

- производственный сборник. Вып. 2. Киев: ИСМ им. В.Н.Бакуля, НАН Украины, 1976. – С. 25–30.
3. Герасимович А. В., Кулемза В. В., Крикун В. Н. Исследование материалов деформируемых уплотнений АД. *Сверхтвердые материалы*. 1982. № 4. С. 9–11.
 4. Новиков Н. В., Герасимович А. В. Исследование деформируемых уплотнений АД типа наковальни с углублением. *Сверхтвердые материалы*. 1983. № 4. С. 3–7.
 5. Синтетические сверхтвердые материалы: в 3 т. Т. 1. / уклад.: редкол. Новиков Н.В. (отв. ред.) и др. Киев: Наук. думка, 1986. Т. 1. Синтез сверхтвердых материалов. 280 с.
- Надійшла 12.10.23*

Reference

1. Liu, X., Chen, J., Tang, J., et al. (2012). A large volume cubic press with a pressure-generating capability up to about 10 GPa. *High Pressure Research*, 32(2), 239–254.
2. Bakul V. N., Herasymovych A. V. & Ivakhnenko S. A. (1976). Zavysymost napriazhenyi sdyvha lytohrafskoho kamnia y pyrofylyta ot davleniya [Pressure dependence of shear stresses of lithic stone and pyrophyllite]. *Syntetycheskye almazы – Synthetic diamonds*. Nauchno-proyvodstvennyi sbornyk. (2nd Issue, p. 25–30). ISM im. V. N. Bakulia, NAN Ukraine [in Russian].
3. Herasymovych, A. V., Kulemza, V. B. & Krykun, V. N. (1982). Issledovanye materyalov deformyruemykh uplotneniy AVD [Research of materials of deformable seals of HPM]. *Sverkhtverdye materyaly – Superhard Materials*, (4), 9–11 [in Russian].
4. Novykov, N. V. & Herasymovych, A. V. (1983). Issledovanye deformyruemykh uplotneniy AVD tyra nakovalny s uhlublenyem. [Investigation of deformable seals of anvil-type HPM with a recess]. *Sverkhtverdye materyaly – Superhard Materials*, (4), 3–7 [in Russian].
5. Novykov, N.V. (Ed.). (1986). Syntetycheskye sverkhtverdye materyaly [Synthetic superhard materials]. *Syntezy sverkhtverdykh materyalov [Synthesis of superhard materials]*. (V. 1). Nauk. dumka [in Russian].

УДК 004.94:539.893:539.4

DOI: 10.33839/2708-731X-25-1-132-140

С. Б. Полотняк, канд. техн. наук; **О. О. Лещук**, **В. В. Лисаковський**, доктори технічних наук; **С. О. Івахненко**, член-кор. НАНУ

*Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України, вул. Автозаводська, 2,
04074 Київ, e-mail: psb@ism.kiev.ua*

ЧИСЕЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ РОЗМІРУ СКОСУ БІЧНОЇ ПОВЕРХНІ ПУАНСОНА КУБІЧНОГО АПАРАТА ВИСОКОГО ТИСКУ НА МІЦНІСТЬ ПУАНСОНА ТА РІВЕНЬ ДОСЯЖНОГО ТИСКУ

Метою роботи є визначення впливу розміру скошеної бічної поверхні пуансонів на рівень згенерованого тиску в шестипуансонному кубічному апараті та граничний стан пуансонів. Проведено комп'ютерне моделювання з використанням методу скінченних елементів процесу стиску пірофілітового контейнера між пуансонами з різною довжиною скошеної бічної поверхні і досліджено граничний стан пуансонів. Встановлено, що розмір скошеної бічної поверхні практично не впливає на розподіл тиску, згенерованого в контейнері. Зменшення довжини скошеної бічної поверхні зумовлює зростання величини еквівалентних напружень на ребрах плоскої ділянки робочої поверхні. У випадку

малих значень довжини можливе руйнування ребер пуансона внаслідок недостатньої їх бічної підтримки.

Ключові слова: апарат високого тиску, комп'ютерне моделювання, тиск, напружено-деформований стан.

