

УДК 620.17

Применение кривых кинетического индентирования сферой для определения механических свойств материалов

П.М. Огар^a, В.А. Тарасов^b, А.В. Турченко^c, И.Б. Федоров

Братский государственный университет, ул. Макаренко 40, Братск, Россия

^aogar@brstu.ru, ^bTV-post@yandex.ru, ^cturchenko1986@yandex.ru

Статья поступила 15.12.2012, принята 24.02.2013

Приведены выражения, описывающие кривые кинетического индентирования сферой – ветвь нагружения и разгрузки. Показатель степени уравнения кривой разгрузки представлен в зависимости от свойств материала: предела текучести σ_y и приведенного модуля упругости E^* (или $\epsilon_y = \sigma_y / E^*$), экспоненты упрочнения n и относительной глубины внедрения h/R , где R – радиус сферы. Для определения отношения $h_c/h = c^2(\epsilon_y, n)$ использованы опубликованные результаты конечно-элементного анализа внедрения сферического индентора. Для определения параметров ϵ_y и n из системы двух трансцендентных уравнений предложено дважды фиксировать четыре параметра кинетического индентирования: максимальную величину усилия P_m , максимальную глубину внедрения h_m , глубину остаточной лунки h_f от исходной поверхности и контактную жесткость на начальном участке ветви разгрузки $S = dP/dh$. Приведено выражение для определения корректирующего фактора $\beta_s = \beta_s(\epsilon_y, n, h_m)$, используемого при определении приведенного модуля упругости по методу Оливера-Фарра. Для более точного определения параметров ϵ_y и n предложено использовать метод исследования пространства параметров.

Твердость материала определена как отношение энергии деформирования к объему вытесненного материала от уровня исходной поверхности.

Ключевые слова: кинетическое индентирование, сферический индентор, механические свойства материалов, предел текучести, контактный модуль упругости, экспонента упрочнения, экспонента кривой разгрузки, глубина остаточной лунки, твердость по Майеру, твердость по Мартелю.

Application of the curves of kinematic indentation by a sphere to determine materials' mechanical properties

P.M. Ogar^a, V.A. Tarasov^b, A.V. Turchenko^c, I.B. Fedorov

Bratsk State University, 40, Makarenko str., Bratsk, Russia

^aogar@brstu.ru, ^bTV-post@yandex.ru, ^cturchenko1986@yandex.ru

Received 15.12.2012, accepted 24.02.2013

The expressions describing the curves of kinetic indentation by a sphere – the loading -unloading branch – have been given. The exponent of the unloading curve degree of equation has been presented depending on the properties of the material: the yield point σ_y and the reduced elastic modulus E^* (or $\epsilon_y = \sigma_y / E^*$), the hardening exponent n and the relative depth of penetration h/R , where R is radius of a sphere. To determine the $h_c/h = c^2(\epsilon_y, n)$ ratio, the published results of the finite-element analysis of a spherical indenter penetration have been used. To determine the parameters ϵ_y and n in the set of the two transcendental equations, it has been proposed a double registration of four parameters of kinetic indentation: the maximum stress intensity P_m , the maximum depth of penetration h_m , the residual crater depth h_f below reference surface and contact stiffness at the initial section of the unloading branch $S = dP/dh$. The expression to determine the correction factor $\beta_s = \beta_s(\epsilon_y, n, h_m)$ used to determine the reduced elastic modulus according to the Oliver-Pharr method has been given. To determine the parameters ϵ_y and n more accurately, it has been proposed to use the parameters space research technique.

Material hardness is defined as the ratio of the energy deformation to the volume of material displaced from the level of the original surface.

Key words: kinetic indentation, spherical indenter, materials' mechanical properties, yield strength, contact elastic modulus, hardening exponent, unloading curve exponent, residual crater depth, hardness by Mayer, hardness by Martell.

Введение. Последние достижения авторов при описании внедрения сферического индентора в упругопластическое полупространство [1 – 4] позволили решить ряд задач трибомеханики [5] и герметологии [6]. При этом использованы результаты конечно-элементного анализа [7, 8, 9]. В данной работе предпринята попытка использовать уравнения кривых нагружения и разгрузки при сферическом индентировании для определения механических свойств материалов.

Теоретические основы предлагаемого метода. Диаграмма кинетического индентирования представлена на рис. 1.

