтому конструктивные параметры матрицы решающим образом влияют на эффективность процесса СПП [3].

Для обеспечения оптимального зазора при реализации процесса СПП было разработано устройство для непрерывной прокатки и прессования профилей [4], где оригинальная конструкция матрицы позволяет во время эксплуатации обеспечивать назначенный конструктивно рабочий зазор и свести до минимума образование заусенца из деформируемого металла. Устройство работает следующим образом (рис. 1).

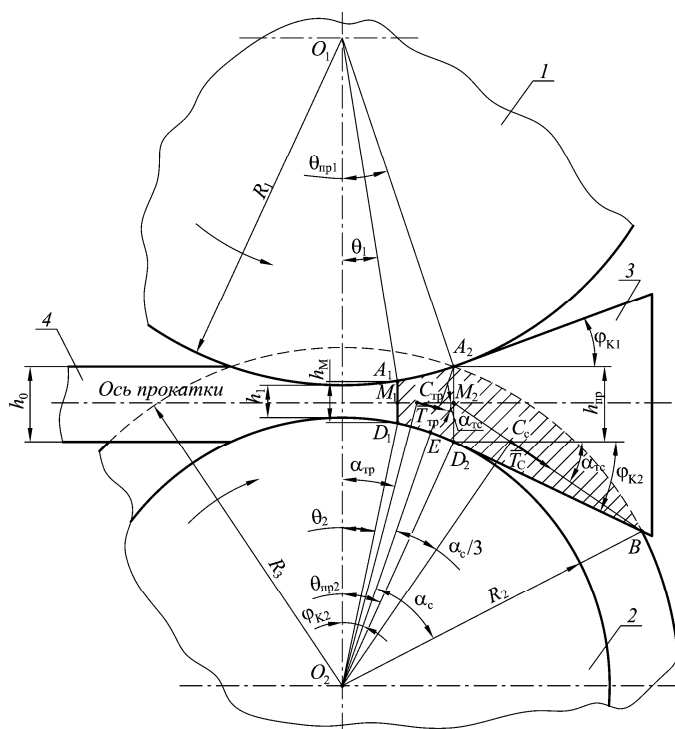


Рис. 1. Общий вид устройства для совмещенной прокатки-прессования [4]: 1 – рабочий валок с выступом; 2 – рабочий валок с вырезом; 3 – матрица; 4 – заготовка; 5 – профиль

Заготовка начальной высотой h_0 захватывается валками, деформируется до высоты h_1 в рабочем закрытом ящичном калибре прямоугольного сечения и выдавливается в виде профиля через рабочий канал матрицы, имеющей высоту рабочей плоскости матрицы h_M . Положение матрицы в рабочем калибре закры-

том ящичном определяется центральными углами валков θ_1 и θ_2 . При этом матрица выполнена в виде прямой трапецидальной призмы, на заходной части которой на наклонных гранях выполнены вогнутые поверхности с радиусами закруглений, соответствующими радиусам валков, а в конце вогнутого участка наклонные грани располагаются по касательной к поверхности валков с углом наклона боковых граней, равным:

$$\varphi_{Ki} = \frac{l_{3M}}{R_i} + \theta_i = \frac{l_{3M} + \sqrt{(h_M - h_1)R_{ПП}}}{R_i}, \quad (1)$$

где l_{3M} – длина заходной части матрицы с вогнутыми поверхностями; R_i – радиус i -го валка; θ_i – центральный угол i -го валка положения матрицы; h_M и h_1 – высота рабочей плоскости матрицы и рабочего зазора между валками соответственно; $R_{ПП} = \frac{2R_1R_2}{R_1 + R_2}$ – приведенный радиус валков.

Вогнутые поверхности с радиусами закруглений соответствующими радиусам валков на заходной части матрицы l_{3M} обеспечивают равномерный назначенный конструктивно рабочий зазор на контактной поверхности валков и матрицы, что сводит до минимума образование заусенца из деформируемого металла. Расположение наклонных граней по касательной в конце вогнутого участка на заходной части матрицы обеспечивает параллельность рабочей плоскости матрицы к плоскости, проходящей через оси вращения валков, и исключает ее перекос во время работы.