Вступ. Постановка задачі

При промисловому вирощуванні структурно досконалих монокристалів алмазу методом температурного градієнта широко використовують шестипуансонні кубічні апарати високого тиску (АВТ) [1–2]. Такі апарати здатні створювати та підтримувати протягом тривалого часу в достатньо великих ростових об'ємах (понад 10 см³) високий квазігдростатичний тиск 6–8 ГПа при температурі до 1800 °С. В якості матеріалу для виготовлення пуансонів у таких АВТ використовують найміцніші на даний час конструкційні матеріали – високоякісні вольфрам-кобальтові тверді сплави. Рівень досяжного в АВТ тиску обумовлений як фізико-механічними характеристиками матеріалу пуансонів [3], так і їх конструкційними (розмірними) параметрами. Так, в результаті дослідження напруженого стану пуансонів АВТ [4-5] розроблено конструкцію пуансонів з подвійно скошеною робочою поверхнею (double-beveled anvil) у вигляді двоступінчастих пірамідальних площадок. Така конструкція пуансона дозволила суттєво (більш ніж на 10 %) збільшити рівень досяжного в АВТ тиску.

Метою даної роботи є визначення впливу розміру скошеної бічної поверхні пуансонів на рівень згенерованого в АВТ тиску та міцність пуансонів. Для цього проведено комп'ютерне моделювання з використанням методу скінченних елементів процесів стиску в шестипуансонному АВТ пірофілітового контейнера між пуансонами із різним розміром довжини скошеної бічної поверхні і досліджено напружено-деформований та граничний стани контейнера і пуансонів в процесі деформування.

В якості об'єкту дослідження розглянуто шестипуансонний АВТ з діаметром плунжерів 560 мм, що використовують при вирощуванні монокристалів алмазу на затравці в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України (ІНМ) [6]. Пуанسونи мають подвійно скошену робочу поверхню у вигляді двоступінчастих пірамідальних площадок з горизонтальною площадкою розмірами 46×46 мм. Пірофілітовий контейнер має форму куба з розміром ребра 58 мм.

Для визначення напружено-деформованого і граничного станів контейнера і пуансонів в процесі деформування використано розроблену в ІНМ методику чисельного моделювання процесу стиску пірофілітового контейнера між пуансонами шестипуансонного АВТ [7].

У зв'язку із симетрією конструкції АВТ та умов його навантаження в якості розрахункової схеми обрано 1/48 його частину (рис. 1). Таке спрощення дає можливість значного скорочення часу розрахунків.

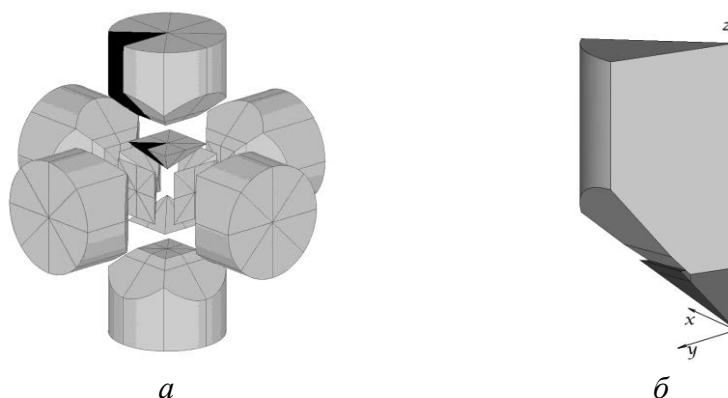


Рис. 1. Розрахункова схема шестипуансонного АВТ, що складається з контейнера та шести стискаючих пуансонів (а) та її 1/48 частина (б)

Для уникнення розбіжностей у розв'язку задачі через складний механізм пластичної течії матеріалу контейнера в кутах робочої поверхні кубічних пуансонів (що викликає високу спотвореність геометрії скінченних елементів) процес навантаження контейнера поділено на два етапи. На першому етапі матеріал контейнера витікає в зазори між пуансонами і починає утворювати так звані деформуючі прокладки довжиною 3–4 мм. Величина тиску в контейнері становить $\sim 0,2$ ГПа з практично рівномірним його розподілом. На другому етапі довжина деформуючих прокладок збільшується, ростова комірка герметизується зі створенням робочого тиску і довжина прокладок досягає кінцевих значень в 11–13 мм.

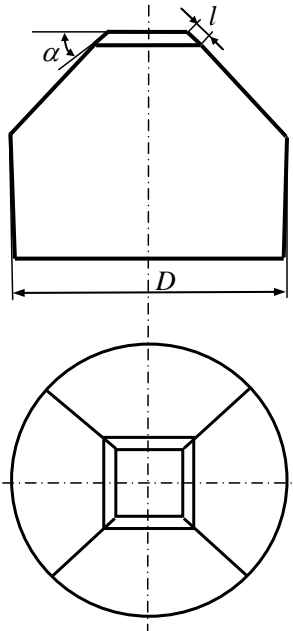


Рис. 2. Геометричні параметри пуансона

Моделювання процесу стиску контейнера починали з другого етапу, тобто кінцева стадія першого етапу була прийнята як початкова умова.

