

УДК 621.771.65

Кулик А. Н.
Гущин А. В.
Чуруканов А. С.
Пластун Д. А.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОПЕРЕЧНО-КЛИНОВОЙ ПРОКАТКИ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ МЕТАЛЛОИЗДЕЛИЙ С УТОНЕННЫМ ТОРЦОМ

Производство осесимметричных металлоизделий со сложной формой продольного сечения при помощи процессов обработки давлением приобретает все большую актуальность в условиях сложной экономической ситуации, при которой необходимыми условиями являются снижение материальных затрат и себестоимости готовых изделий. Вместе с тем требования к качеству готовой металлопродукции остаются неизменными, что предопределяет необходимость дальнейших исследований, направленных на развитие методов расчета и автоматизированного проектирования, на разработку конкретных практических рекомендаций, на повышение технико-экономических показателей и, как следствие, совершенствование процессов промышленного производства осесимметричных металлоизделий сложной формы, широко применяемых во многих отраслях промышленности. Отмеченное свидетельствует о необходимости проведения дальнейшего совершенствования технологий и оборудования процессов производства указанных изделий.

В работах [1, 2] был проведен анализ напряженно-деформированного состояния металла, который позволил определить схему решения для конкретного типоразмера деталей, изготавливаемых при помощи процесса поперечно-клиновой прокатки [3].

Целью работы является разработка комплексной математической модели для расчета основных показателей напряженно-деформированного состояния металла и силовых параметров применительно к производству осесимметричных металлоизделий с утоненным торцом (рис. 1) на основе разработанных ранее методов расчета.

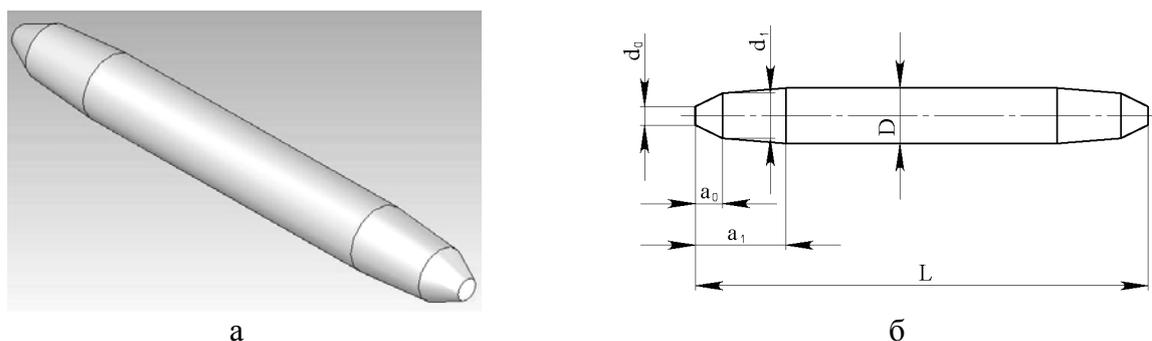


Рис. 1. Общий вид (а) и конструкция (б) осесимметричных деталей с утоненным торцом, получаемых на основе процесса поперечно-клиновой прокатки

Следует отметить, что при моделировании рассматриваемого процесса весь технологический цикл необходимо разбивать на несколько переходов: внедрение инструмента на заходном участке, формирование заданного профиля и калибровка уже готового профиля. С точки зрения разработанной методики [2] особый интерес представляет начальный этап процесса поперечно-клиновой прокатки, а именно внедрение клиновых калибров в тело заготовки. Именно в конце данного этапа будет наблюдаться действие максимальных нормальных и осевых напряжений.

Ввиду заданной профилировки рабочего инструмента (рис. 2, 3) ($\alpha = 45^\circ$; $\beta = 7^\circ$; $\gamma = 7^\circ$), для решения поставленной задачи использовалось поле первого вида [2].