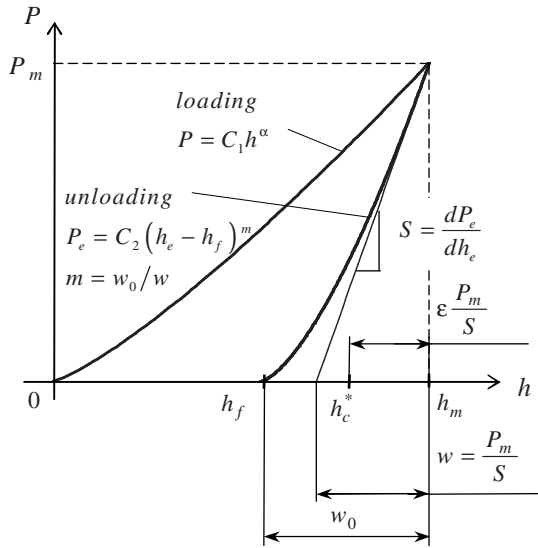


Рис. 1. Диаграмма кинетического индентирования материала

Существуют четыре важных параметра, которые снимаются с кривых «нагрузка – перемещение»: максимальная нагрузка P_m , максимальное внедрение h_m , контактная жесткость на начальном участке ветви разгрузки $S = dP_e/dh_e$, остаточная глубина h_f проникновения индентора после разгрузки.

Допустим, что $P_m \gg P_y$, где P_y – критическая нагрузка [4], соответствующая началу пластической деформации при использовании критерия максимального напряжения Треска.

В таком случае ветвь нагружения можно описать выражением

$$P = C_1 h^\alpha, \tag{1}$$

а ветвь разгрузки –

$$P_e = C_2 (h_e - h_f)^m, \tag{2}$$

где C_1, C_2 – константы; α, m – показатели степени.

Согласно [9] величина относительного усилия \bar{P} связана с величиной относительного внедрения $\bar{h} = h/R$ следующим уравнением:

$$\bar{P} = \frac{P}{E^* R^2} = \exp(-B) \bar{h}^A, \tag{3}$$

где $A = A(\epsilon_y, n)$, $B = B(\epsilon_y, n)$, – константы для данного материала; E^* – приведенный модуль упругости, R – радиус индентора; $\epsilon_y = \sigma_y/E^*$; σ_y – предел текучести; n – экспонента упрочнения материала;

$$E^* = \left(\frac{1 - \nu_i^2}{E_i} + \frac{1 - \nu_m^2}{E_m} \right)^{-1}, \tag{4}$$

E_i, E_m – модули упругости индентора и материала; ν_i, ν_m – коэффициенты Пуассона индентора и материала.

Из выражения (3) уравнения ветви нагружения

$$P = E^* R^2 e^{-B(\epsilon_y, n)} (\bar{h})^{A(\epsilon_y, n)}. \tag{5}$$

Константа C_2 определяется из условия равенства сил при h_m :

$$C_2 (h_m - h_f)^m = P_m, \quad C_2 = \frac{P_m}{(h_m - h_f)^m}. \tag{6}$$

Тогда уравнение ветви разгрузки

$$P_e = P_m \left(\frac{h_e - h_f}{h_m - h_f} \right)^m. \tag{7}$$

Контактная жесткость на начальном участке ветви разгрузки

$$S = \left. \frac{dP_e}{dh_e} \right|_{h_e=h_m} = \frac{P_m \cdot m}{h_m - h_f} = \frac{P_m \cdot m}{w_0}. \tag{8}$$

Из диаграммы на рис. 1 следует

$$w = \frac{P_m}{S} = \frac{w_0}{m}, \quad m = \frac{w_0}{w}, \tag{9}$$

В работах [3, 4] параметр m определен расчетным путем:

$$m = \frac{3 - 2c^2 \bar{h}_m}{2 - c^2 \bar{h}_m}, \tag{10}$$

где $\bar{h}_m = h_m/R$; $c^2 = h_c/h$, h_c – глубина, на которой происходит контакт индентора с материалом под нагрузкой.

Авторы [8] в результате конечно-элементного моделирования для сферического индентирования получили

$$c^2 = \frac{h_c}{h} = M^{\frac{2}{N}} (2\bar{h})^{\frac{2}{N}-1}, \tag{11}$$

где

$$M = M(\epsilon_y, n) = \frac{(1,45 + 28,55n + 1745\epsilon_y)(1 - 0,5n + 20\epsilon_y)}{(1 + 21,4n + 1020\epsilon_y)(1 + 0,4n + 60\epsilon_y)},$$

$$N = N(\epsilon_y, n) = \frac{(1,9 + 12,5n + 570\epsilon_y)(1 + 0,1n)}{1 + 6,8n + 340\epsilon_y}.$$

Вышеприведенные выражения справедливы для $\varepsilon_y = 0,00025...0,03$, $n = 0...0,4$, $\bar{h} = 0...0,4$.

В работе [10] авторы предложили дважды фиксировать четыре важных параметра кинетического индентирования P_{mi} , h_{mi} , h_{fi} и S_i для составления системы двух трансцендентных уравнений:

$$\frac{(h_{mi} - h_{fi})S_i}{P_{mi}} = \frac{3 - 2c^2(\varepsilon_y, n, h_{mi}) \cdot h_{mi}}{2 - c^2(\varepsilon_y, n, h_{mi}) \cdot h_{mi}}, \quad i = 1, 2 \quad (12)$$

и определения параметров материала ε_y и n из кривой разгрузки.