Другим условием обеспечения оптимального зазора на контакте рабочих валков и матрицы при реализации СПП является создание необходимого усилия прижима матрицы к валкам. В случае повышенного значения усилия прижима матрицы к валкам возможно изменение ее положения в калибре, при этом также резко увеличиваются силы трения между валками и матрицей, снижается стойкость инструмента, возрастают энергозатраты. В противном случае, когда усилие прижима матрицы к валкам недостаточно, происходит выдавливание матрицы из калибра, интенсивно образуется заусеница из деформируемого металла повышенной толщины между валками и матрицей, появляется перекос зеркала матрицы и т.д., что приводит к браку, снижению выхода годного. Поэтому расчет усилия прижима матрицы к валкам при СПП является актуальной задачей.

Для определения усилия прижима матрицы к валкам рассмотрим равновесие матрицы во время установившегося процесса СПП (см. **рис. 1 и 2**):

Пусть рабочая плоскость матрицы имеет высоту h_M (A_1D_1 на **рис. 1**), которая меньше предельной высоты матрицы $h_{ПП}$ (A_2D_2 на **рис. 1**), обусловленной раскрываемостью калибра. Расчет данного параметра представлен в работе [1]:

$$h_{ПП} = h_1 + \frac{R_1\theta_{ПП1}^2}{2} + \frac{R_2\theta_{ПП2}^2}{2}; \quad (2)$$

$$\theta_{ППi} = \arcsin(L_{ПП}/R_i); \quad (3)$$

$$L_{ПП} \leq \sqrt{R_3^2 - \frac{(R_3^2 - R_1^2 + D_0^2)^2}{4D_0^2}} \quad (4)$$

где h_M и h_1 – высота предельной высоты матрицы и рабочего зазора между валками соответственно; $L_{ПП}$ – максимальное удаление матрицы от оси прокатки, обусловленное раскрываемостью калибра; R_1 – радиус выступа верхнего валка; R_2 ; R_3 – внутренний и наружный радиусы выреза нижнего валка; $D_0 = R_1 + R_2 + h_1$; $\theta_{ППi}$ – центральный угол i -го валка предельного положения матрицы в калибре.

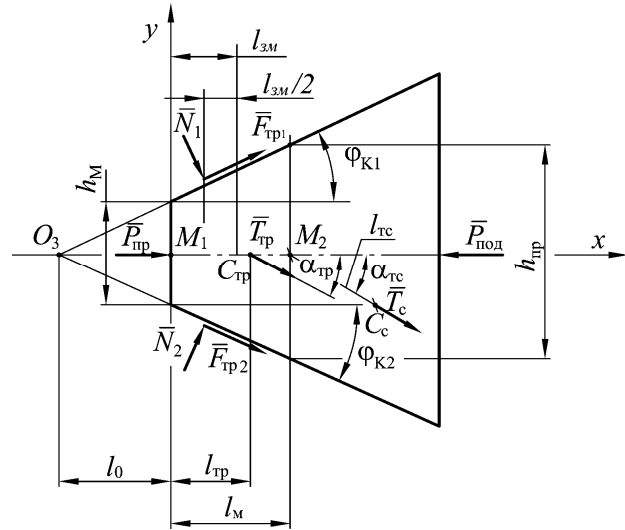


Рис. 2. Расчетная схема сил, действующих на матрицу во время реализации процесса СПП: $P_{ПП}$ – сила прессования при выдавливании профиля через канал матрицы; $P_{ПОД}$ – сила прижима матрицы к валкам; N_1 и N_2 – силы нормального давления на матрицу со стороны валков; $F_{ТР1}$ и $F_{ТР2}$ – силы трения на границе контакта матрицы и катающих радиусов валков; $T_{ТР}$ T_C – силы трения на границе контакта матрицы и боковой поверхности валка с вырезом (с калибром)

Форма матрицы будет соответствовать представленной в устройстве для непрерывной прокатки и прессования профилей [4], а ее положение в калибре будет определяться центральными углами θ_1 и θ_2 [1]:

$$\theta_1 = \sqrt{\frac{2(h_M - h_1)}{R_1(1 + R_1/R_2)}}; \quad \theta_2 = \sqrt{\frac{2(h_M - h_1)}{R_2(1 + R_2/R_1)}}. \quad (5)$$

Для заданного положения матрицы определим необходимое усилие ее прижима к валкам. Из всех сил, действующих на матрицу, неизвестно только значение и координаты вектора равнодействующей контактных сил трения на боковой поверхности калибра и матрицы – заштрихованная область на **рис. 1** (фигура $A_1A_2BD_2D_1$). Для этого необходимо определить площадь действия напряжений трения на боковой поверхности калибра и центр тяжести данной фигуры, где будет приложена равнодействующая этих сил, и направленная перпендикулярно радиусу с центром валка 2 в сторону вращения валков.