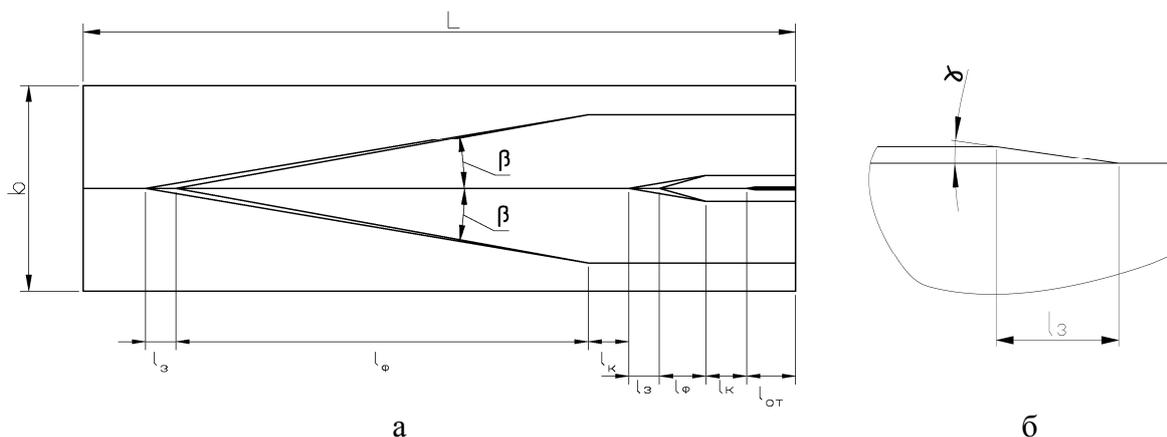


Рис. 2. Конструкция рабочего профиля деформирующего инструмента

Формирование необходимого профиля (см. рис. 1) происходит в три этапа: формирование большого конуса, формирование малого конуса и отрезание готового изделия.

На каждом этапе, согласно рекомендациям ряда работ [3, 4], степень деформации не должна превышать:

$$\xi = \frac{D_3}{D_{u \max}} = 1,7 \dots 1,8, \tag{1}$$

где D_3 – диаметр заготовки;

$D_{u \max}$ – диаметр изделия, соответствующий величине глубины внедрения h_{\max} инструмента.

Таким образом, максимальная величина глубины внедрения h_{\max} на рассматриваемом этапе будет ограничиваться условием (1).

При решении поставленной задачи производилось разбиение процесса деформирования металла на данном переходе по времени, а также весь очаг деформаций разбивался на конечное множество элементарных сечений Kr (рис. 3) и определялись напряженно деформированное состояние и силовые параметры для каждого из сечений. Затем производился расчет суммарной силы действия деформируемого металла на рабочий инструмент в j -й момент времени.