Чисельне моделювання проведено для п'яти варіантів довжини скошеної бічної поверхні l – 9 мм, 10 мм, 11 мм, 13 мм та 15 мм (кут нахилу скошеної бічної поверхні $\alpha = 40,5^\circ$ (рис. 2). В якості матеріалу пуансонів прийнято вольфрам-кобальтовий твердий сплав *KF308* ($E = 650$ ГПа, $\nu = 0,3$, $R_{p0,2}^0 = 6,25$ ГПа).

При моделюванні було задано наступні граничні і контактні умови:

– на торцевій поверхні пуансона – осьове переміщення $u_z = -3,0$ мм. (В подальшому в тексті будемо використовувати

абсолютне значення u_z);

- на поверхнях симетрії пуансона, куба та деформуючих прокладок – умова симетрії;
- на плоскій ділянці робочої поверхні контакту пуансона з контейнером – умова контактної взаємодії з коефіцієнтом тертя 0,95 (практично абсолютне зчеплення);
- на поверхнях контакту деформуючої прокладки з пуансоном – умова контактної взаємодії з коефіцієнтом тертя 0,05 (практично абсолютне прослизання).

При проведенні розрахунків застосовували розроблене в ІНМ програмне забезпечення для скінченно-елементного розв'язання контактних термопружнопластичних задач при скінченних деформаціях. Були прийняті вихідні положення, що матеріал пуансонів деформується пружно, пластичне деформування пірофілітового контейнера визначається моделлю лінійно-зміцненого тіла. Значення механічних властивостей пірофіліту і твердого сплаву прийняті з урахуванням їх залежностей від тиску [8–13].

Для оцінки граничного стану твердосплавних пуансонів використано наступні критерії міцності:

- критерій найбільших дотичних напружень $\sigma_e^{III} = \sigma_1 - \sigma_3 \leq R_{p0,2}$,
- критерій Мора (як такий що враховує різний опір матеріалу розтягуванню і стиску) $\sigma_e^{Mor} = \sigma_1 - \chi\sigma_3 \leq R_m$,

та два критерії, що враховують вплив проміжного головного напруження σ_2 на міцність матеріалу:

- питомої потенціальної енергії формозміни

$$\sigma_e^{IV} = \sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \leq R_{p0,2},$$

– критерій міцності Писаренка-Лебедева $\sigma_e^{PL} = \chi\sigma_i + (1-\chi)\sigma_1 \leq R_m$, $\chi = \frac{R_m}{R_{cm}}$,

де σ_e^{III} , σ_e^{IV} , σ_e^{Mor} , σ_e^{PL} – еквівалентні напруження за критеріями найбільших дотичних напружень, питомої потенціальної енергії формозміни, Мора та Писаренка-Лебедева відповідно; $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – головні напруження; $R_{p0,2}$ – границя плинності під час непропорційного видовження, R_m – границя міцності під час розтягування, R_{cm} – границя міцності під час стиску.

В якості границь міцності у критеріях Мора та Писаренко-Лебедева використовуються їх значення під час розтягування (R_m) та під час стиску (R_{cm}). Але для WC-Co твердих сплавів в літературі практично відсутні дані щодо границі міцності під час розтягування, тому для оцінки величини R_m використовували результати роботи [14] по дослідженню зв'язку між границями міцності на триточковий згин (TRS) та R_m твердих сплавів. Так, для сплавів із вмістом кобальту 3÷8 мас. % $R_m = (0,5\div 0,7) TRS$. Для сплаву KF308 маємо: $R_m = (0,5\div 0,7) \cdot 2,56 \text{ ГПа} \approx 1,2 \text{ ГПа}$.

Напружено-деформований та граничний стан АВТ

На рис. 3 показано одержані в результаті моделювання дані зі зміни величини тиску в центрі кубічного контейнера та товщини деформуючої прокладки на початку та в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона в процесі навантаження АВТ.