Фигура $A_1A_2BD_2D_1$ имеет сложную форму, поэтому разобьем ее на более простые фигуры, как трапеция $A_1A_2D_2D_1$ и часть сегмента A_2BD_2 со стрелой сегмента, равной A_2E :

$$S_{A_1A_2BD_2D_1} = S_{A_1A_2D_2D_1} + S_{A_2BD_2}. \quad (6)$$

Найдем площади данных фигур и их центры тяжести.

Площадь трапеции $A_1A_2D_2D_1$ можно найти по формуле, представленной в работе [5]:

$$S_{A_1A_2D_2D_1} = 0,5(h_M + h_{PP})l_M, \quad (7)$$

где $l_M = R_2(\sin\theta_{PP2} - \sin\theta_2) \approx R_2(\theta_{PP2} - \theta_2)$ – высота трапеции, равная отрезку M_1M_2 , соединяющего центры оснований A_1D_1 и A_2D_2 .

Центр тяжести трапеции (точка C_{TP} на рис. 2) будет находиться на прямой M_1M_2 и отстоять от точки M_1 на расстоянии [5]:

$$l_{TP} = \frac{l_M(2h_{PP} + h_M)}{3(h_{PP} + h_M)} \approx \frac{R_2(\theta_{PP2} - \theta_2)(2h_{PP} + h_M)}{3(h_{PP} + h_M)}. \quad (8)$$

Тогда равнодействующая силы трения на части боковой поверхности матрицы в виде трапеции $A_1A_2D_2D_1$ (с учетом того, что она действует с двух сторон) будет равна:

$$T_{TP} = 2\tau_K S_{A_1A_2D_2D_1} = \tau_K R_2(h_M + h_{PP})(\theta_{PP2} - \theta_2), \quad (9)$$

где τ_K – напряжение трения на границе контакта матрицы и боковой поверхности ручья валка 2, методика определения которого представлена в работах [2, 6].

Вектор T_{TP} будет перпендикулярен радиусу O_2C_{TP} , направлен в сторону вращения валка 2 и расположен на оси прокатки под углом, равным:

$$\alpha_{TP} = \arctg\left(\frac{R_2 \sin\theta_2 + l_{TP}}{R_2 + h_1/2}\right). \quad (10)$$

Площадь фигуры A_2BD_2E будет равна разности площадей полусегмента A_2BD_2E и треугольника A_2D_2E :

$$S_{A_2BD_2} = S_{A_2BD_2E} - S_{A_2D_2E}. \quad (11)$$

Находим площади полусегмента A_2BD_2E и треугольника A_2D_2E :

$$S_{A_2D_2E} = 0,5h_{PP}^2 \sin(2\varphi_{K2}); \quad (12)$$

$$S_{A_2BD_2E} = 0,25R_3^2 \left(\frac{\pi\alpha_{CEG}}{180^0} - \sin\alpha_{CEG}\right), \quad (13)$$

где $\alpha_{CEG} = 2 \arcsin\left[\frac{\sqrt{h_{PP}^2 \cos^2\varphi_{K2}(2R_3 - h_{PP} \cos\varphi_{K2})}}{R_3}\right]$;

$\alpha_C = \frac{\alpha_{CEG}}{2}$ – центральный угол, опирающийся на дугу

A_2B полусегмента A_2BD_2E .

Тогда равнодействующая силы трения на части боковой поверхности матрицы в виде фигуры A_2BD_2 (с учетом того, что она действует с двух сторон) будет

равна:

$$T_C = 2\tau_K S_{A_2BD_2} = \tau_K \left[0,5R_3^2 \left(\frac{\pi\alpha_{CEG}}{180^0} - \sin\alpha_{CEG}\right) - h_{PP}^2 \sin(2\varphi_{K2})\right], \quad (14)$$

где τ_K – напряжение трения на границе контакта матрицы и боковой поверхности ручья валка 2, методика определения которой представлена в работах [2, 6].