Для полученных значений ε_y и n величина приведенного модуля упругости определяется из выражения (5), затем определяется $\sigma_y = \varepsilon_y E^*$.

Согласно методике Оливера-Фарра [11] приведенный модуль упругости определяется выражением

$$E^* = \frac{\sqrt{\pi}}{2\beta_s} \cdot \frac{S}{\sqrt{A_c}}, \quad (13)$$

где A_c – площадь проекции отпечатка, $\beta_s \approx 1,05$ – корректирующий фактор, который играет огромную роль при точном измерении свойств.

Как следует из обзора значений β_s , приведенного в [11], трудно остановиться на одном предпочтительном значении. Поэтому величина $\beta_s = 1,05$ является оптимальной с вероятной ошибкой в $\pm 0,05$.

Определим значения β_s , используя выражения (8) и (13) и учитывая, что $A_c = \pi a^2$. Тогда

$$E^* = \frac{Pm}{2\beta_s a w_0}. \quad (14)$$

Согласно [3], если ветвь нагружения описывается выражением (1), то распределение давления на площадке контакта радиусом a имеет вид:

$$p_r = p_m \cdot \alpha (1 - r^2/a^2)^{\alpha-1}, \quad (15)$$

где $p_m = P/(\pi a^2)$ – среднее давление на площадке контакта. В нашем случае $\alpha = A(\varepsilon_y, n)$. При повторном нагружении лунки нагрузкой вида (15) согласно данным [12]:

$$w_0 = \frac{P_m \cdot K_{\alpha 0}}{\pi a E^*}, \quad (16)$$

где $K_{\alpha 0} = \alpha \cdot 2^{2\alpha-1} B(\alpha, \alpha)$, $B(\alpha, \alpha)$ – бета-функция.

Тогда, подставляя выражение (16) в (14), имеем

$$\beta_s = \beta_s(\varepsilon_y, n, \bar{h}_m) = \frac{\pi m(\varepsilon_y, n, \bar{h}_m)}{2K_{\alpha 0}(\varepsilon_y, n)}. \quad (17)$$

На рис. 2 представлены зависимости $\beta_s(\varepsilon_y, n, \bar{h}_m)$ для $\varepsilon_y = 0,001...0,005$, $n = 0...0,2$, и $h_m = 0...0,4$, которые хорошо согласуются с данными [11].

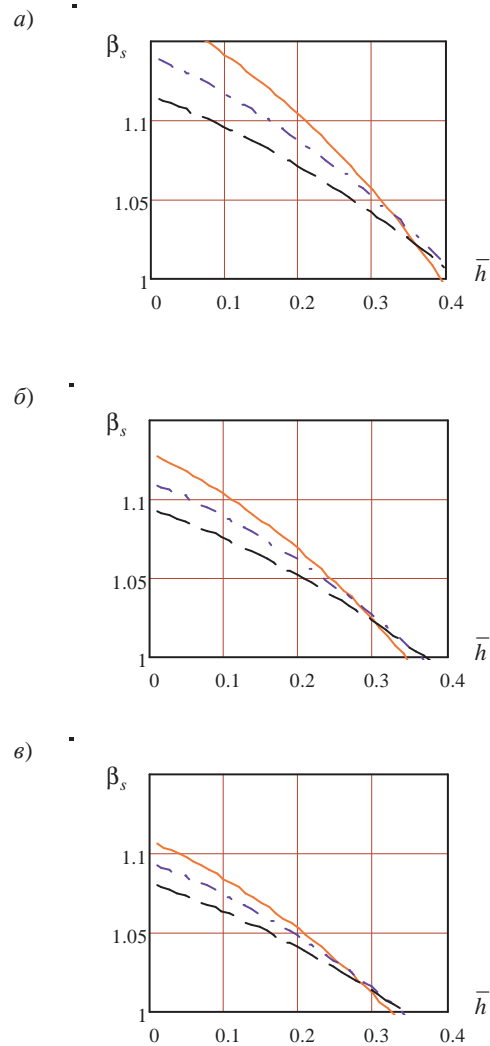


Рис. 2. Зависимости корректирующего фактора β_s от \bar{h} при разных значениях ε_y и n : а) – $\varepsilon_y = 0,001$; б) – $\varepsilon_y = 0,003$; в) – $\varepsilon_y = 0,005$. Сплошная линия соответствует $n = 0,0$, штрихпунктирная $n = 0,1$, штриховая $n = 0,2$

Расчет приведенного модуля упругости по выражению (13) с уточненным значением корректирующего фактора (17) можно рассматривать как проверочный.

Для более точного определения параметров ε_y , n и E^* (не по двум точкам, а по участку кривой) можно использовать метод исследования пространства параметров (ИПП), представленный в работе [13] и успешно апробированный авторами в ряде работ [14 – 16].