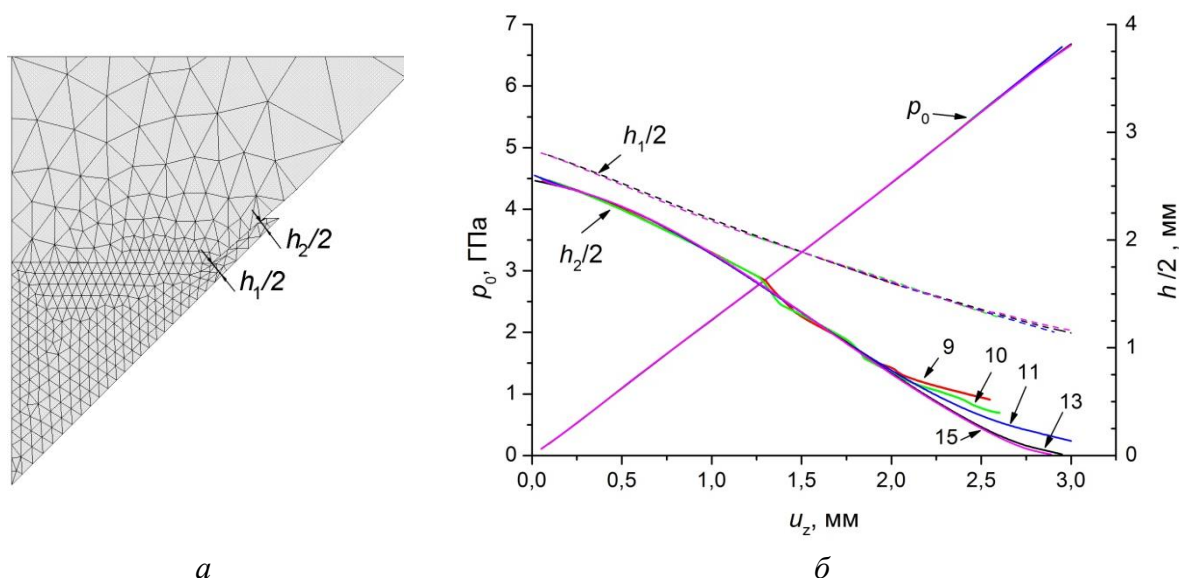


Рис. 3. Схема визначення товщини деформуючої прокладки (а), зміна тиску в центрі кубічного контейнера p_0 (б) та товщини деформуючої прокладки на початку ($h_1/2$) та в кінці ($h_2/2$) зони контакту з бічною поверхнею пуансона в процесі навантаження АВТ з пуансонами із довжиною скошеної бічної поверхні l – 9 мм, 10 мм, 11 мм, 13 мм та 15 мм

З наведених даних видно, що довжина скошеної бічної поверхні l пуансона практично не впливає на величини тиску в центрі контейнера і товщину деформуючої прокладки на початку ($h_1/2$) зони контакту з бічною поверхнею пуансона.

В той же час, після досягнення тиску $p_0 \sim 4,8\text{--}4,9$ ГПа в центрі контейнера, збільшення довжини l пуансона призводить до суттєвого зменшення товщини прокладки $h_2/2$ в кінці зони контакту. При цьому, для довжин l 13-15 мм значення товщини $h_2/2$ практично однакові.

Слід відмітити, що при досягненні значень товщини прокладки $h_2 \sim 0,5$ мм пуансоні через дуже тонкий прошарок пірофіліту починають тиснути один на одного, що призводить до різкого збільшення напружень в цих областях. Подальший стиск контейнера може призвести до стрімкого зростання напружень в пуансоні, перевищення рівня їх допустимих значень, що в підсумку призведе до руйнування пуансона.

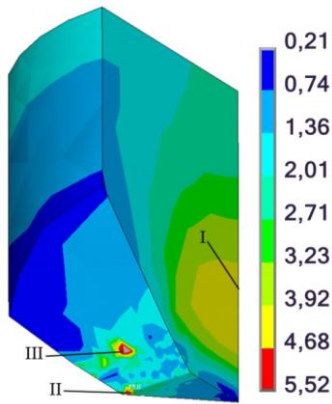


Рис. 4. Розподіл еквівалентних напружень (ГПа) в пуансоні при стиску контейнера

В результаті аналізу розподілу еквівалентних напружень в пуансоні при стиску контейнера (рис. 4) можливо виділити три області можливого руйнування пуансона: *I* – на осі симетрії над плоскою ділянкою робочої поверхні, *II* – на ребрі плоскої ділянки, *III* – на бічній поверхні поблизу лінії зміни кута її нахилу.

На рис. 5, 6 наведено одержані в результаті моделювання величини зміни тиску в центрі кубічного контейнера, товщини деформуючої прокладки в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона та еквівалентних напружень в пуансонах із довжиною скошеної бічної поверхні $l = 9$ мм, 10 мм, 11 мм, 13 мм та 15 мм в областях можливого

руйнування пуансонів в процесі навантаження.