Центр масс фигуры A_2BD_2 – точка C_C будет удалена от центра валка 2 с вырезом (см. рис. 2) на расстоянии, равном [5]:

$$R_C = R_2 + \frac{h_{PP} \cos\varphi_{K2}}{2}, \quad (15)$$

а радиус O_2C будет образовывать осью O_1O_2 , проходящей через центры валков, центральный угол, равный:

$$\alpha_{TC} = \frac{\alpha_C}{3} + \varphi_{K2}. \quad (16)$$

От точки M_2 удаление точки C_C составит [5]:

$$l_{TC} = (R_2 + \frac{h_M}{2} \cos\varphi_{K2}) \sin\frac{\alpha_C}{3}. \quad (17)$$

Таким образом, значения и положение векторов равнодействующей контактных сил трения на боковой поверхности калибра и матрицы T_{TP} и T_C , как относительно центра валка 2, так и относительно самой матрицы, определено.

Учитывая, что все силы, действующие на матрицу во время установившегося процесса СПП, находятся в одной вертикальной плоскости прокатки или расположены в параллельных ей плоскостях (контактные силы трения на боковой поверхности калибра и матрицы), то можно воспользоваться тремя уравнениями равновесия матрицы в плоскости относительно осей координат (см. рис. 2):

– горизонтальных составляющих сил:

$$\sum_{i=1}^n F_{ix} = P_{PP} + F_{TP1} \cos\varphi_{K1} + N_1 \sin\varphi_{K1} + F_{TP2} \cos\varphi_{K2} + N_2 \sin\varphi_{K2} + T_{TP} \cos\alpha_{TP} + T_C \cos\alpha_{TC} - P_{ПОД} = 0, \quad (18)$$

– вертикальных составляющих сил:

$$\sum_{i=1}^n F_{iy} = N_2 \cos\varphi_{K2} - F_{TP2} \sin\varphi_{K2} - N_1 \cos\varphi_{K1} + F_{TP1} \sin\varphi_{K1} - T_{TP} \sin\alpha_{TP} - T_C \sin\alpha_{TC} = 0, \quad (19)$$

– моментов сил относительно точки O_3 , которая будет находиться на пересечении прямых от боковых наклонных сторон матрицы и оси прокатки (ось x) и удалена от зеркала матрицы (точки M_1) на расстоянии

$$l_O = \frac{h_M}{4} (\ctg\varphi_{K1} + \ctg\varphi_{K2});$$

$$\sum_{i=1}^n m_{O_3}(F_i) = N_2 \frac{l_O + l_{3M}}{\cos\varphi_{K2}} - N_1 \frac{l_O + l_{3M}}{\cos\varphi_{K1}} - T_{TP}(l_O + l_{TP}) \sin\alpha_{TP} - T_C(l_M + l_O) \sin\alpha_{TC} = 0. \quad (20)$$

При расчете моментов сил N_1 и N_2 относительно точки O_3 допускали, что они приложены посередине участка l_{3M} на длине заходной части матрицы с вогнутыми поверхностями и учитывали следующее соотношение:

$$l_{3M} = l_{3M1} \cos \varphi_{K1} = l_{3M2} \cos \varphi_{K2}. \quad (21)$$

Анализ системы полученных уравнений (18), (19) и (20) показывает, что число неизвестных величин N_1 , N_2 , $P_{ПОД}$ соответствует числу уравнений, т.е. задача является статически определимой. При этом следует отметить, что результат решения поставленной задачи будет зависеть в значительной степени от того, как будут определяться напряжения трения [6]. Наиболее распространенными из них являются зависимости Амонтона–Кулона и Зибеля, которые отражают крайние подходы к определению напряжения трения: в первом случае они пропорциональны нормальным напряжениям, а во втором от них не зависят и определяются только сопротивлением деформации деформируемого металла. Другие расчетные модели трения занимают промежуточное положение между этими крайними подходами. Поэтому решим поставленную задачу для обоих условий трения.