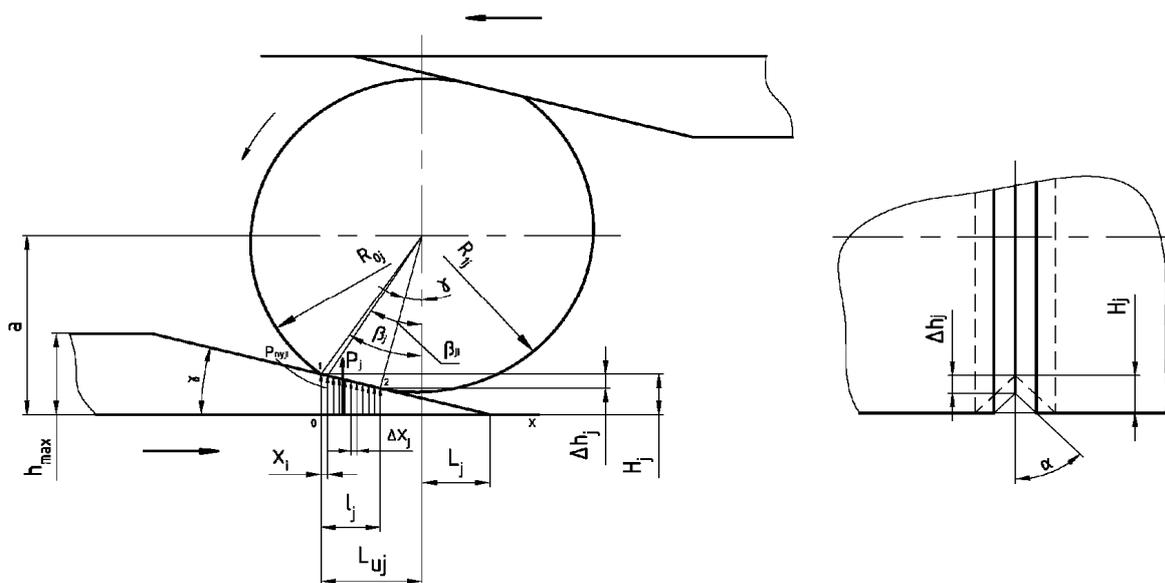


Рис. 3. Расчетная схема к определению напряженно-деформированного состояния металла и силовых параметров процесса поперечно-клиновой прокатки на участке внедрения рабочего инструмента в деформируемую заготовку

Каждое i -е элементарное сечение характеризуется геометрическими параметрами X_i , ΔX_j , β_{ji} и силовыми $P_{ny_{ji}}$, $P_{nz_{ji}}$ для определения которых необходимо знать величину текущего абсолютного обжатия Δh_j (см. рис. 3). Начало пластической деформации в точке 1 характеризуется интенсивными обжатиями, что обуславливает значительный рост контактных напряжений, к выходу из очага деформаций эти напряжения заметно уменьшаются и в точке 2 они равны нулю, а деформированный металл выходит из зоны деформации по касательной к линии подъема заходного участка рабочего инструмента.

Проанализировав геометрию очага деформаций (см. рис. 3) величину Δh_j можно определить как:

$$\Delta h_j = R_{1j} \cos \gamma - R_{0j} \cos \beta_j, \quad (2)$$

где β_j – текущий по времени угол начала контакта инструмента с заготовкой;

γ – угол подъема заходного участка рабочего инструмента;

R_{0j} – текущий по времени радиус заготовки на входе в очаг деформаций;

R_{1j} – текущий по времени радиус заготовки на выходе из очага деформаций.

В данном выражении затруднительным является определение величины угла β_j , который является функцией от суммарного обжатия H_j (см. рис. 3). Поэтому угол β_j может быть определен путем совместного решения системы уравнений:

$$\begin{cases} a - H_j = R_{1j} \cos \gamma - R_{0j} \cos \beta_j; \\ H_j = (R_{0j} \sin \beta_j + L_j) \operatorname{tg} \gamma, \end{cases} \quad (3)$$

где a – расстояние от оси заготовки до опорной поверхности рабочего инструмента;

H_j – текущее по времени суммарное обжатие;

L_j – текущая величина горизонтального перемещения рабочего инструмента.

Решая полученную систему уравнений относительно $\cos \beta_j$, приходим к квадратному уравнению, имеющему следующий вид:

$$R_{0j}^2 (1 + \operatorname{tg}^2 \gamma) \cos^2 \beta_j - 2R_{0j} (a + L_j \operatorname{tg} \gamma) \cos \beta_j + (a^2 - \operatorname{tg} \gamma (2 \cdot a \cdot L_j - L_j^2 \operatorname{tg} \gamma + R_{0j}^2 \operatorname{tg} \gamma)) = 0.$$