Используя принятые в [13] обозначения, формируем пространство исходных параметров.

$$\alpha_1 \equiv \varepsilon_y, \quad \alpha_2 \equiv n, \quad (18)$$

где $\alpha_1^* \leq \alpha_1 \leq \alpha_1^{**}$, $\alpha_2^* \leq \alpha_2 \leq \alpha_2^{**}$.

Для конструкционных металлических материалов, используемых в машиностроении, пределы α_j охватывают диапазон:

$$0,0005 \leq \alpha_1 \leq 0,005, \quad 0 \leq \alpha_2 \leq 0,2. \quad (19)$$

После процедуры двукратного фиксирования параметров кинетического индентирования и решения системы уравнений (12) диапазон для α_j можно значительно сократить, например, до $\pm 10\%$ α_j , полученных в результате решения

$$0,9 \alpha_1 \leq \alpha_1 \leq 1,1 \alpha_1, \quad 0,9 \alpha_2 \leq \alpha_2 \leq 1,1 \alpha_2. \quad (20)$$

Выбор пробных точек в двумерном пространстве параметров производим с помощью равномерно распределенных ЛПТ-последовательностей [13], отличающихся наилучшими свойствами равномерности. В этом случае пробные точки на любую координатную ось различны и расположены квазиравномерно. Число пробных точек для каждого параметра равно числу испытаний – вычисленному эксперименту для каждого сочетания исходных параметров.

Согласно [13]

$$\begin{aligned} \alpha_1^i &= \alpha_1^* + (\alpha_1^{**} - \alpha_1^*)q_{i1}, \\ \alpha_2^i &= \alpha_2^* + (\alpha_2^{**} - \alpha_2^*)q_{i2}; \\ q_{ij} &= \sum_{k=1}^m 2^{-k+1} \left\{ \frac{1}{2} \sum_{l=k}^m [2 \cdot \{z\} \cdot 2^{-l}] \cdot [2 \cdot \{z_j^{(l)}\} \cdot 2^{k-l-1}] \right\}, \\ m &= 1 + \left\lfloor \frac{\ln i}{\ln 2} \right\rfloor, \end{aligned}$$

здесь $\{z\}$ – целая часть, $\{z\}$ – дробная часть числа z ;

$$r_j^{(l)} = \begin{vmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 3 & 5 & 15 & 1 & 51 & 85 & 255 & 257 \\ 1 & 1 & 7 & 11 & 1 & 61 & 67 & 79 & 46 \end{vmatrix}.$$

Так как кривые нагрузки и разгрузки получены из эксперимента и их дискретные значения занесены в компьютер, для диапазона $h_f \leq h \leq h_m$ строим экспериментальную кривую

$$\bar{P}_3(h) = \frac{P_e(h)}{P(h)}, \quad 0 \leq \bar{P}_3 \leq 1. \quad (21)$$

Полученной экспериментальной кривой соответствует теоретическая кривая

$$\bar{P}(h) = \frac{P_e(h)}{P(h)} = \left(\frac{h_m}{h}\right)^{\alpha(\epsilon_y, n)} \left(\frac{h-h_f}{h_m-h_f}\right)^{m(\epsilon_y, n, \bar{h})}. \quad (22)$$

Для каждого набора α_j рассчитываем:

– зависимость $\bar{P}_j(h_k)$ по выражению (22), где $k=1, 2, \dots, n, n = (h_m - h_f) / \Delta h, \Delta h$ – шаг дискретизации перемещения индентора h ; – дисперсию величины $\bar{P}(h)$.

$$D\bar{P}_j = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n (\bar{P}_j(h_k) - \bar{P}_3(h_k))^2;$$

– среднеквадратическое отклонение

$$\sigma_{P_j} = \sqrt{D\bar{P}_j}.$$

Затем ранжируем \bar{P}_j по среднеквадратическому отклонению σ_{P_j} . При невыполнении условия $\sigma_{P_j} \leq \sigma_{P_j}^{**}$, где $\sigma_{P_j}^{**}$ – заданное максимальное среднеквадратическое отклонение, пределы диапазонов (20) можно уменьшить относительно наилучшего сочетания α_j и повторить описанную процедуру.

После определения с заданной точностью ϵ_y и n приведенный модуль упругости E^* рассчитывается из выражения (5).

По методу инструментального индентирования Оливера-Фарра, закрепленного стандартом ISO 14577, вычисляется также твердость материала H как отношение приложенной нагрузки P_m к площади проекции невосстановленного отпечатка A_c

$$H = \frac{P_m}{A_c}, \quad (23)$$

которая имеет физический смысл среднего контактного давления на площадке индентирования и идентична твердости по Майеру, т. е. $H \equiv HM$.

После определения ϵ_y, n и E^* , с учетом выражения (3) и того, что $A_c = \pi(2Rh_c - h_c^2)$, имеем

$$\frac{H}{E^*} = \frac{\bar{h}_m^{A(\epsilon_y, n)} e^{-B(\epsilon_y, n)}}{\pi(2c^2 \bar{h}_m - c^4 \bar{h}_m^2)}, \quad (24)$$

где $c^2 = c^2(\epsilon_y, n, \bar{h}_m)$ определяется выражением (11).

