

Б.О. Галанов, С.М. Иванов, В.В.Картузов

Институт проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України

РОЗШИРЕНА ХАРАКТЕРИЗАЦІЯ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ НЕПЕРЕРВНИХ ДІАГРАМ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ІНДЕНТУВАННЯ

Додатково (до традиційного визначення твердості та пружних модулів за неперервними діаграмами інструментального індентування) пропонується визначити границю течії, характеристику пластичності, характерний відносний розмір пружнопластичної зони під індентором, об'ємну деформацію матеріалу в області контакту індентора із зразком.

Ключові слова: індентування, твердість, модулі пружності, контактна жорсткість, пружнопластичні деформації.

Б.А. Галанов, С.М. Иванов, В.В.Картузов

РАСШИРЕННАЯ ХАРАКТЕРИЗАЦИЯ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ НЕПРЕРЫВНЫХ ДИАГРАММ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ИНДЕНТИРОВАНИЯ

Дополнительно (к традиционному определению твердости и упругих модулей по непрерывным диаграммам инструментального индентирования) предлагается определять предел текучести, характеристику пластичности, характерный относительный размер упругопластической зоны под индентором, объемную деформацию материала в области контакта индентора с образцом.

Ключевые слова: индентирование, твердость, модули упругости, контактная жесткость, упругопластические деформации.

B.A. Galanov, S.M. Ivanov, V.V. Kartuzov

EXTENDED CHARACTERIZATION OF MATERIALS BASED ON CONTINUOUS INSTRUMENTED INDENTATION DIAGRAMS

In addition to the traditional determination of hardness and elastic moduli from continuous diagrams of instrumental indentation, it is proposed to determine the yield stress, the characteristic of plasticity, the characteristic relative size of the elastoplastic zone under the indenter, and the volumetric deformation of the material in the area of contact of the indenter with the sample. The indentation diagram shows the transition point to the unconstrained material flow under the indenter.

Keywords: indentation, hardness, elastic moduli, contact stiffness, elastic-plastic strains.

Введення. В настоящее время для определения твердости и упругих модулей материалов широкое распространение получила инструментальная методика [1, 2], использующая непрерывную запись экспериментальной диаграммы индентирования ($P-h$), где P – сила, действующая на индентор, h – сближение индентора и образца. Основой этой методики являются функциональные теоретические соотношения между P и h , которые получены для разгрузочной ветви диаграммы ($P-h$) из известных решений упругой контактной задачи, и предложенные в 70-х годах прошлого столетия Булычевым, Алехиным и Шершоровым [3,4] для использования в инструментальной технике индентирования при определении твердости и упругих модулей материалов. Это предложение стало решающим для последующего развития и усовершенствования техники измерения твердости и упругих модулей приборами инструментального индентирования [5–12] с непрерывной записью диаграмм ($P-h$) в широком масштабе сил P и перемещений h .

Применение и улучшение этой техники выявило также ее недостатки, ограничения и трудности использования, которые анализировались, обсуждались и сравнивались с другими методами в многочисленных работах [1–12], где предлагались разнообразные поправки (в том числе поправки, полученные экспериментальным путем) в использованные теоретические соотношения. В работе [2] дан некоторый систематический критический анализ этих проблем. Были попытки учета в базисных соотношениях методики [1, 2] упругой деформации инденторов, несовершенства их геометрии и других факторов [1, 2, 5–10].

Выполненный в [12] критический анализ выявил ошибки в методе инструментального определения твердости и упругих модулей [1, 2] и недостаточную обоснованность его некоторых положений.

Это обстоятельство послужило мотивацией для настоящей работы, посвященной более глубокому критическому пересмотру и дополнению основных функциональных теоретических соотношений этого метода, которые расширили список определяемых свойств материалов. На основе модели индентирования [13] методика дополняется: определением предела текучести материала образца, характерного размера упруго пластической зоны под индентором и точке начала нестесненного течения материала под индентором на диаграмме индентирования. Эти уточнения, дополнения и предложения сделаны без привлечения дополнительных (к гипотезам [1,2]) предположений и экспериментальных измерений. Результаты иллюстрируются примерами применения и усовершенствования предлагаемой методики.

Анализ методики Оливера-Фара и комментарии к ней. Широко распространенная методика Оливера-Фара [1, 2] для определения твердости HM и эффективного модуля Юнга E^* основана на использовании экспериментальных значений максимальной прижимающей силы P_{max} , соответствующей ей максимального сближения h_{max} индентора и образца и величины

упругой жесткости индентора и образца $S = \frac{dP}{dh}$, которые измерены на разгрузочной ветви

непрерывной диаграммы индентирования $(P-h)$ при $P = P_{max}$ и $h = h_{max}$ (см. Рис.1). В методике предполагается, что поверхность контакта индентора и плоской поверхности образца после деформации является такого же типа, как поверхность индентора: сферической, если индентор имеет сферическую поверхность; конической, если индентор имеет коническую поверхность; пирамидальной, если индентор имеет пирамидальную поверхность, и т.д. После разгрузки, которая предполагается упругой, поверхности индентора и образца в области контакта обладают тем же свойством, т.е. они являются поверхностями того же типа, что и индентор, и в начале повторного нагружения касаются в одной точке.

На Рис.2 для разгрузочной ветви, показанной на Рис.1, представлена поясняющая расчетная схема упругого контакта индентора (с поверхностью $z = h_f - r \cot \gamma_i$) и отпечатка (с поверхностью $z = h_f - r \cot \gamma_{SR}$). На этой схеме указаны величины h_e, h_s, h_c , а также эквивалентный абсолютно жесткий индентор с поверхностью $z = h_{max} - r \cot \alpha$, $\cot \alpha = \cot \gamma_i - \cot \gamma_{SR}$, внедренный в упругое полупространство $z > h_f$ с

границей $z = h_f$ и эффективным упругим модулем $E^* = \left(\frac{1-\nu_i^2}{E_i} + \frac{1-\nu_S^2}{E_S} \right)^{-1}$, где E_i, ν_i, E_S, ν_S –

соответственно модули Юнга и Пуассона индентора (i) и образца (S). Величины h_s, h_c являются компонентами упругого сближения $h_e = h_s + h_c = h_c / (2\pi)$, смысл которых поясняет Рис.2. При упругом контакте типа Герца между величинами h_s, h_c существует постоянное соотношение [14]: $h_s/h_c = (\pi - 2)/2$ ($h_s = 2(\pi - 2)P_{max}/(\pi S), h_c = 4P_{max}/(\pi S)$). Величина

$g(r) = r \cot \alpha$ равна зазору между коническими поверхностями отпечатка и индентора, касающимися своими вершинами в точке O' на оси z после разгрузки. Величина a является радиусом области упругого контакта после последующего нагружения индентора и отпечатка силой P_{max} , и которая предполагается равной радиусу отпечатка, когда среднее контактное давление под индентором равно твердости HM . Поэтому этот радиус равен радиусу области контакта индентора с образцом при силе $P = P_{max}$ и $h = h_{max}$ (см. Рис.1) после первого нагружения образца. Также как и в задаче Герца, упругие тангенциальные перемещения (параллельные плоскости $z = 0$) не учитываются, вследствие их малости по сравнению с вертикальными перемещениями (в направлении оси z).

Теоретическая формула для разгрузочной ветви диаграммы $(P-h)$, полученная на основе решения упругой контактной задачи типа Герца [14 - 15] (см. Рис.1 и Рис.2), имеет вид

$$P = \frac{2}{\pi(\cot \gamma_i - \cot \gamma_{SR})} E^* (h - h_f)^2, \quad h_f \leq h \leq h_{\max}. \quad (1)$$

Упругая жесткость этой ветви:

$$\frac{dP}{dh} = \frac{4}{\pi(\cot \gamma_i - \cot \gamma_{SR})} E^* (h - h_f). \quad (2)$$

Если обозначить $S = \left. \frac{dP}{dh} \right|_{h=h_{\max}}$, то из (1), (2), после исключения величины

$\cot \alpha = \cot \gamma_i - \cot \gamma_{SR}$, для упругой составляющей сближения индентора и образца $h_e = h_{\max} - h_f$ имеем:

$$h_e = h_{\max} - h_f = 2P_{\max} / S. \quad (3)$$

Здесь величина $S = \left. \frac{dP}{dh} \right|_{h=h_{\max}} = 2E^* a$ является экспериментально измеряемой величиной

упругой жесткости разгрузочной ветви кривой ($P - h$) [1, 2], см. Рис.1. Учитывая (1) и (3), для величины $\cot \alpha = \cot \gamma_i - \cot \gamma_{SR}$ получаем

$$\cot \alpha = \frac{8}{\pi} \frac{P_{\max}}{S^2} E^*, \quad (4)$$

и разгрузочная ветвь (см. Рис.1) представляется также следующей функциональной зависимостью:

$$P = \left(\frac{S}{2}\right)^2 P_{\max}^{-1} \left(h - h_{\max} + \frac{2P_{\max}}{S}\right)^2, \quad \frac{dP}{dh} = \frac{S^2}{2P_{\max}} \left(h - h_{\max} + \frac{2P_{\max}}{S}\right), \quad \left. \frac{dP}{dh} \right|_{h=h_{\max}} = S, \quad (5)$$

которая использует только экспериментально измеренные величины P_{\max} , h_{\max} и S и предположение упругой разгрузки.

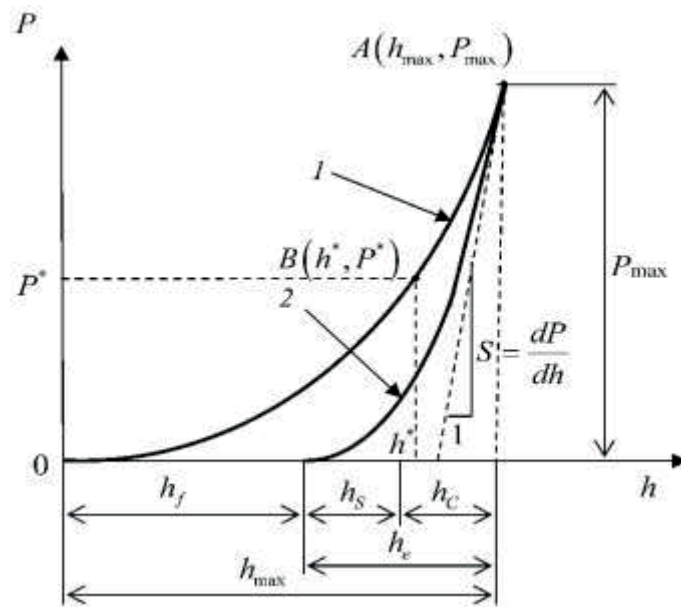


Рис.1. Схема зависимости $P(h)$: участки нагрузки (1) и разгрузки (2) индентора; h_f – глубина отпечатка (см. Рис.2); $h_e = 2P_{\max}/S$ – упругая составляющая сближения индентора и образца. $B(h^*, P^*)$ – точка перехода к нестесненному течению материала под индентором, см.(13).

Такое *a priori* представление разгрузочной ветви, по существу, регуляризирует определение S по формулам [12]:

$$S = \frac{\sum_{i=1}^N \delta_i (1 - \bar{P}_i^{1/2})}{\sum_{i=1}^N \delta_i^2} > 0, \quad \sum_{i=1}^N \delta_i^2 \neq 0, \quad \delta_i = \frac{(h_{\max} - h_i)}{2P_{\max}} \geq 0, \quad \bar{P}_i = \frac{P_i}{P_{\max}}, \quad (6)$$

где $(h_i, P_i = P(h_i))$, $i = 1, 2, 3, \dots, N$ – экспериментальные величины, являющиеся координатами точек разгрузочной ветви или ее части, см. Рис.1.

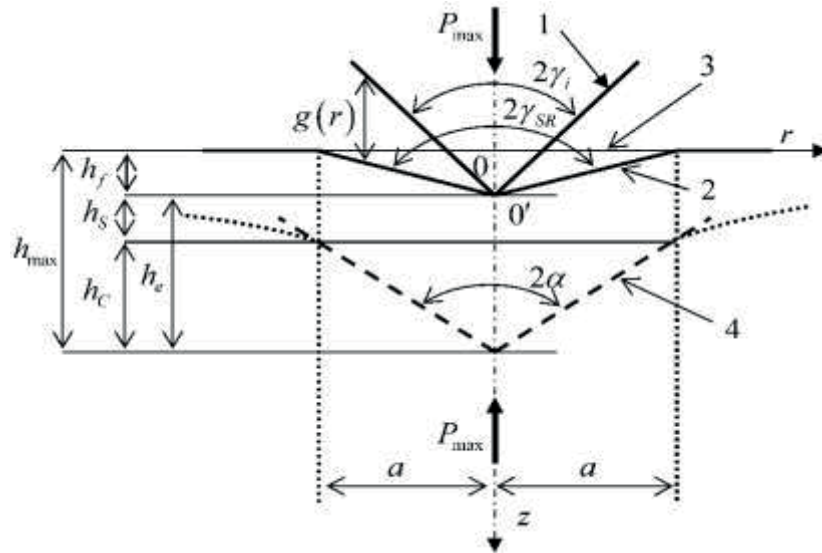


Рис.2. Расчетная (модельная) схема (в цилиндрической системе координат $0r\phi z$) внедрения упруго-конического индентора 1 в отпечаток 2; 3 – начальная поверхность образца $z = 0$; 4 – абсолютно жесткий эквивалентный индентор.

Таким образом, величина жесткости S , определяемая по формуле (6), непрерывно зависит от экспериментальных данных для зависимости $P(h)$ и является устойчивой к их малым изменениям. Отметим, что величина S в методике [1, 2] определяется “continuous stiffness measurement” (CSM) техникой, использующей малые динамические осцилляции, наложенные на силы (или перемещения). Использование этой техники к одностороннему контакту индентора и образца требует дополнительного обоснования, вследствие значительного различия жесткостей односторонних связей при их нагрузке и разгрузке при осцилляциях.

Определение эффективного упругого модуля E^* и твердости HM . Соотношение (1) допускает следующее параметрическое представление [11,14,15]:

$$\begin{cases} P = \frac{\pi}{2} E^* a^2 \cot \alpha, \\ h = a \cot \alpha, \end{cases} \quad (7)$$

где радиус области контакта a является параметром.

Отсюда и по определению величин h_s, h_c и $g(r)$ имеем равенства:

$$h_e = h_s + h_c, \quad h_s = \left(\frac{\pi}{2} - 1\right) h_c, \quad h_c = g(a) = a \cot \alpha, \quad h_e = \frac{\pi}{2} a \cot \alpha = \frac{\pi}{2} h_c. \quad (8)$$

Учитывая (4), для величины $\cot \gamma_{SR}$ в уравнении поверхности отпечатка $z = h_f - r \cot \gamma_{SR}$ имеем

$$\cot \gamma_{SR} = \cot \gamma_i - \cot \alpha = \cot \gamma_i - \frac{8}{\pi} \frac{P_{\max}}{S^2} E^*, \quad (9)$$

и, поскольку $0 = h_f - a \cot \gamma_{SR}$, для радиуса отпечатка получаем: $a = \frac{h_f}{\cot \gamma_{SR}}$.

Отсюда, используя известное соотношение $S = 2E^* a$, для определения величины E^* имеем уравнение:

$$\cot \gamma_{SR} = \frac{2h_f}{S} E^* = \cot \gamma_i - \frac{8}{\pi} \frac{P_{\max}}{S^2} E^*, \quad (10)$$

из которого для упругого модуля E^* и твердости $HM = \frac{P_{\max}}{\pi a^2}$ получаем формулы:

$$E^* = S \frac{\cot \gamma_i}{2 \left[h_{\max} + \left(\frac{4-2\pi}{\pi} \right) \frac{P_{\max}}{S} \right]}, \quad HM = \frac{P_{\max} \cot^2 \gamma_i}{\pi \left[h_{\max} + \left(\frac{4-2\pi}{\pi} \right) \frac{P_{\max}}{S} \right]^2}, \quad (11)$$

где $\frac{HM}{E^*} = \frac{2 \cot \gamma_i}{\pi \left[1 + 2 \left(\frac{2-\pi}{\pi} \right) \frac{P_{\max}}{Sh_{\max}} \right]} \frac{P_{\max}}{Sh_{\max}}$, и P_{\max}, h_{\max}, S – величины, определяемые по

экспериментальной диаграмме индентирования ($P-h$).

Заметим, что, поскольку упругий модуль E^* не зависит от пластических свойств материала, то формула (11) должна, практически, не зависеть (или «слабо» зависеть) от выбора точки $A(h_{\max}, P_{\max})$ на диаграмме индентирования, Рис.1, т.е. вычисления по ней должны быть устойчивыми по отношению к положению этой точки с экспериментальными данными: (h_{\max}, P_{\max}, S) . Элементарными алгебраическими преобразованиями можно показать, что формулы (11) являются другой, более простой, записью соответствующих формул работы [12] и, поэтому, они дают те же результаты, что и формулы этой работы.

Определение предела текучести Y_s , характерного относительного размера упруго пластической зоны $x = b_s/a$ и объемной деформации материала ε_s в области контакта индентора с образцом. Оценка предела текучести и размера упругопластической зоны под индентором выполняется на основе модели индентирования [13], схема которой дана на Рис.3. Если упругие характеристики материала образца и индентора (E_s, ν_s, E_i, ν_i), а также твердость HM известны (или определены по формулам (11)), то система трансцендентных уравнений для определения предела текучести Y_s и характерного относительного размера упругопластической зоны $x = b_s/a \geq 1$ имеет вид [13]:

$$\begin{cases} (1 + \varepsilon_s) \left(x^3 - \frac{2(1-2\nu_s)}{3(1-\nu_s)} \right) = \frac{E_s \cot \psi}{6(1-\nu_s) Y_s}, \\ HM = Y_s \left(\frac{2}{3} - \frac{\cot \psi}{(1 + \varepsilon_s)} \ln \left[1 - \frac{\cot \psi}{2(1 + \varepsilon_s)} \right] + 2 \ln x \right), \end{cases} \quad \varepsilon_s = - \frac{3(1-2\nu_s)(HM - 2Y_s \ln x)}{E_s}, \quad (12)$$

решение которой относительно вещественных неизвестных величин (x, Y_s) приближенно определяет напряженно-деформированное состояние в образце и постоянную Тэйбора $C = HM/Y_s$ (см. второе уравнение системы (12)). Здесь величина 2ψ определяет величину угла при вершине нагруженного конического индентора (Рис.3) и $\cot \psi = \cot \gamma_i - 2(1-\nu_i^2) HM/E_i$.

К сожалению, в методике [1,2] для определения твердости HM и эффективного модуля Юнга E^* нет аргіогі рекомендаций по выбору точки $A(h_{\max}, P_{\max})$ на диаграмме ($P-h$), когда пластические деформации достаточно развиты (т.е. нет критерия достаточной развитости пластических деформаций). По-видимому, такие аргіогі рекомендации определить сложно. В связи

с этим приобретают значение а posteriori оценки силы $P^* < P_{\max}$, когда начинается нестесненное пластическое течение под индентором.

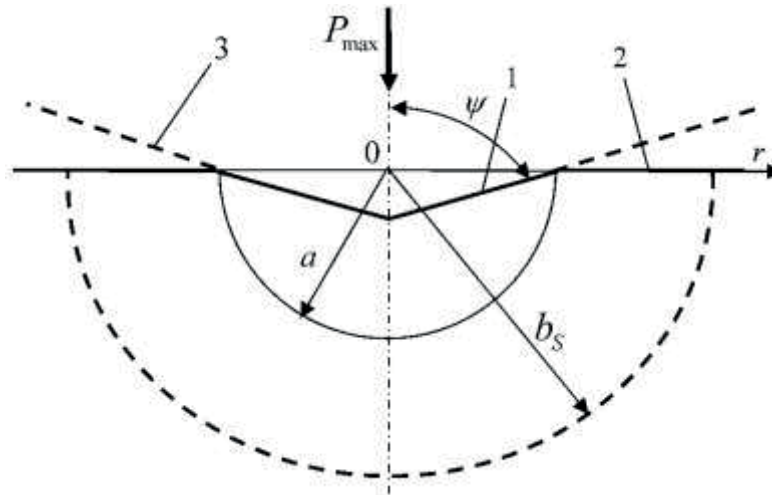


Рис.3. Модельная схема (в сферической системе координат с центром 0) зон под индентором с различными напряженно деформированными состояниями материала образца: $r \leq a$ – гидростатическое ядро; $a < r \leq b_s$ – область упругопластического деформирования; $r > b_s$ – область упругого деформирования. 1 – коническая поверхность контакта индентора и образца; 2 – поверхность образца; 3 – индентор под нагрузкой с углом при вершине 2ψ .

На основе модели [13] радиус контакта a_0 и сила P^* , действующая на индентор, при которых начинается нестесненное пластическое течение под индентором, а posteriori оцениваются соответственно по формулам:

$$a_0 = a \left(1 - \frac{\cot \psi}{2(1 + \varepsilon_s)} \right), \quad P^* = \frac{a_0^2}{a^2} P_{\max} = \left(1 - \frac{\cot \psi}{2(1 + \varepsilon_s)} \right)^2 P_{\max}. \quad (13)$$

Силе $P^* < P_{\max}$ соответствует сближение $h = h^*$, определяемое по диаграмме $(P - h)$, см. Рис.1.

Замечание 1. Приведенные результаты представлены для случая внедрения конуса с углом при вершине 2γ . Переход от пирамидальных инденторов к эквивалентному коническому (и наоборот) может быть выполнен с использованием условия равенства площадей проекций отпечатков, оставляемых разными инденторами при одинаковом объеме внедрения (одинаковой глубине внедрения для пирамидальных и конических инденторов). Это условие приводит к следующему соотношению между углами заострения эквивалентных конических, пирамидальных (трех- и четырехгранных) инденторов:

$$\cot \gamma_i = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cot \gamma_v = \sqrt[4]{\frac{\pi^2}{27}} \cot \gamma_v,$$

где $\gamma_i, \gamma_v, \gamma_v$ – углы заострения инденторов: конических, четырехгранных (например, Виккерса, $\gamma_v = 68^\circ$) и трехгранных (например, Берковича, $\gamma_v = 65^\circ$) соответственно.

Замечание 2. В (12) предполагается, что коэффициент Пуассона образца ν_s известным и определяется в испытаниях, независимых (например, акустическими методами) от экспериментальной диаграммы $(P - h)$, Рис.1.

Характеристика пластичности δ_H и репрезентативная деформация ε_r . Величина характеристики пластичности δ_H определяется формулами [16,17]:

$$\delta_H = \varepsilon_p / \varepsilon_t, \quad \varepsilon_t = \ln \sin \gamma_v, \quad \varepsilon_p = \varepsilon_t - \varepsilon_e < 0, \quad \varepsilon_e = - (1 + \nu_s)(1 - 2\nu_s) HM / E_s, \quad (14)$$

где $\varepsilon_e, \varepsilon_p, \varepsilon_t$ – соответственно упругие, пластические и полные средние в области контакта линейные (в направлении силы P , см. Рис.2) деформации, $\gamma_B = 65^\circ$. Площадь контакта относится к той части плоской поверхности образца, которая вступает в контакт с индентором после деформации. В формулах (14), величина $\varepsilon_t = \ln \sin \gamma_B \approx -0.098$, $\gamma_i = 65^\circ$, является постоянной и определяется *геометрией контактирующих тел (индентора и образца) до их деформирования*. Если для достаточно развитых пластических деформаций пренебречь сжимаемостью материала (объемная деформация $\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} = 0$), тогда величина $\varepsilon_t = -0.098$ с хорошей точностью определяет среднюю линейную сжимающую деформацию в области контакта в направлении силы, которая действует на индентор (см. Рис.2), подобно одноосному растяжению-сжатию. Поэтому это значение может рассматриваться как представительная (характерная) деформация $\varepsilon_r = \varepsilon_t = -0.098$ при одноосном сжатии, как предлагалось Тейбором и Джонсоном [15]. Эта деформация соответствует как пределу текучести Y_S в таблице 1, так и величине твердости $HM = CY_S$, как среднему значению контактного давления под индентором. В этом случае величина C определяется сложным объемным напряженно-деформированным состоянием образца под индентором, которое существенно отличается от одноосного сжатия. Структура представительной деформации $\varepsilon_r = \varepsilon_e + \varepsilon_p$ приблизительно оценивается формулой:

$$\varepsilon_e = (1 - \delta_H) \varepsilon_r, \quad \varepsilon_p = \delta_H \varepsilon_r. \quad (15)$$

Если средняя полная линейная деформация и ее компоненты в области контакта индентора и образца определяются из *деформированной* схемы в соответствии с формулами [17]:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_p, \quad \varepsilon_p = -\ln \sqrt{1 + \cot^2 \gamma_{SR}} < 0, \quad \cot \gamma_{SR} = \cot \gamma_i - 2HM/E^*, \quad (16)$$

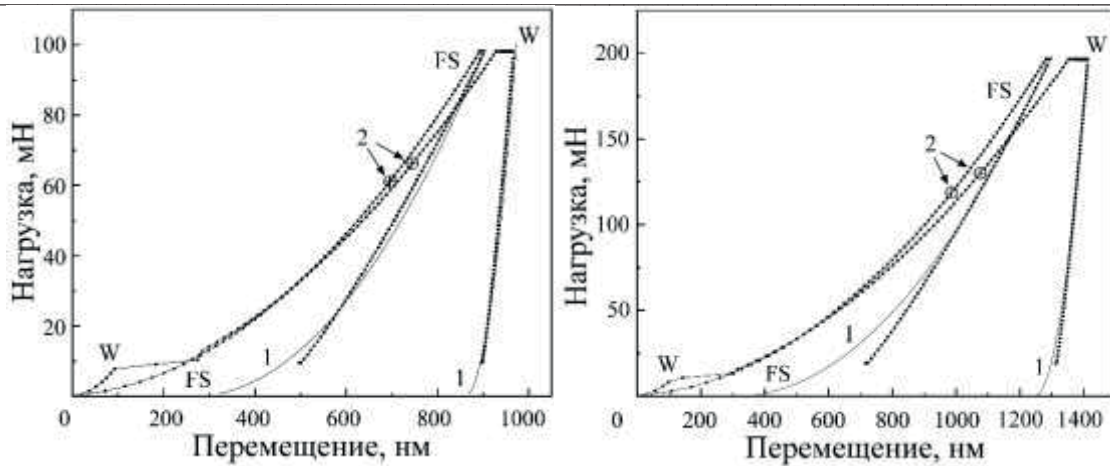
$$\varepsilon_e = - (1 + \nu_S)(1 - 2\nu_S) \frac{HM}{E_S}, \quad \frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_i^2}{E_i} + \frac{1 - \nu_S^2}{E_S}, \quad \bar{\delta}_H = \varepsilon_p / \varepsilon_t < \delta_H,$$

где $2\gamma_{SR}$ – угол при вершине остаточного отпечатка в образце после разгрузки конического индентора, $\varepsilon_e, \varepsilon_p, \varepsilon_t$, соответственно, упругие, пластические и полные средние по контактной области, линейные (в направлении силы P , см. Рис.2) деформации, тогда величина ε_t не будет одинаковой (постоянной) для всех материалов. Однако, как показано в [13], ее среднее значение $\langle \varepsilon_t \rangle = -0.060$ (для большой группы материалов при индентировании их алмазным индентором Виккерса) имеет малое стандартное отклонение $\sigma = 0.003$ и является почти постоянной величиной. Формулы (16), по сути, являются аналогами формул, которые определяют продольную деформацию стержня по его увеличенному поперечному сечению при одноосном сжатии.

Примеры определения упругих модулей, твердости материалов, предела текучести и характерного размера упругопластической зоны под индентором. Для проверки полученных соотношений были проведены испытания образцов плавленого кварца FS и монокристалла вольфрама (111) W чистотой 99,99% (материал с высоким модулем сдвига). Испытания проводились на нанотвердомере NanoIndenter G200 алмазным ($E_i = 1141$ ГПа, $\nu_i = 0.07$) индентором Берковича ($\gamma_B = 65^\circ$) при нагрузках $P_{\max} = 97$ и 193 мН.

Результаты испытаний (величины P_{\max}, h_{\max}, S для формул (11)) взяты из [12], где дано подробное их описание. Экспериментальные диаграммы внедрения индентора для плавленого кварца и вольфрама, полученные при нагрузке $P_{\max} = 97$ мН и 193 мН, показаны на Рис. 4. Здесь же даны полные теоретические разгрузочные ветви диаграмм, построенные по формуле (1).

Результаты расчетов по предложенной методике по данным испытаний приведены в таблице 1. Известно, что модуль упругости вольфрама равен 409 ГПа, а плавленого кварца – 72 ГПа. Модуль упругости для плавленого кварца с применением нашей методики получился заметно выше, чем 72 ГПа. Возможно, это следствие того, что при внедрении индентора в плавленый кварц происходит уплотнение материала (около 20 % [12]) в зоне контакта, $\varepsilon_S \in [-0.19, -0.17]$, см. табл. 1.



а) б)

Рис. 4. Диаграмма внедрения индентора Берковича для плавленого кварца и монокристалла (111) вольфрама: (а) $P_{max} = 97$ мН, (б) $P_{max} = 193$ мН; 1 – разгрузочная ветвь диаграмм, ур. (1)[12], 2 – точка (P^* , h^*) начала нестесненного пластического течения под индентором, см. табл. 1.

Таблица 1.

Результаты наноиндентирования плавленого кварца FS ($\nu_s = 0.17$) и плоскости (111) монокристалла вольфрама W ($\nu_s = 0.28$).

| Образец | Эксперимент [12] | | | Расчет | | | | | | | | |
|---------|------------------|-----------|------------|---------------------|------------------------|-----------------------|-----------------|--------------------------|--------------------|------------------------|------|----------------------|
| | P_{max} | h_{max} | S (6) | E_s, Γ Па | E^* , ГПа (11) | HM , ГПа (11) | b_s/a (12) | $\bar{\delta}_H$ (16) | δ_H (14) | Y_s , ГПа (12) | C | ϵ_s (12) |
| | P^* (13) | h^* | | | | | | | | | | |
| W1 | 97 | 970 | 1.742 | 445 | 340 | 4.70 | 2.81 | 0.900 | 0.940 | 1.67 | 2.81 | -0.0037 |
| | 66 | 745 | | | | | | | | | | |
| W2 | 193 | 1410 | 2.350 | 401 | 316 | 4.43 | 2.76 | 0.895 | 0.937 | 1.60 | 2.77 | -0.0039 |
| | 130 | 1074 | | | | | | | | | | |
| FS1 | 97 | 898 | 0.3065 | 87 | 83 | 9.10 | 1.08 | 0.113 | 0.180 | 9.82 | 0.93 | -0.1707 |
| | 61 | 695 | | | | | | | | | | |
| FS2 | 193 | 1289 | 0.399 | 80 | 77 | 9.19 | 1.06 | 0.080 | 0.102 | 10.25 | 0.90 | -0.1947 |
| | 119 | 986 | | | | | | | | | | |

Выводы. Предложена расширенная характеристика материалов на основе экспериментальных непрерывных диаграмм инструментального индентирования, которая включает в себя определение следующих свойств: модулей упругости, твердости, предела текучести, характерного размера упругопластической зоны под индентором, объемную сжимаемость материала под индентором, характеристику пластичности, репрезентативную деформацию и ее структуру. А posteriori дана оценка положения точки (на экспериментальной диаграмме индентирования) начала нестесненного течения материала под индентором.

Список использованных источников:

1. Oliver W.C. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments / W.C. Oliver, G.M. Pharr // J. Mater. Res. – 1992. – Vol. 7. – No. 6. – P. 1564 – 1583.
2. Oliver W.C. Measurement of hardness and elastic modulus by instrumented indentation: Advances in understanding and refinements to methodology / W.C. Oliver, G.M. Pharr // J. Mater. Res. – 2004. – Vol. 19. – No. 1. – P. 3 – 20.
3. Bulychev S.I. Determination of Young’s modulus according to indentation diagram / S.I. Bulychev, V.P. Alekhin, M.K. Shorshorov, A.P. Ternovskii, G.D. Shnyrev // Industrial Laboratory. – 1975. – Vol. 41. – P. 1409–1412.

4. Shorshorov M.K. Work of plastic and elastic deformation during indenter indentation / M. K.Shorshorov, S.I.Bulychev, V.P.Alekhin//Soviet Physics—Doklady. – 1981, Vol. 26. – P.769–771.
5. Фирстов С.А. Новая методология обработки и анализа результатов автоматического индентирования материалов / Фирстов С.А., Горбань В.Ф., Печковский Э.П. Киев: Логос, 2009. – 83 с.
6. Hay J.C. A critical examination of the fundamental relations used in the analysis of nanoindentation data / J.C.Hay, A.Bolshakov, G.M.Pharr // J. Mater. Res. – 1999. – Vol. 14. – No. 6. –P. 2296 – 2305.
7. Veprek S. On the reliability of the measurements of mechanical properties of superhard coatings / S.Veprek, S.Mukherjee, H.-D.Mannling, J.He //MaterialsScienceandEngineering. – 2003. – Vol. A 340. – P. 292 - 297.
8. Cao Y.P. A precise correcting method for the study of the superhard material using nanoindentation tests / Y.P.Cao, M.Dao, J.Lu //J. Mater. Res. – 2007. – Vol. 22. –No. 5. – P.1255 – 1264.
9. Veprek-Heijman M.G.J. Non-linear finite element constitutive modeling of indentation into super- and ultrahard materials: The plastic deformation of the diamond tip and the ratio of hardness to tensile yield strength of super- and ultrahardnanocomposites / M.G.J. Veprek-Heijman, R.G.Veprek, A.S.Argon, D. M.Parks, S.Veprek// Surface & Coatings Technology. – 2009. – Vol. 203. –P. 3385–3391.
10. Hay J.L. Instrumented Indentation Testing / J.L. Hay, G.M. Pharr //Kuhn, H., and Medlin, D., (eds), ASM Handbook Volume 8: Mechanical Testing and Evaluation, 10th Edition, ASM International, Materials Park, OH. – 2000.– P. 232 – 243.
11. Borodich F.M. The Hertz-Type and Adhesive Contact Problems for Depth-Sensing Indentation //Stephane P.A. Bordas, Editor, Advances in Applied Mechanics, Vol. 47, Burlington: Academic Press, 2014, – P. 225 – 366.
12. Галанов Б.А. Критические комментарии к методике Оливера-Фара для измерения твердости и упругих модулей посредством инструментального индентирования и уточнение ее базисных соотношений/ Б.А.Галанов, С.Н.Дуб // Сверхтвердые материалы.– 2017.– № 6. –С. 3 – 24.
13. Galanov B.A. Improved core model of the indentation for the experimental determination of mechanical properties of elastic-plastic materials and its application /B.A.Galanov, S.M.Ivanov, V.V. Kartuzov // Mechanics of Materials. – 2020. – Vol. 150. –P. 103545.
14. Sneddon I.N. Boussinesq's Problem for a Rigid Cone // Proc. Cambridge Philos. Soc. – 1948. –Vol. 44. –P.492 – 507.
15. Johnson K. L. Contact Mechanics // Cambridge: Cambridge University Press, 1985. – 452 p.
16. Milman Y.V. Plasticity characteristic obtained through hardness measurement / Y.V.Milman, B.A.Galanov, S.I.Chugunova//Acta Metall. Mater. – 1993. – Vol. 41. –P. 2523 – 2532.
17. Galanov B.A. Investigation of mechanical properties of high-hardness materials by indentation / B.A.Galanov, Y.V.Milman, S.I.Chugunova, I.V.Goncharova//J.SuperhardMater. – 1999. – Vol. 21. –P.23 – 35.

Рецензенти:

Внутрішня рецензія:

Григор'єв Олег Миколайович, завідувач відділом, член-кор. НАНУ, доктор фізико-математичних наук. Інститут проблем матеріалознавства НАН України.

Зовнішня рецензія:

Куц Володимир Іванович, старший науковий співробітник, доктор фізико-математичних наук. Інститут надтвердих матеріалів НАН України.