Пусть силы трения на контакте валков с боковой поверхностью матрицы подчиняются закону Амонтона–Кулона, тогда:

$$F_{TP1} = f_1 N_1; \quad F_{TP2} = f_2 N_2; \quad \tau_K = f_K p_\theta, \quad (22)$$

где f_1, f_2, f_K – коэффициенты трения на границе контакта валков с боковыми наклонными и параллельными поверхностями матрицы соответственно, которые практически мало отличаются друг от друга. Поэтому можно допустить, что они будут равны между собой, и при прокатке для сплавов алюминия при температуре 400–500°C на грубо шлифованных валках принимаются равными $f=0,227-0,272$, а с налипшим металлом на валках, что характерно для процесса СПП, $f=0,535-0,555$ [6]; p_θ – давление в очаге деформации, расчет которого представлен в работе [2]:

$$p_\theta = \left[\frac{2tg(\alpha_{ПРЕСС}/2) + 1/\sqrt{3}}{\sin \alpha_{ПРЕСС}} \right] \sigma_{S\theta} \ln \lambda_{ПРЕСС}, \quad (23)$$

где $\sigma_{S\theta}$ – сопротивление деформации деформируемого металла, находящегося в зазоре между валками и матрицей;

$\alpha_{ПРЕСС}$ – угол наклона образующей упругой зоны при прессовании профиля диаметром $d_{пр}$ через матрицу высотой h_M . Данный угол определен в работе [7] для процесса СПП из условия минимума мощности деформирования и составил $\alpha_{ПП} \approx 70^\circ$.

Решая систему уравнений (18), (19) и (20), получим:

$$N_1 = \frac{\cos \varphi_{K1} (\cos \varphi_{K2} - f \sin \varphi_{K2})}{\cos^2 \varphi_{K1} + 0,5 f (\sin 2\varphi_{K2} - \sin 2\varphi_{K1}) - \cos^2 \varphi_{K2}} \times \left\{ \frac{\cos \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}] - \frac{T_{TP} \sin \alpha_{TP} + T_C \sin \alpha_{TC}}{\cos \varphi_{K2} - f \sin \varphi_{K2}} \right\}; \quad (24)$$

$$N_2 = N_1 \frac{\cos \varphi_{K2}}{\cos \varphi_{K1}} + \frac{\cos \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}]; \quad (25)$$

$$P_{ПОД} = P_{TP} + N_1 (\sin \varphi_{K1} + f \cos \varphi_{K1}) + N_2 (\sin \varphi_{K2} + f \cos \varphi_{K2}) + T_{TP} \cos \alpha_{TP} + T_C \cos \alpha_{TC}. \quad (26)$$

Пусть силы трения на контакте валков с боковой поверхностью матрицы подчиняются закону Зибеля, тогда:

$$F_{TP1} = \frac{f_1 \sigma_{S\theta} l_{3M} b}{\cos \varphi_{K1}}, \quad F_{TP2} = \frac{f_2 \sigma_{S\theta} l_{3M} b}{\cos \varphi_{K2}}, \quad \tau_K = f_K \sigma_{S\theta}, \quad (27)$$

где b – ширина калибра.

Решая систему уравнений (18), (19) и (20), получим:

$$N_1 = \frac{\cos \varphi_{K1}}{\cos^2 \varphi_{K1} - \cos^2 \varphi_{K2}} \left\{ \frac{\cos^2 \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}] - 0,5 \sigma_{S\theta} l_{3M} b (tg \varphi_{K2} - tg \varphi_{K1}) - T_{TP} \sin \alpha_{TP} - T_C \sin \alpha_{TC} \right\}; \quad (28)$$

$$N_2 = N_1 \frac{\cos \varphi_{K2}}{\cos \varphi_{K1}} + \frac{\cos \varphi_{K2}}{1 + l_{3M}/l_0} [T_{TP} (1 + \frac{l_{TP}}{l_0}) \sin \alpha_{TP} + T_C (1 + \frac{l_M}{l_0}) \sin \alpha_{TC}]; \quad (29)$$

$$P_{ПОД} = P_{TP} + (f_1 + f_2) \sigma_{S\theta} l_{3M} b + N_1 \sin \varphi_{K1} + N_2 \sin \varphi_{K2} + T_{TP} \cos \alpha_{TP} + T_C \cos \alpha_{TC}. \quad (30)$$

На рис. 3-5 представлены графики изменения, как абсолютных, так и относительных значений сил, действующих на матрицу во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы $L_\theta/L_{\theta ПРЭД}$ от оси, соединяющих центры валков. При этом установка СПП имела следующие конструктивные параметры: радиусы валков $R_1=236$ мм, $R_2=192$ мм, $R_3=230$ мм. Ширина калибра равнялась $b_K=40$ мм, а зазор между валками при прокатке составлял $h_I=20$ мм. Во всех случаях диаметр получаемого прутка из алюминиевого сплава АД31 был постоянным и равным $d_{ПП}=9,5$ мм. Поэтому при удалении матрицы от оси, соединяющих центры валков, вытяжка при выдавливании прутка через матрицу увеличивалась в пределах $\lambda_{ПП} = 11,5 - 19,6$, вследствие раскрываемости калибра, что вызывало и рост усилия прессования. Длина заходной части матрицы l_{3M} с вогнутыми поверхностями во всех случаях принималась равным 4 мм. На рис. 4 представлены графики изменения значений сил, действующих на матрицу во время СПП без контактной поверхности в виде полусегмента.