В отличие от твердости по Майеру, твердость по Бринеллю и пластическая твердость (по М.С. Дрозду), при определении которых нагрузку относят либо к поверхности отпечатка, либо к поверхности части индентора, не имеют четкого физического смысла.

В ряде недавних работ [17, 18] использована энергетическая концепция твердости при сферическом и пирамидальном индентировании. Как следует из критериев оценки твердости [19], энергетический подход используется только при определении твердости по Мартелю, представляющем собой отношение работы деформации A к объему восстановленного отпечатка V :

$$HMR = \frac{A}{V}. \quad (25)$$

В работе [17] определяется объем вытесненного материала от уровня исходной поверхности, а не весь

объем восстановленного отпечатка, как по Мартелю. При этом использовалось допущение, что форма восстановленной лунки (кратер) представляет собой сферический сегмент.

Для определения твердости в [17] использовалась работа A_p , затраченная на пластическое вытеснение материала объемом V_p от уровня исходной поверхности:

$$A_p = P_m \left(\frac{h_m}{\alpha + 1} - \frac{h_m - h_f}{m + 1} \right). \quad (26)$$

Так как с достаточной для инженерных расчетов точностью зависимости $V_p(A_p)$ можно аппроксимировать прямыми линиями, то отношение $\Delta A_p / \Delta V_p$ для определенного участка $V_{p2} - V_{p1}$ будет постоянной величиной и может характеризовать твердость материала, т. е.

$$HE = \frac{\Delta A_p}{\Delta V_p}. \quad (27)$$

В настоящей работе авторы пересмотрели свою позицию, изложенную в [17], и считают, что при определении твердости HE необходимо использовать полную работу индентирования A

$$A = \frac{P_m h_m}{\alpha + 1}, \quad (28)$$

что подтверждают также авторы [18].

В нагруженном состоянии, при действии нагрузки P , индентор внедряется на величину h . Допустим, что при разгрузке перемещения точек поверхности нагруженной лунки происходят вертикально.

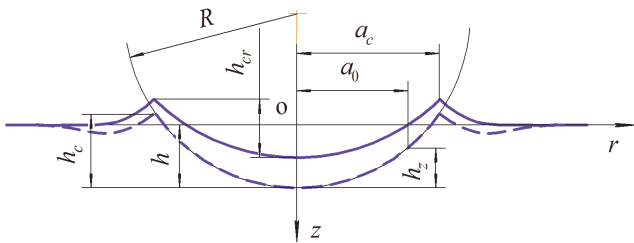


Рис. 3. Схема лунки

Схема восстановленной лунки представлена на рис. 3. Необходимо определить объем лунки, ограниченный уровнем исходной поверхности. Пересечение профиля восстановленной лунки происходит при $r = a_0$. При этом имеет место равенство

$$h = h_z + u_z, \quad (29)$$

где u_z — вертикальное перемещение поверхности лунки при $r = a_0$; величина h_z определяется выражением

$$h_z = R - \sqrt{R^2 - a_0^2} \quad (30)$$

или

$$h_{zr} = \frac{h_z}{R} = 1 - \sqrt{1 - a_{r0}^2}, \quad (31)$$

где $a_{r0} = a_0 / R$.

Для нагрузки вида (15) вертикальные перемещения $\bar{u}_{zr} = u_z / R$ согласно [12] равны

$$\bar{u}_{zr}(a_{0r}) = \frac{\bar{P}K_\alpha}{\pi a_{cr}} \int_0^{\pi/2} \left(1 - \frac{a_{0r}^2 \sin^2 \varphi}{a_{cr}^2} \right)^{A-0.5} d\varphi, \quad (32)$$

где $a_{cr} = a_c / R$; $a_{0r} = a_0 / R$;

$$K_\alpha = \frac{2^{2\alpha}}{\pi} \alpha B(\alpha, \alpha). \quad (33)$$

Подставляя выражения (31) и (32) в (29), получим уравнение

$$\bar{h} = 1 - \sqrt{1 - a_{0r}^2} + \frac{\bar{P}K_\alpha}{\pi a_{cr}} \int_0^{\pi/2} \left(1 - \frac{a_{0r}^2 \sin^2 \varphi}{a_{cr}^2} \right)^{A(\varepsilon_y, n)-0.5} d\varphi, \quad (34)$$

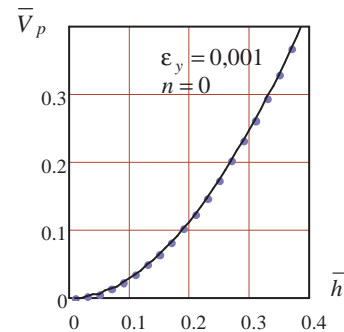
из которого определяется a_{0r} .