Поскольку в нашем случае угол β_j будет находиться в диапазоне от 0 до 90°, то $\cos \beta_j$ должен быть всегда величиной положительной, поэтому:

$$\beta_j = \arccos \left(\frac{a + L_j \operatorname{tg} \gamma}{2R_{0j} (1 + \operatorname{tg}^2 \gamma)} + \frac{\sqrt{D}}{2R_{0j}^2 (1 + \operatorname{tg}^2 \gamma)} \right), \quad (4)$$

где D – дискриминант квадратного уравнения:

$$D = (2R_{0j} (a + L_j \operatorname{tg} \gamma))^2 - 4 \cdot R_{0j}^2 (1 + \operatorname{tg}^2 \gamma) \cdot (a^2 - \operatorname{tg} \gamma (2 \cdot a \cdot L_j - L_j^2 \operatorname{tg} \gamma + R_{0j}^2 \operatorname{tg} \gamma)).$$

Задаваясь изначально текущим значением горизонтального перемещения рабочего инструмента L_j и зная значение текущего угла начала контакта, представляется возможным найти и все остальные параметры очага деформаций. Таким образом, получим:

$$R_{1j} = R_{0j} \cos(\beta_j - \gamma); \quad (5)$$

$$l_j = \Delta h_j / \operatorname{tg} \gamma; \quad (6)$$

$$\Delta X_j = \frac{l_j}{Kr}; X_i = \Delta X_j(i-1); \beta_{ji} = \arctg \left(\frac{L_{uj} - X_i}{a - H_{ji}} \right), \quad (7)$$

где L_{uj} – текущее по времени расстояние от оси заготовки до точки начала контакта с инструментом; H_{ji} – величина суммарного обжатия в i -ом элементарном сечении.

Составляющие уравнений (7) можно определить из следующих выражений (рис. 4):

$$L_{uj} = R_{0j} \sin \beta_j; \quad (8)$$

$$H_{ji} = ((L_{uj} - X_i) + L_j) \gamma. \quad (9)$$

Численное значение величины глубины внедрения в i -ом элементарном сечении определим следующим образом:

$$\Delta h_{ji} = H_j - H_{ji}. \quad (10)$$

При этом текущий радиус деформируемой заготовки в рассматриваемом сечении равен (см. рис. 4):

$$R_{1ji} = a - H_{ji} / \cos \beta_{ji}. \quad (11)$$

Следует отметить, что, согласно рассматриваемой схеме реализации процесса поперечно-клиновой прокатки, деформирование металла начинается с момента касания вершиной клина заготовки, поэтому значение L_j в начальный момент времени будет величиной отрицательной. С увеличением L_j будет происходить постепенное внедрение инструмента в заготовку. Окончание цикла прокатки будет соответствовать условию, когда $H_j \geq h_{\max}$. При этом само значение текущего суммарного обжатия определится из второго уравнения системы (3).

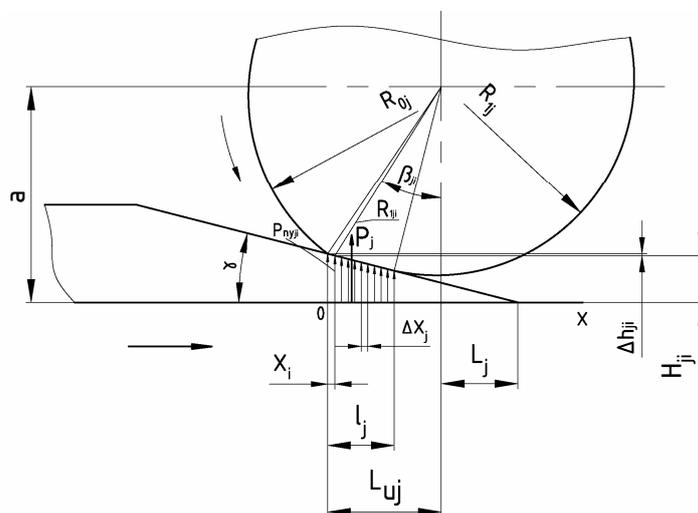


Рис. 4. Расчетная схема к определению геометрических параметров очага деформаций при разбиении его на конечное множество элементарных сечений