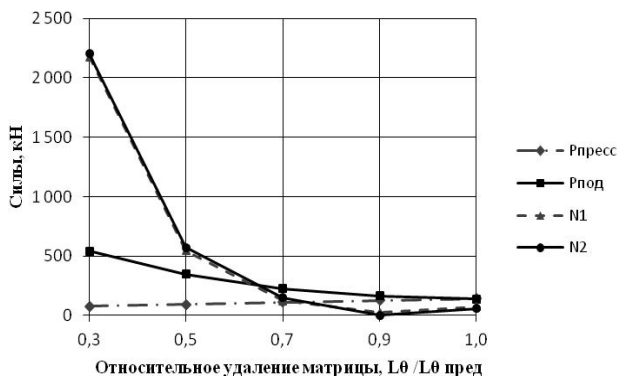


Рис. 3. Изменение сил $R_{\text{ПРЕСС}}$ – силы прессования; $R_{\text{ПОД}}$ – прижима матрицы к валкам; N_1 и N_2 – контактных сил на наклонных боковых поверхностях матрицы, действующих на матрицу во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы от оси, соединяющих центры валков

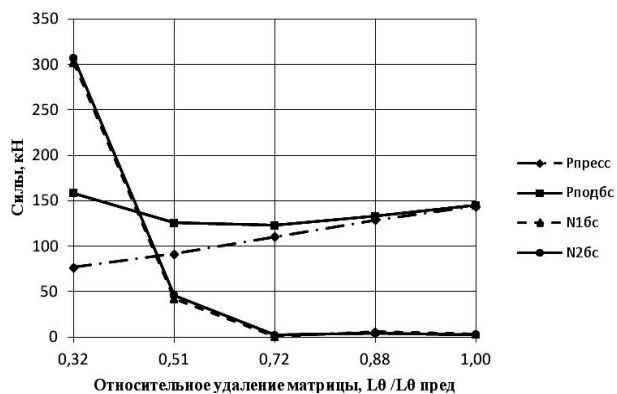


Рис. 4. Изменение сил $R_{\text{ПРЕСС}}$ – силы прессования; $R_{\text{ПОДбс}}$ – прижима матрицы к валкам; N_1 и N_2 – контактных сил на наклонных боковых поверхностях матрицы, действующих на матрицу без контактной поверхности в виде полусегмента во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы от оси, соединяющих центры валков

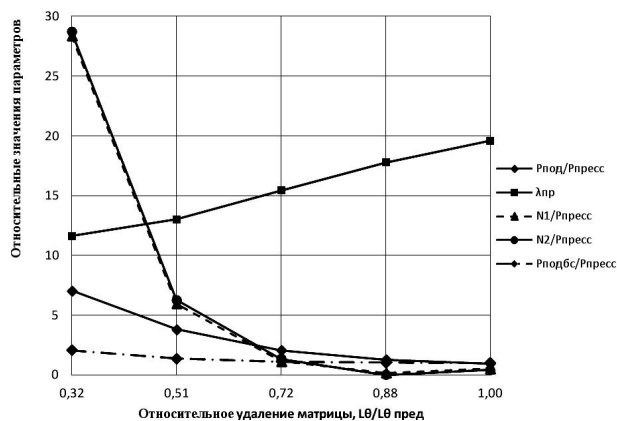


Рис. 5. Изменение относительных значений сил, действующих на матрицу во время СПП в зависимости от относительного удаления матрицы от оси, соединяющих центры валков

Выводы

Анализируя полученные результаты, можно отметить следующее:

1. Контактные давления на наклонных боковых поверхностях матрицы в исследуемом диапазоне конструктивных и технологических параметров на порядок превышают сопротивление деформации обрабатываемого металла, поэтому определение напряжения трения по закону Амонтон–Кулона в данном случае приводит к завышенной оценке силовых условий процесса.

2. Для реализации процесса прокатки-прессования усилие прижима матрицы к валкам должно быть по абсолютному значению всегда больше усилия прессования.

3. С удалением матрицы от осей, соединяющих центры валков, усилие прессования растет при постоянном размере профиля.

4. С удалением матрицы от осей, соединяющих центры валков, относительное усилие прижима $R_{\text{ПОД}}/R_{\text{ПРЕСС}}$ уменьшается.

5. Контактные силы на наклонных боковых поверхностях матрицы N_1 и N_2 достигают максимального значения при расположении матрицы на осях, соединяющих центры валков, и значительно больше усилия прессования. Но по мере удаления матрицы от данной оси значения контактных сил уменьшается, и при определенном положении матрицы становятся меньше усилия прессования.

6. Для стабильной реализации процесса СПП относительное удаление матрицы от осей, соединяющих центры валков, должно находиться в диапазоне $L_\theta / L_{\theta \text{ ПРЕД}} = 0,7 - 0,9$.

Исследования были проведены при реализации государственной программы поддержки развития кооперации и использования субсидий ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет» и ООО «РУСАЛ ИТЦ», совместно участвующих в рамках договора №13.G25.31.0083 с Министерством образования и науки России в выполнении комплексного проекта по созданию высокотехнологичного производства по теме «Разработка технологии получения алюминиевых сплавов с редкоземельными, переходными металлами и высокоэффективного оборудования для производства электротехнической катанки».

Список литературы

1. Довженко, Н.Н. Повышение эффективности производства профилей из алюминиевых сплавов на основе управления тепловыми условиями процесса прессования / Н.Н. Довженко, С.В. Беляев, С.Б. Сидельников и др. // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технология. 2009. Т. 2. № 4. С. 418–426.
2. Довженко, Н.Н. Прессование алюминиевых сплавов: моделирование и управление тепловыми условиями: монография / Н.Н. Довженко, С.В. Беляев, С.Б. Сидельников и др. Красноярск: ИПК Сибирский федеральный университет, 2009. 256 с.
3. Беляев, С.В. Выбор оптимальных зазоров в калибре при совмещенной прокатке и прессовании / С.В. Беляев, С.Б. Сидельников, Н.Н. Довженко и др. // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технология. 2010. Т. 3. № 4. С. 411–421.
4. Патент на полезную модель 102542 Российская Федерация, МПК⁷ В21С 23/08. Устройство для непрерывной прокатки и прессования профилей / Беляев С.В., Сидельников С.Б., Довженко Н.Н. и др., заявитель и патентообладатель ФГАОУ ВПО «Сибирский федеральный университет». Заявл. 20.08.2010, опубл. 10.03.2011. Бюл. № 7.

5. Бронштейн, И.Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. 10-е изд. М.: Наука, 1964. 610 с.
6. Беляев, С.В. Расчет контактных напряжений при совмещенной прокатке-прессовании / С.В. Беляев // Журнал Сибирского федерального университета. Техника и технология. 2009. Т. 2. № 2. С. 167–176.
7. Довженко, Н.Н. Аналитическая и экспериментальная оценка давления при прокатке-прессовании / Н.Н. Довженко, С.Б. Сидельников, С.В. Беляев // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. 2004. №2. С. 27–29.

Bibliography

1. Belyaev S.V., Improving the efficiency of production of aluminium alloys on the basis of control of thermal conditions of compaction process / Belyaev S.V., Dovzhenko N.N., Sidelnikov S.B., etc. Journal of Siberian Federal University. 2009. № 4. p. 418–426.
2. Dovzhenko N.N., Extrusion of aluminium alloys: Modelling and control of

- thermal processes / Dovzhenko N.N., Belyaev S.V., Sidelnikov S.B., etc. Krasnoyarsk: Siberian Federal University, 2009. 208 p.
3. Belyaev S.V., The decision of the optimal choices in fixed gage for the process of combine rolling and extrusion / Belyaev S.V., Dovzhenko I.N., Sidelnikov S.B., etc. // Journal of Siberian Federal University, 2010. № 4. p. 411–421.
4. Russian federation patent № 101390 RF. Device for the continuous rolling and extrusion of the profiles / Belyaev S.V., Sidelnikov S.B., Dovzhenko N.N., etc. Published 10.03.2011. Newsletter № 7.
5. Bronshtein I.N. Mathematics directory for the engineering and students of HTSI. M.: Science, 1964. 610 p.
6. Belyaev S.V., The design procedure of contact stress of process of combine rolling and extrusion / Belyaev S.V. // Journal of Siberian Federal University. 2009. № 2. p. 167–176.
7. Dovzhenko N.N., Analytical and experimental estimate of the pressure by the rolling-and-pressing / Dovzhenko N.N., Sidelnikov S.B., Belyaev S.V. // Vestnik of MSTU named after G.I. Nosov, 2004. № 2. p. 27–29.

УДК 621.762.4.04:621.78.061

Белокопытов В.И.

ВЛИЯНИЕ СХЕМЫ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ШТАМПОВКЕ ВЫДАВЛИВАНИЕМ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИЗДЕЛИЙ ИЗ ГРАНУЛ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Рассмотрено напряженное состояние материала в процессе штамповки выдавливанием. Предложено техническое решение, позволяющее создать более благоприятную схему напряженного состояния с преобладанием сжимающих напряжений, препятствующих возникновению микротрещин в верхней части стенок штампуемых изделий.

Ключевые слова: напряженное состояние, выдавливание, штамповка, гранулы.

Tension of material in the process of impact extrusion is examined. Technical decision is recommended to create an effective tension scheme with dominant compression stress strain that prevents micro cracking in the upper part of stampings.

Key words: tension scheme, extrusion, stamping, granular.

Одной из основных проблем, связанных с использованием изделий из гранулированных материалов, является устойчивое формообразование штампованных поковок с высокими эксплуатационными свойствами. Отмечено [1], что для обеспечения максимальной прочности схватывания гранул при их совместной пластической деформации необходимо применять такие процессы обработки давлением, которые реализуют наиболее благоприятную схему напряженного состояния, близкую к всестороннему неравномерному сжатию. Для характеристики наличия в схеме сжимающих или растягивающих напряжений принято использовать показатель напряженного состояния K , равный отношению гидростатического напряжения σ к интенсивности касательных напряжений T [2]. При этом чем меньше (с учетом знака) величина показателя напряженного состояния, тем выше уровень сжимающих напряжений, воздействующих на компактируемый материал.

Получение заготовок для поршней форсированных двигателей внутреннего сгорания из гранул или порошков алюминиевых сплавов с использованием пресс-формы [3], схема которой представлена на рис. 1, в ряде случаев сопровождается появлением микротрещин в стенках изделий, что резко снижает их эксплуатационные характеристики. С целью определения момента возникновения этих несплошностей была предпринята попытка оценки доли сжимающих и растягивающих напряжений в общей схеме напряженного состояния процесса выдавливания. При рассмотрении деформированного состояния в данном процессе геометрический очаг деформации разбили

на пять характерных зон (см. рис. 1), в каждой из которых были найдены компоненты тензора скорости деформации [4]. Этот же принцип использовали и при определении напряженного состояния.

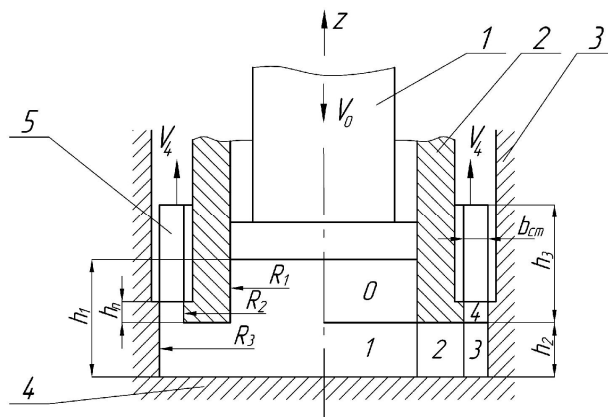


Рис. 1. Схема выдавливания полых изделий из гранулированных материалов: 1 – пуансон; 2 – дополнительная матрица; 3 – основная матрица; 4 – нижний пуансон; 5 – изделие

В основу расчета энергосиловых параметров процесса положен метод баланса мощностей [5]:

$$\begin{aligned}
 N &= N_g + N_c + N_T = \\
 &= \int_V T \cdot HdV + \int_S T \cdot |\Delta v_\tau| dS + \int_{S_s} \tau \cdot |v_\tau| dS_s, \quad (1)
 \end{aligned}$$

где N – мощность, подводимая к пуансону; N_g – мощ-