Окончательно для искомого объема вытесненного материала имеем

$$\bar{V}_p = \frac{V_p}{R^3} = \pi h_{zr}^2 \left(1 - \frac{h_{zr}}{3} \right) + \pi a_{0r}^2 \bar{u}_{zr}(a_{0r}) - \frac{\bar{P}K_\alpha}{a_{cr}} \times \times 2 \int_0^{a_{0r}} \int_0^{\pi/2} \left(1 - \frac{\rho^2 \sin^2 \varphi}{a_{cr}^2} \right)^{A(\varepsilon_y, n)-0.5} \rho d\varphi d\rho \quad (35)$$

где $\rho = r / R$.

а).



б).

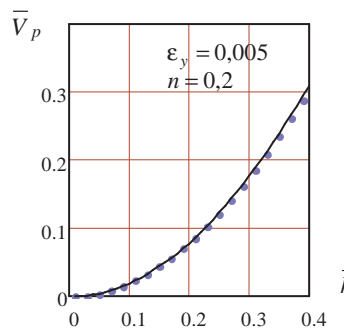


Рис. 4. Зависимости $\bar{V}_p(\bar{h})$ для материалов с разными свойствами упругости: а) — $\varepsilon_y = 0,001$, $n = 0$; б) — $\varepsilon_y = 0,005$, $n = 0,2$

На рис. 4 представлены зависимости $\bar{V}_p(\bar{h})$, полученные при допущении [17], что остаточная лунка сферической формы (точки), и определенные с учетом перемещений u_z (сплошные линии).

На рис. 5 представлены типовые зависимости $\bar{A}(\bar{V}_p)$ для разных значений ε_y и n , здесь $\bar{A} = A/(E^*R^3)$. Как следует из рис. 5, с достаточной для инженерных расчетов точностью, приведенные зависимости на участке $V_{p2} - V_{p1}$ можно аппроксимировать прямыми линиями. В этом случае для определения твердости следует использовать $\Delta A = A_2 - A_1$.

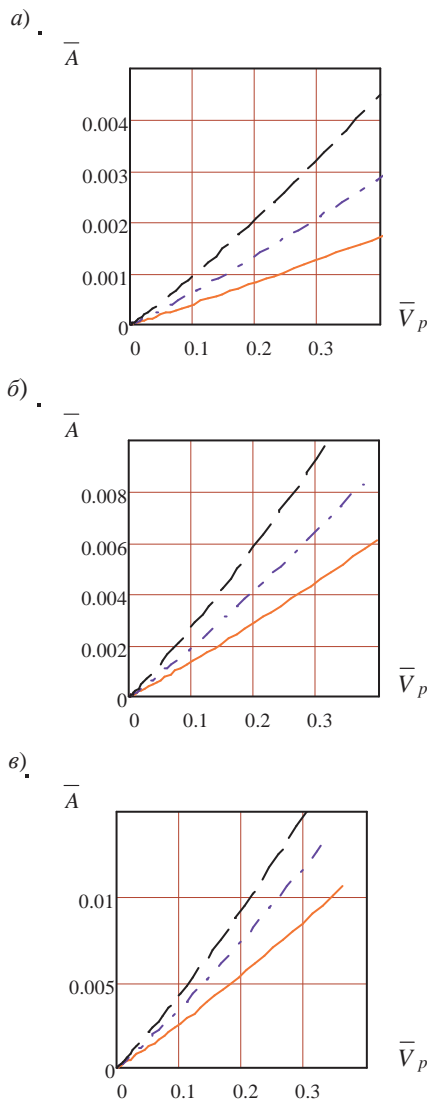


Рис. 5. Зависимости относительной работы \bar{A} от относительного объема \bar{V}_p при разных значениях ε_y и n : а) – $\varepsilon_y = 0,001$; б) – $\varepsilon_y = 0,003$; в) – $\varepsilon_y = 0,005$. Сплошная линия соответствует $n = 0,0$, штрихпунктирная $n = 0,1$, штриховая $n = 0,2$.

Заключение

1. Предложены аналитические выражения, описывающие процесс кинетического индентирования сфе-

рой – кривые нагрузки и разгрузки с использованием опубликованных результатов конечно-элементного анализа.

2. Представлен метод определения параметров ε_y и n , основанный на двукратном фиксировании четырех параметров кинетического индентирования P_{m_i} , h_{m_i} , h_{f_i} и S_i и последующем решении системы двух трансцендентных уравнений.

3. Получено выражение для корректирующего фактора $\beta_s = \beta_s(\varepsilon_y, n, \bar{h}_m)$ для определения приведенного модуля упругости E^* , расчет по которому хорошо согласуется с опубликованными данными.

4. Для более точного определения параметров ε_y и n (не по двум точкам, а по участку кривой) предложено использовать метод исследования пространства параметров (ИПП). Приведено выражение нормированной теоретической кривой $\bar{P}(h)$ для $h_f \leq h \leq h_m$.

5. Приведено выражение $\frac{H}{E^*} = \frac{H}{E^*}(\varepsilon_y, n, \bar{h}_m)$, где $H \equiv NM$, определяющее среднее контактное давление на площадке контакта.

6. Предложен энергетический подход к определению твердости материала, отличающийся от твердости по Мартелло тем, что определяется не весь объем восстановленного отпечатка, а объем вытесненного материала от уровня исходной поверхности. При этом показано, что допущение о сферической форме остаточной лунки, сделанные в [17] для определения вытесненного объема, может иметь место, так как относительная погрешность при этом составит менее 2%.

Литература

1. Огар П.М., Тарасов В.А., Турченко А.В. Развитие инженерных расчетов характеристик контакта жесткой сферы с упругопластическим полупространством // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2012. № 1. С. 80-87.
2. Турченко А.В. Особенности расчета характеристик контакта жесткой сферы с упругопластическим полупространством // Труды братского государственного университета. Серия: Естественные и инженерные науки – развитию регионов Сибири. 2012. Т. 1. С. 177-183.
3. Огар П.М., Тарасов В.А., Турченко А.В. Описание взаимодействия жесткой сферы с упругопластическим полупространством // Труды Братского государственного университета. Серия: Естественные и инженерные науки – развитию регионов Сибири. 2012. Т. 1. С. 163-169.
4. Турченко А.В. Определение показателя степени кривой разгрузки при кинетическом индентировании // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2012. №3. С. 17-20.
5. Огар П.М., Тарасов В.А., Турченко А.В. Контактное взаимодействие жесткой шероховатой поверхности через слой упругопластического покрытия // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2012. № 3. С. 42-45.
6. Алпатов Ю.Н., Тарасов В.А., Турченко А.В. Влияние характеристик упрочняемого материала на герметизирующую способность соединений // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2012. №2. С. 83-88.
7. Lee H., Lee J.H., Pharr G.M. A numerical approach to special indentation techniques for material property evaluation // J.Mech. Phys. Solids. 2005. № 54. P. 2037-2069.
8. Hernot X., Bartier O., Bekouche Y., Abdi R. El., Mauvoisin G. Influence of penetration depth and mechanical properties of contact radius determination for spherical indentation // International Journal of Solids and Structures. 2006. № 43, P. 4136-4153.

9. Collin J.-M., Mauvoisin G., Pitvin P. Materials characterization by instrumented indentation using two different approaches // *Materials and Advanced Materials Research*. Vol.664 2013. P.625-631.

10. Ogar P.M., Tarasov V.A. Kinetic indentation application to determine contact characteristics of sphere and elastoplastic half-space // *Advanced Materials Research*. Vol.664 2013. P.625-631.

11. Oliver W.C., Pharr G.M. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advanced in understanding and refinements to methodology // *Journal of Materials Research*. 2004 vol. 19. № 1 p. 3-20.

12. Огар П.М., Тарасов В.А. Влияние формы осесимметричной нагрузки на напряженно-деформированное состояние упругопластического полупространства // *Системы. Методы. Технологии*. 2010. № 5. С. 14-20.

13. Соболев И.М., Статников Р.Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. М.: 2006. 175с.

14. Огар П.М., Тарасов В.А., Черемных А.Н. Проектирование затворов трубопроводной арматуры // *Труды братского государственного университета. Серия: Естественные и технические науки – развитию регионов Сибири*. 2006. Т. 2. С. 307-316.

15. Белокобыльский С.В., Огар П.М., Тарасов В.А. Многокритериальный подход к проектированию затворов трубопроводной арматуры // *Современные технологии. Системный анализ. Моделирование*. 2007. № 3. С. 6-10.

16. Белокобыльский С.В., Огар П.М., Тарасов В.А. Оптимальное проектирование затворов трубопроводной арматуры с уплотнением «металл-металл» // *Системы. Методы. Технологии*. 2009. №3. С. 9-15.

17. Огар П.М., Тарасов В.А., Турченко А.В., Федоров И.Б. Удельная энергоёмкость пластического вытеснения материала при сферическом индентировании // *Труды братского государственного университета. Серия Естественные и технические науки – развитию регионов Сибири*. 2012. Т.3 С.19-27.

18. Мильман Ю.В., Гринкевич К.Э., Мордель П.В. Энергетическая концепция твердости при инструментальном индентировании // *Деформация и разрушение материалов*. 2013. № 1. С. 2-9.

19. Мощенок В.И. Современная классификация методов определения твердости. // *Автомобильный транспорт*. Вып. 25. 2010. С. 129-132.

References

1. Ogar P.M., Tarasov V.A., Turchenko A.V. Elaboration of engineering calculation for contact characteristics of a rigid sphere and elastoplastic half-space // *Sovremennye tekhnologii. Sistemny analiz. Modelirovaniye*. 2012. № 1(33). S.80–87.

2. Turchenko A.V. Calculation specifics of a rigid sphere and elastoplastic half-space contact // *Trudy Bratskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Estestvennye i inzhenernye nauki – razvitiyu regionov Sibiri*. 2012. № 1. S. 176-183.

3. Ogar P.M., Tarasov V.A., Turchenko A.V. Description of the contact of a rigid sphere and elastoplastic half-space // *Trudy Bratskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Estestvennye i inzhenernye nauki – razvitiyu regionov Sibiri*. 2012. Т. 1. S. 163-169.

Dising. Vol.31 (2010), P 636-640.

4. Turchenko A.V. Determination of the unloading curve exponent under kinetic indentation // *Sovremennye tekhnologii. Sistemny analiz. Modelirovaniye*. 2012. № 3. S. 17-20.

5. Ogar P.M., Tarasov V.A., Turchenko A.V. Rough rigid surface contacting through the elastoplastic coating layer // *Sovremennye tekhnologii. Sistemny analiz. Modelirovaniye*. 2012. № 3. S. 42-45.

6. Alpatov Yu.N., Tarasov V.A., Turchenko A.V. Impact of the hardenable material characteristics on the joints sealing property // *Sovremennye tekhnologii. Sistemny analiz. Modelirovaniye*. 2012. № 2. S. 83-88.

7. Lee H., Lee J.H., Pharr G.M. A numerical approach to special indentation techniques for material property evaluation // *J.Mech. Phys. Solids*. 2005. № 54. P. 2037-2069.

8. Hernot X., Bartier O., Bekouche Y., Abdi R. El., Mauvoisin G. Influence of penetration depth and mechanical properties of contact radius determination for spherical indentation // *International Journal of Solids and Structures*. 2006. № 43, P. 4136-4153.

9. Collin J.-M., Mauvoisin G., Pitvin P. Materials characterization by instrumented indentation using two different approaches // *Materials and Dising*. Vol. 31 (2010), P 636-640.

10. Ogar P.M., Tarasov V.A. Kinetic indentation application to determine contact characteristics of sphere and elastoplastic half-space // *Advanced Materials Research*. Vol. 664 (2013). P. 625-631.

11. Oliver W.C., Pharr G.M. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advanced in understanding and refinements to methodology // *Journal of Materials Research*. 2004 vol. 19. № 1 P. 3-20.

12. Ogar P.M., Tarasov V.A. Effect of the axisymmetrical load shape on the loaded-strained state of elasticoplastic half-space // *Sistemy. Metody. Tekhnologii*. 2010. № 1 (5). S. 14-20.

13. Sobol' I.M., Statnikov R.B. Optimal parameters choice in multiple-criteria tasks. M.: 2006. 326 s.

14. Ogar P.M., Tarasov V.A., Cheremnykh A.N. Pipeline valve seals design // *Trudy Bratskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Estestvennye i inzhenernye nauki – razvitiyu regionov Sibiri*. 2006. № 2. S. 307-316.

15. Belokobyl'sky S.V., Ogar P.M., Tarasov V.A. Multicriterion approach to the pipeline valves designing // *Sovremennye tekhnologii. Sistemny analiz. Modelirovaniye*. 2007. № 15. S. 6-10.

16. Belokobyl'sky S.V., Ogar P.M., Tarasov V.A. Optimal design of the pipeline valves with «metal-to-metal» seal // *Sistemy. Metody. Tekhnologii*. 2009. № 3. S. 9-15.

17. Ogar P.M., Tarasov V.A., Turchenko A.V., Fedorov I.B. Specific power-intensity of the material plastic extrusion under spherical indentation // *Trudy Bratskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya: Estestvennye i inzhenernye nauki – razvitiyu regionov Sibiri*. 2012. Т. 2. S. 19-27.

18. Mil'man Yu. V., Grinkevich K.E., Mordel' P.V. The principle of power hardness under instrumental indentation // *Deformatsiya i razrushe niye materialov*. 2013. № 1. S. 2-9.

19. Moshchenok V.I. Current classification of the hardness measurement techniques // *Avtomobil'ny transport*. Vyp. 25. 2010. S. 129-132.

УДК 630.370

Динамические нагрузки на элементы конструкции гусеничных лесопогрузчиков при детерминированных внешних возмущениях

В.Ф. Полетайкин^a, Г.Н. Плесовских^b

Сибирский государственный технологический университет, пр. Мира 82, Красноярск, Россия

^apoletaikin_vf@mail.ru

Статья поступила 5.12.2012, принята 8.02.2013

Лесопогрузчики перекидного типа грузоподъемностью от 25 до 42 кН на базе лесопромышленных тракторов широко применяются в лесной промышленности России при заготовке древесного сырья в виде хлыстов и деревьев с кроной. С учетом того, что 75% древесного сырья заготавливается в таком виде, эти машины будут широко использоваться и в дальнейшем. Исходя из этого, вопросы повышения технического уровня лесопогрузчиков являются актуальными. Повышение производительности лесопогрузчиков связано с решением вопросов повышения грузоподъемности и быстродействия механизмов, ско-