Определив глубину внедрения инструмента в i -ом элементарном сечении, находили все необходимые показатели напряженно-деформированного состояния металла, используя уже известную методику [2], а также и силовых параметров в каждом из таких сечений. В качестве направления используемой в данном случае схемы решения в рамках i -го цикла принимали направление, соответствующее направлению движения рабочего инструмента, то есть началом отсчёта служило сечение, расположенное на входе в очаг деформации (см. рис. 4). С учетом этого для определения начальных условий при расчете первого ($i=1$) элементарного сечения использовали соотношения вида:

$$X_i|_{i=1} = 0; H_{ji}|_{i=1} = H_j; \beta_{ji}|_{i=1} = \beta_j; R_{1ji}|_{i=1} = R_{0j}; P_{nyji}|_{i=1} = 0. \quad (12)$$

В качестве условий связи при переходе от i -го к $(i + 1)$ элементарному сечению, следуя логике условий реализации исследуемого процесса, использовали зависимости вида:

$$X_{i+1} = X_i; H_{j(i+1)} = H_{ji}; \beta_{j(i+1)} = \beta_{ji}; R_{1j(i+1)} = R_{1ji}; P_{nyj(i+1)} = P_{nyji}. \quad (13)$$

После этого производили расчет суммарной силы действия металла на рабочий инструмент путём интегрирования всех элементарных значений приведенных осевых сил P_{nyji} , действующих на элементарном участке ΔX_j :

$$P_j = \sum_{i=1}^n (P_{nyji} + P_{nyj(i+1)}) \cdot \Delta X_j / 2. \quad (14)$$

В целом зависимости (1)–(14) в сочетании с соответствующими численными математическими моделями напряженно-деформированного состояния металла при внедрении клинового инструмента в жесткопластическое полупространство [2] составили полный алгоритм по численному математическому моделированию процесса поперечно-клиновой прокатки осесимметричных металлоизделий с утоненным торцом.

ВЫВОДЫ

С использованием метода полей линий скольжения для определения напряженно-деформированного состояния металла при внедрении клинового инструмента в жесткопластическое полупространство была разработана численная математическая модель процесса поперечно-клиновой прокатки осесимметричных металлоизделий с утоненным торцом. Моделирование проводилось только для начального перехода общего цикла процесса поперечно-клиновой прокатки, а именно для внедрения инструмента на заходном участке. При этом разработанные ранее методы расчета были максимально близко адаптированы к описанию рассматриваемого процесса и применительно к производству осесимметричных металлоизделий с утоненным торцом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при производстве осесимметричных деталей с утоненным торцом / А. В. Сатонин, А. В. Гуцин, С. М. Романов, Г. А. Хайкин // *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні* : зб. наук. пр. – Луганськ : СНУ ім. В. Даля, 2010. – С. 93–98.
2. Численное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния при внедрении клинового инструмента в жесткопластическое пространство / Ю. К. Доброносков, С. В. Капорович, А. В. Гуцин, Е. Г. Литвинова // *Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні* : тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2006. – С. 149–153.
3. Никольский Л. Н. Расчет технологических процессов и проектирование инструмента поперечно-клиновой вальцовки : методические рекомендации / Л. Н. Никольский, Н. Т. Удовин. – Воронеж : ЭНИКМаш, 1980. – 100 с.
4. Целиков А. И. Поперечно-клиновая прокатка в машиностроении / А. И. Целиков, И. И. Казанская, А. С. Сафонов. – М. : Машиностроение, 1982. – 190 с.

Кулик А. Н. – канд. техн. наук, доц. кафедры АММ ДГМА;
 Гуцин А. В. – ассистент ДГМА;
 Чуруканов А. С. – аспирант ДГМА;
 Пластун Д. А. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua