

УДК 539.374

ТОЛЩИНА СЛОЯ ИНТЕНСИВНЫХ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ В ОКРЕСТНОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ ПРИ ОСАДКЕ ЦИЛИНДРА ПЛОСКИМИ БОЙКАМИ

С. Е. Александров, Д. Вилотич*, Е. А. Лямина, Л. Шиджанин*

Институт проблем механики РАН, 119526 Москва

* Университет г. Нови Сад, 21000 Нови Сад, Сербия

E-mails: sergei_alexandrov@yahoo.com, lyamina@inbox.ru

Проводится экспериментальный и теоретический анализ процесса осадки стального сплошного цилиндра между плоскими бойками, помогающий оценить значение параметра материала, содержащегося в дифференциальном уравнении для толщины слоя интенсивных деформаций.

Ключевые слова: трение, интенсивные пластические деформации, обработка давлением, пластичность.

В процессе обработки металла давлением в окрестности поверхностей с большими удельными силами трения образуется слой материала, свойства которого существенно отличаются от его свойств в основном объеме. Для определения толщины этого слоя был предложен подход, основанный на использовании коэффициента интенсивности скорости деформации. Для подтверждения адекватности этого подхода необходимы экспериментальные исследования и соответствующие теоретические решения для данного коэффициента.

При обработке металла давлением вблизи поверхности трения формируется слой интенсивных пластических деформаций [1–4]. В [4, 5] предложены теоретические подходы, в которых используется коэффициент интенсивности скорости деформации, введенный в [6]. В частности, в [4] на основе анализа размерностей предложено уравнение для толщины слоя интенсивных пластических деформаций в виде

$$\frac{dh}{d\tau} = \alpha D h^{1/2}, \quad (1)$$

где h — толщина слоя интенсивных пластических деформаций; D — коэффициент интенсивности скорости деформации; τ — время; α — безразмерный коэффициент (предполагается, что эта величина постоянна для данного материала).

Для определения величины α достаточно провести один эксперимент и его теоретический анализ. В данной работе исследуется осадка сплошного цилиндра плоскими бойками без смазки. Рассматривается образец из стали (номинальный химический состав — 0,46 % С и 0,65 % Мп), начальный диаметр и начальная высота которого равны 25 мм. Образец в начале процесса деформирования и цилиндрическая система координат r, z показаны на рис. 1. Испытания проводились для трех идентичных образцов при максимальном перемещении инструмента, равном 16 мм (перемещался только верхний боек). Из

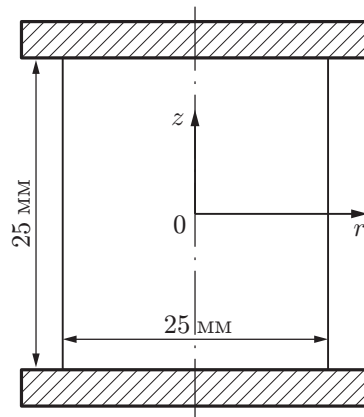


Рис. 1. Образец в начале процесса деформирования

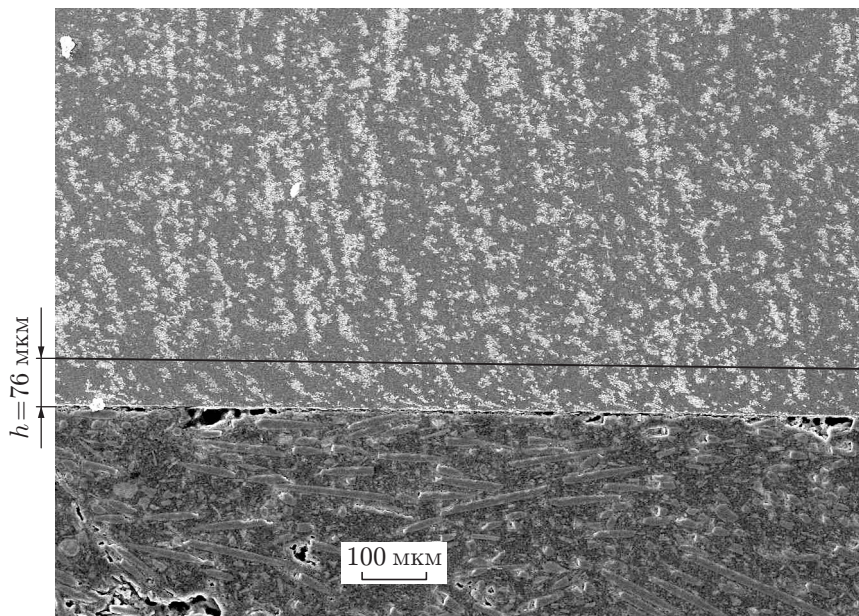


Рис. 2. Микроструктура материала в окрестности поверхности трения ($\times 100$):
 h — толщина слоя интенсивных пластических деформаций

этих образцов вблизи поверхности трения на расстоянии приблизительно 13 мм от центра образца был вырезан представительный элемент для металлографических испытаний, которые проводились стандартным методом. На рис. 2 показана типичная микроструктура материала вблизи поверхности трения. Видно, что толщина слоя интенсивных пластических деформаций приблизительно равна 76 мкм. Следует отметить, что распределение деформации по нормали к поверхности трения описывается непрерывной функцией, поэтому любое определение понятия “интенсивная деформация” в значительной мере является условным.

В случае если развиваемый подход окажется успешным для приложений, анализ результатов его применения позволит получить некоторый приемлемый количественный критерий (например, интенсивной могла бы считаться деформация, превышающая величину $K\varepsilon_{av}$, где K — заданный коэффициент; ε_{av} — средняя деформация по сечению), хотя он также будет условным (как является условным предел текучести $\sigma_{0,2}$, который обычно используется в записи условия текучести для прикладных расчетов [7]). В настоящей ра-

боте толщина слоя интенсивных пластических деформаций определяется по ориентации зерен перлита (светлые области на рис. 2). В окрестности поверхности трения, в отличие от основного объема материала, эти зерна формируют сильно искривленные слои, что свидетельствует о высоком градиенте скорости, касательной к поверхности трения. Полученные экспериментальные данные могут быть использованы для определения величины α , входящей в (1). Для этого необходимо вычислить коэффициент интенсивности скорости деформации.

Коэффициент интенсивности скорости деформации является коэффициентом при главном сингулярном члене в разложении в ряд эквивалентной скорости деформации в окрестности поверхности максимального трения. Это разложение имеет вид [6]

$$\xi_{eq} = D/\sqrt{s} + o(1/\sqrt{s}), \quad s \rightarrow 0 \quad (2)$$

(s — расстояние по нормали от поверхности трения). Из разложения (2) следует, что $\xi_{eq} \rightarrow \infty$ при $s \rightarrow 0$. Следовательно, стандартные пакеты прикладных программ не могут использоваться для определения коэффициента интенсивности скорости деформации. В работе [8] предложен подход к определению этого коэффициента, основанный на методе характеристик, но он применим только к плоской задаче теории пластичности. Поэтому для определения величины D строится решение, основанное на методе верхней оценки. Предполагается, что материал является идеально жесткопластическим и подчиняется условию текучести Мизеса.

Кинематически возможное поле скоростей должно учитывать сингулярный характер действительного поля скоростей, из которого следовало бы разложение (2). Такое кинематически возможное поле скоростей для осадки цилиндра вращающимся бойком предложено в [9]. Поле скоростей для осадки цилиндра без учета вращения бойка является частным случаем и в эйлеровой системе координат r, θ имеет вид

$$\frac{u_r}{u_0} = \frac{1}{2} \rho t \left(1 - \beta \frac{\pi}{4} + \beta(1 - \zeta^2)^{1/2} \right), \quad \frac{u_z}{u_0} = - \left(1 - \beta \frac{\pi}{4} \right) \zeta - \frac{\beta}{2} [\arcsin \zeta + \zeta(1 - \zeta^2)]. \quad (3)$$

Здесь u_r — радиальная скорость; u_z — осевая скорость; u_0 — скорость бойков (предполагается, что оба бойка перемещаются таким образом, что процесс деформирования цилиндра симметричен относительно плоскости $z = 0$); $\rho = r/R$; $\zeta = z/H$; $t = R/H$; β — параметр, который определяется из теоремы о верхней оценке; R — радиус цилиндра; H — половина высоты цилиндра. Поле скоростей (3) удовлетворяет кинематическим краевым условиям $u_r = 0$ при $r = 0$, $u_z = 0$ при $z = 0$, $u_z = -u_0$ при $z = H$, а также (с учетом ассоциированного закона течения) статическим краевым условиям, налагаемым на касательное напряжение: $\sigma_{rz} = 0$ при $z = 0$, $\sigma_{rz} = -k$ при $z = H$ (k — предел текучести при чистом сдвиге). Знак в последнем условии правильный, только если сдвиговая скорость деформации $\xi_{rz} < 0$ при $z = H$. В результате вычисления скорости деформации по полю скоростей (3) получаем, что требуемое условие выполняется при $\beta > 0$.

Теорема о верхней оценке формулируется для заданной конфигурации цилиндра. Вообще говоря, для описания процесса осадки цилиндра эту теорему необходимо применять многократно, пересчитывая конфигурацию после каждого шага перемещения инструмента, тем не менее на всех шагах, кроме начального, необязательно будет получено решение, дающее точную верхнюю оценку, так как точная конфигурация тела неизвестна. Поле скоростей (3) является кинематически возможным независимо от формы свободной поверхности образца, поэтому предлагается следующий порядок расчета. Рассмотрим произвольную стадию процесса деформирования (рис. 3). Форма свободной поверхности неизвестна, однако с использованием условия несжимаемости материала можно получить

$$R^2 H = R_0^2 H_0. \quad (4)$$

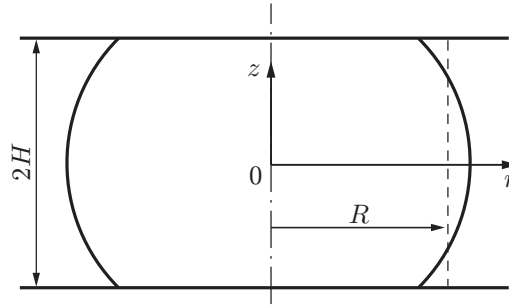


Рис. 3. Вспомогательная (штриховая линия) и расчетная (сплошная линия) формы свободной поверхности образца

Здесь R_0, H_0 — начальные значения R, H соответственно. Условная свободная поверхность $r = R$ показана штриховой линией на рис. 3. Для такой конфигурации с использованием метода верхней оценки получаем

$$Pu_0 = \sqrt{3}k \int_0^H \int_0^R \xi_{eq} r dr dz + k \int_0^R u_r r dr. \quad (5)$$

Здесь P — верхняя оценка нагрузки, необходимой для деформирования образца; эквивалентная скорость деформации определяется соотношением

$$\xi_{eq} = \sqrt{2/3} (\xi_{rr}^2 + \xi_{\theta\theta}^2 + \xi_{zz}^2 + 2\xi_{rz}^2)^{1/2}. \quad (6)$$

Компоненты тензора скорости деформации, входящие в (6), определяются с помощью (3). При этом можно убедиться, что (2) выполняется и

$$D = u_0 \beta t \rho / (4\sqrt{2} H^{1/2}). \quad (7)$$

Величина R , определенная в (4) как функция H , подставляется в (3), и, следовательно, уравнение (5) с учетом (6) можно записать в виде [9]

$$p = \frac{1}{6} t \left(1 - \beta \frac{\pi}{4}\right) + \int_0^1 \int_0^1 \left[12\chi^2 \left(\beta \chi (2 - \chi^2)^{1/2} + 1 - \beta \frac{\pi}{4} \right)^2 + \frac{\beta^2 t^2 \rho^2 (1 - \chi^2)^2}{2 - \chi^2} \right]^{1/2} \rho d\rho d\chi \quad (8)$$

($p = P/(2\pi k R^2)$). Подстановка в (8) равенства $\chi = (1 - \zeta)^{1/2}$ используется для упрощения численного интегрирования, так как при использовании переменной ζ двойной интеграл в (5) становится несобственным. Величина β определяется из минимизации правой части (8) по этому параметру при условии $\beta < 4/\pi$ [9]. При этом проверяется выполнение условия $\beta > 0$. Очевидно, что β зависит от $\eta = H/H_0$ и от $t_0 = R_0/H_0$. По найденному значению β из (3) определяется форма свободной поверхности образца, которая получается при использовании в методе верхней оценки вспомогательной формы свободной поверхности (штриховая линия на рис. 3). Для проверки точности расчета величины β с использованием вспомогательной формы свободной поверхности при некоторых дискретных значениях η и $t_0 = 1$ выполнялась минимизация правой части (8), в которой пределы интегрирования определялись вычисленной формой свободной поверхности. В результате вычислений установлено, что значения β , определенные таким образом, и значения β , найденные при том же значении H с использованием вспомогательной формы свободной поверхности, практически не различаются. Поэтому последние значения β используются в дальнейших вычислениях.

Подставляя (7) в (1), переходя к дифференцированию по η с учетом соотношения $d\eta/d\tau = -u_0/H_0$ и обозначая $h_i = h/H_0$, получаем

$$\frac{dh_i}{d\eta} = -\alpha \frac{\beta t \rho}{4\sqrt{2} \eta^{1/2}} h_i^{1/2}. \quad (9)$$

В уравнении (9) необходимо выразить ρ через η и r_L (r_L — лагранжева координата точки, перемещающейся вдоль поверхности трения). Из (3) получаем уравнение

$$\frac{dr}{d\eta} = -\frac{1}{2} \frac{r}{\eta} \left(1 - \beta \frac{\pi}{4}\right),$$

решение которого, удовлетворяющее условию $r = r_L$ при $\eta = 1$, имеет вид

$$r = r_L \exp\left(-\frac{1}{2} \int_1^{\eta} \frac{1 - \beta\pi/4}{\mu} d\mu\right). \quad (10)$$

Подставляя (10) в (9), с учетом $t\rho = r/H = r/(\eta H_0)$ находим

$$\frac{dh_i}{d\eta} = -\alpha \frac{t_0 \beta}{4\sqrt{2} \eta^{3/2}} \frac{r_L}{R_0} \exp\left(-\frac{1}{2} \int_1^{\eta} \frac{1 - \beta\pi/4}{\mu} d\mu\right) h_i^{1/2}.$$

Решение данного уравнения, удовлетворяющее условию $h_i = 0$ при $\eta = 1$, имеет вид

$$h_i^{1/2} = -\frac{\alpha t_0}{8\sqrt{2}} \frac{r_L}{R_0} \int_1^{\eta} \frac{\beta}{\nu^{3/2}} \exp\left(-\frac{1}{2} \int_1^{\nu} \frac{1 - \beta\pi/4}{\mu} d\mu\right) d\nu. \quad (11)$$

Для образца, использованного в эксперименте, $t_0 = 1$. Толщина слоя интенсивных деформаций (см. рис. 2) определена при $\eta = 0,36$ на расстоянии от центра образца $r/R_0 \approx 1$. Таким образом, величина r_L/R_0 определяется из (10) при $r/R_0 = 1$ и $\eta = 0,36$. При таких значениях параметров левая часть решения (11) известна из эксперимента: $h_i = 76 \cdot 10^{-3}/12,5$. Следовательно, величина α находится из (11). Расчеты показывают, что $\alpha = 0,67$. Отметим, что значение α для латуни, определенное в [4], равно $\alpha = 6,17$.

Полученное значение α и уравнение (1) можно использовать, только если толщина слоя интенсивных пластических деформаций не превышает 76 мкм. Действительно, из (1) следует, что величина h монотонно возрастает без каких-либо ограничений. Таким образом, при достаточно продолжительном процессе деформирования толщина h может стать больше характерного размера очага деформации, что не имеет смысла. Обобщение уравнения (1), в котором полученное значение α можно использовать при любой толщине слоя интенсивных пластических деформаций, предложено в [4], однако для определения произвольной функции, входящей в данное уравнение, уже недостаточно одного эксперимента. Теоретико-экспериментальное исследование, выполненное в настоящей работе, может быть использовано совместно с другими исследованиями для определения этой функции.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Aukrust T., LaZghab S.** Thin shear boundary layers in flow of hot aluminium // Intern. J. Plast. 2000. V. 16, N 1. P. 59–71.
2. **Moylan S. P., Kompella S., Chandrasekar S., Farris T. N.** A new approach for studying mechanical properties of thin surface layers affected by manufacturing processes // Trans. ASME. J. Manuf. Sci. Engng. 2003. V. 125. P. 310–315.

3. **Трунина Т. А., Коковихин Е. А.** Формирование мелкодисперсной структуры в поверхностных слоях стали при комбинированной обработке с применением гидропрессования // Пробл. машиностроения и надежности машин. 2008. № 2. С. 71–74.
4. **Александров С. Е., Грабко Д. З., Шикимака О. А.** К определению толщины слоя интенсивных деформаций в окрестности поверхности трения в процессах обработки металлов давлением // Пробл. машиностроения и надежности машин. 2009. № 3. С. 72–78.
5. **Lyamina E., Alexandrov S., Grabco D., Shikimaka O.** An approach to prediction of evolution of material properties in the vicinity of frictional interfaces in metal forming // Key Engng Mater. 2007. V. 345/346. P. 741–744.
6. **Alexandrov S., Richmond O.** Singular plastic flow fields near surfaces of maximum friction stress // Intern. J. Non-Linear Mech. 2001. V. 36, N 1. P. 1–11.
7. **Сторожев М. В.** Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. М.: Машиностроение, 1977.
8. **Lyamina E. A.** Application of the method of characteristics to finding the strain rate intensity factor // Computational plasticity: fundamentals and applications — COMPLAS IX, Barcelona (Spain), 5–7 Sept. 2007. Barcelona: Intern. Center Numer. Methods in Engng, 2007. Pt 2. P. 919–923.
9. **Александров С. Е.** Расчет силовых характеристик процесса осадки с кручением // Пробл. машиностроения и надежности машин. 2003. № 2. С. 73–79.

*Поступила в редакцию 30/XII 2009 г.,
в окончательном варианте — 15/IV 2010 г.*