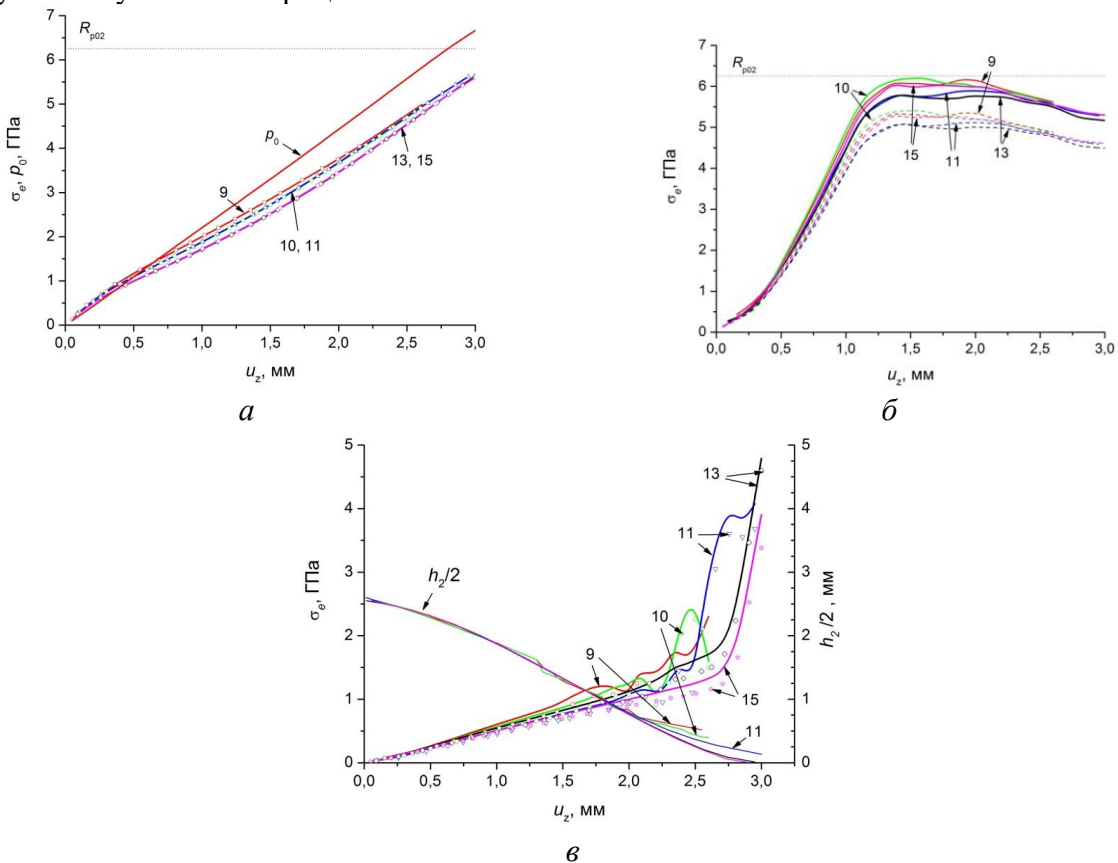


Рис. 5. Зміна тиску в центрі кубічного контейнера p_0 (ГПа), товщини деформуючої прокладки в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона $h_2/2$ (мм) та еквівалентних напружень σ_e^{III} (суцільна лінія), σ_e^{IV} (O, пунктирна лінія) (ГПа) в пуансоні АВТ із довжиною скошеної бічної поверхні $l = 9$ мм, 10 мм, 11 мм, 13 мм та 15 мм в областях його можливого руйнування *I* (а), *II* (б) та *III* (в) в процесі навантаження АВТ

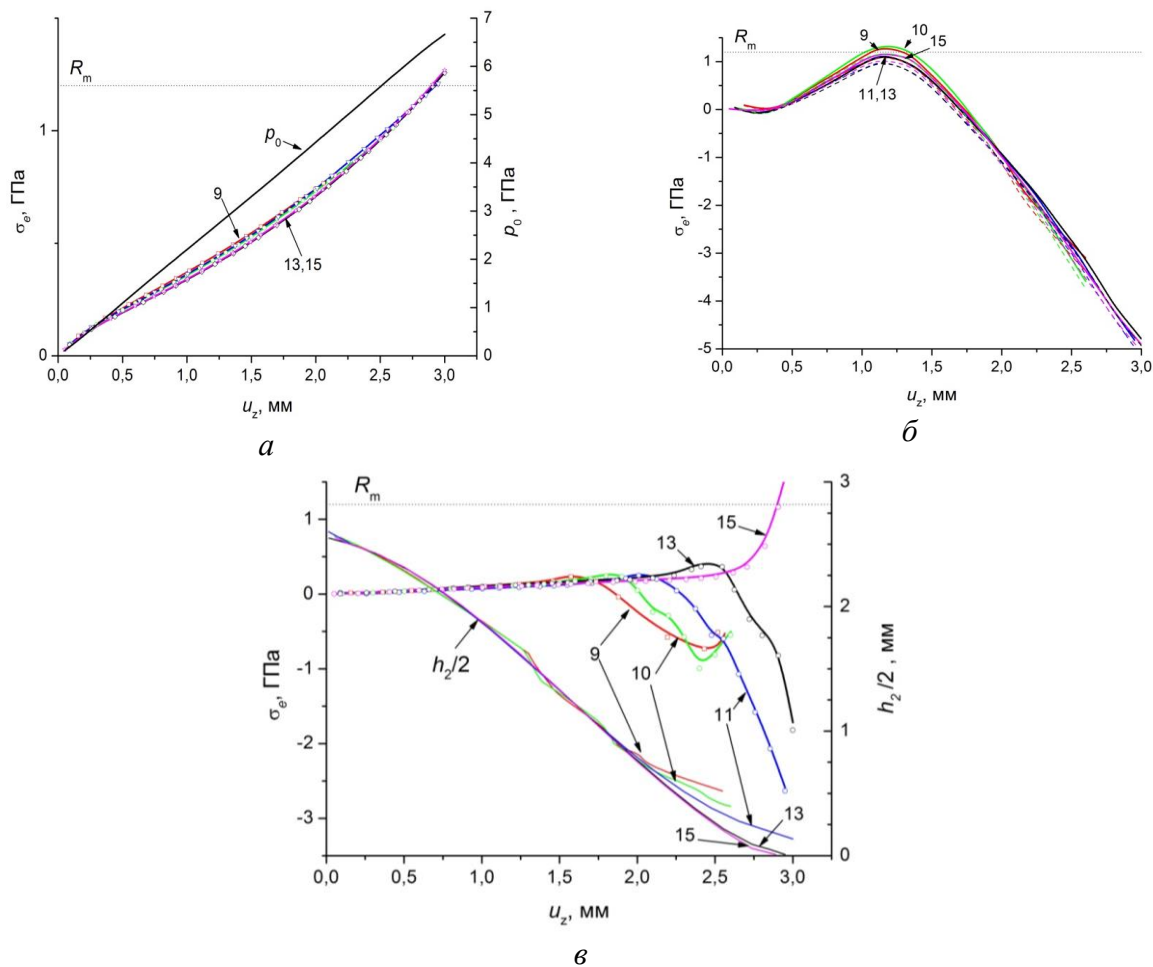


Рис. 6. Зміна тиску в центрі кубічного контейнера p_0 (ГПа), товщини деформуючої прокладки в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона $h_2/2$ (мм) та еквівалентних напружень, – σ_e^{Mor} (суцільна лінія), σ_e^{PL} (О, пунктирна лінія) (ГПа) в пуансоні АВТ із довжиною скошеної бічної поверхні l – 9 мм, 10 мм, 11 мм, 13 мм та 15 мм в областях його можливого руйнування I (а), II (б) та III (в) (див. рис. 6, б) в процесі навантаження АВТ

В області I можливого руйнування пуансона зміна довжини скошеної бічної поверхні l не суттєво впливає на величини еквівалентних напружень (див. рис. 5, а та 6, а). Беручи до уваги характеристики міцності твердого сплаву KF308, запас міцності, що мають пуанسونи при досягненні робочого для синтезу монокристалів алмазу тиску 5,5 ГПа в центрі кубічного контейнера, складає $\sim 27\%$ та 22% за напруженнями σ_e^{III} , σ_e^{IV} та σ_e^{Mor} , σ_e^{PL} відповідно.

В області II можливого руйнування пуансона (див. рис. 5, б та 6, б) найбільших значень еквівалентні напруження набувають на етапі формування деформуючої прокладки і початку герметизації ростової комірки. В подальшому напружений стан в цій області поступово наближається до всебічного стиску і рівень еквівалентних напружень суттєво зменшується. Зменшення довжини скошеної бічної поверхні l зумовлює зростання величини максимальних еквівалентних напружень. У випадку величини l 9 та 10 мм спостерігається перевищення (до 4 %) величини еквівалентних напружень σ_e^{Mor} границі міцності сплаву KF308 за умов нормального тиску. Без урахування впливу тиску на характеристики міцності твердого сплаву [12] запас міцності для довжини l скошеної бічної поверхні 9 мм, 10 мм, 11 мм, 13 мм та 15 мм становить відповідно 14.4, 13.6, 18.7, 19.0, 16.1 % (за напруженнями σ_e^{IV}), 1,6, 1,1, 6,1, 7,2, 4,0

% (за напруженнями σ_e^{III}), 10, 5,3, 19, 20, 15 % (за напруженнями σ_e^{PL}), 0, 0, 7.4, 9.2, 7,5 % (за напруженнями σ_e^{Mor}).

В області III можливого руйнування пуансона (див. рис. 5, в, та 6, в) величина максимальних еквівалентних напружень при робочому для синтезу монокристалів алмазу тиску 5,5 ГПа в центрі контейнера не перевищує $\sim 2,7$ ГПа (σ_e^{III} і σ_e^{IV}) та $\sim 0,25$ ГПа (σ_e^{Mor} і σ_e^{PL}), що суттєво нижче характеристик міцності матеріалу пуансонів. Але у випадку великої довжини l скошеної бічної поверхні (13 – 15 мм) подальше стиснення призводить до різкого збільшення еквівалентних напружень в цій області, що в підсумку може призвести до руйнування пуансонів.

Висновки

Результати комп'ютерного моделювання напружено-деформованого стану та оцінки міцності пуансонів шестипуансонного АВТ показали:

- розмір довжини скошеної бічної поверхні пуансона практично не впливає на величину згенерованого в пірофілітовому контейнері тиску;
- збільшення довжини скошеної бічної поверхні пуансона призводить до суттєвого зменшення товщини деформуючої прокладки $h_2/2$ в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона;
- зменшення довжини скошеної бічної поверхні зумовлює зростання величини максимальних еквівалентних напружень на ребрах плоскої ділянки робочої поверхні. У випадку малих значень довжини можливе руйнування ребер пуансона внаслідок недостатньої їх бічної підтримки ;
- після досягнення в центрі контейнера тиску 5,6 ГПа збільшення довжини скошеної бічної поверхні зумовлює різке зростання еквівалентних напружень в області на бічній поверхні пуансона поблизу лінії зміни кута її нахилу.

Таким чином, для досягнення тиску в центрі контейнера 5,5÷6.0 ГПа, у випадку кута нахилу скошеної бічної поверхні пуансона 40,5°, довжина скошеної бічної поверхні повинна дорівнювати 11-12 мм.

S. Polotnyak, O. Lyeshchuk, V. Lysakovskiy, S. Ivakhnenko

Bakul Institute for Superhard Materials NAS of Ukraine

NUMERICAL STUDY OF THE INFLUENCE OF THE BEVEL SIZE OF THE ANVIL OF A HIGH-PRESSURE CUBIC APPARATUS ON THE ANVIL STRENGTH AND THE LEVEL OF PRESSURE GENERATED

The purpose of the work is to determine the influence of the bevel size of the double-beveled anvils on the level of generated pressure in the six-anvil cubic apparatus and the anvil strength. Computer modeling using the finite element method of compression of a pyrophyllite container between anvils with a different bevel size has been carried out, and the limit states of the anvils have been investigated. It is shown that the bevel size has practically no effect on the pressure distribution generated in the container. Reducing the value of the bevel size leads to an increase in the magnitude of equivalent stresses in the region on the edges of the flat section of the working surface. At small lengths, the destruction of the anvil ribs is possible due to their insufficient lateral support.

Key words: *high pressure apparatus, computer modelling, pressure, stress-strain state.*

Література

1. Chien-Min J. Sung. Optimised cell design for high-pressure synthesis of diamond. *High Temp.–High Press.* 2001. Vol. 33. P. 489–501.
2. Wang H. K., He D. W. A hybrid pressure cell of pyrophyllite and magnesium oxide to extend the pressure range for large volume cubic presses. *High Press. Res.* 2012. Vol. 32. P. 186–194.
3. Полотняк С. Б., Лещук О. О., Ивахненко С. О., Заневський О. О., Савіцький О. В., Гордєєв С. О. Чисельне моделювання впливу фізико-механічних характеристик матеріалу пуансонів шестипуансонного кубічного апарата високого тиску на рівень досяжного тиску та граничний стан пуансонів. *Інструментальне матеріалознавство.* 2021. Вип. 24. С. 159–169.
4. Han Q. G., Jia X. P., Qin J. M., Li R., Zhang C., Li Z. C., Tian Y., Ma H. FEM study on a double-beveled anvil and its application to synthetic diamonds. *High Press. Res.* 2009. Vol. 29. P. 449–456.
5. Han Q. G., Yang W. K., Zhu P. W. Ban Q. C., Yan N., Zhang Q. Design and performance of tapered cubic anvil used for achieving higher pressure and larger sample cell. *Rev. Sci. Instrum.* 2013. Vol. 84. P. 073902-1–073902-5.
6. Лысаковский В. В., Новиков Н. В., Ивахненко С. А., Заневский О. А., Коваленко Т. В. Выращивание структурно совершенных монокристаллов алмаза при высоких давлениях и температурах. Обзор. *Сверхтв. материалы.* 2018. № 5. С. 25–37.
7. Bovsunovskiy O. V., Polotnyak S. B., Lusakovskyi V. V., Lyeshchuk O. O., Ivakhnenko S. O. Computer-aided simulation of the stress-strain and limit states of the pyrophyllite cell and punches of a six-punch high-pressure apparatus. *J. Superhard Mater.* 2020. Vol. 42, no. 2. P. 58–67.
8. Бакуль В. Н., Герасимович А. В., Ивахненко С. А. Зависимость напряжений сдвига литографского камня и пирофиллита от давления. *Синт. алмазы.* 1976. Вып. 2. С. 25–30.
9. Edmont J. M., Paterson M. S. Strength of solid pressure media and implications for high pressure apparatus. *Contrib. Mineral. Petrol.* 1971. Vol. 30, no. 2. P. 141–160.
10. Sachse W., Ruoff A. L. Elastic moduli of precompressed pyrophyllite used in ultrahigh pressure research. *J. Appl. Phys.* 1975. Vol. 46, no. 9. P. 3725–3730.
11. Герасимович А. В., Григорьев Н. М. Сопротивление сдвигу материалов деформируемых уплотнений твердофазовых аппаратов высокого давления. *Сверхтв. материалы.* 1996. № 1. С. 36–43.
12. Малиновский И. Ю., Ран Э. Н. Влияние изостатического давления на прочность материалов. Общие закономерности и прочность твердых сплавов. *Исследования по экспериментальной минералогии.* Новосибирск, 1978. С. 117–137.
13. Лошак М. Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. Киев: Наук. думка, 1984. 328 с.
14. Vandeput R. R., Mastrantonis N. A. Comparison of the strength of WC-Co measured by ring and transverse rupture strength specimens. *Mater. Sci. Engr. A.* 1988. Vol. 105–106, part 2. P. 423–428.

Надійшла 29.08.23

References

1. Chien-Min, J. Sung. (2001). Optimised cell design for high-pressure synthesis of diamond. *High Temp.–High Press.*, 33, 489–501.
2. Wang, H. K., & He, D. W. (2012). A hybrid pressure cell of pyrophyllite and magnesium oxide to extend the pressure range for large volume cubic presses. *High Press. Res.*, 32, 186–194.

3. Polotnyak S. B., Lyeshchuk O. O., Ivakhnenko S. O., et al. (2021). Numerical simulation of the influence of physico-mechanical characteristics of the punch material of a six-punch high-pressure cubic apparatus on the level of achievable pressure and punch strength. *Instrumentalne materialoznavstvo – Tooling materials science*, (24nd, p.159–168) [in Ukrainian].
4. Han Q. G., Jia X. P., Qin J. M. et al. (2009). FEM study on a double-beveled anvil and its application to synthetic diamonds. *High Press. Res.*, 29, 449–456.
5. Han, Q. G., Yang, W. K., Zhu, P. W., et al. (2013). Design and performance of tapered cubic anvil used for achieving higher pressure and larger sample cell. *Rev. Sci. Instrum.*, 84, 073902-1–073902-5.
6. Lysakovskiy, V. V., Novikov M. V., Ivakhnenko S. O., et al. (2018). Vyrashchivanie strukturno sovershennykh monokristallov almaza pri vysokikh davleniiah i temperaturakh. Obzor [Growing structurally perfect diamond single crystals at high pressure and temperature. Overview]. *Sverkhtv. Materialy. – Superhard Materials*, 5, 25–37 [in Russian].
7. Bovsunovskiy, O. V., Polotnyak, S. B., Lusakovskyi, et al. (2020). Computer-aided simulation of the stress-strain and limit states of the pyrophyllite cell and punches of a six-punch high-pressure apparatus. *J. Superhard Mater.*, 42, 2, 58–67.
8. Bakul, V. M., Gerasymovych, O. V., & Ivakhnenko, S. O. (1976). Zavisimost napriazhenii sdviga litografskogo kamnia i pirofillita ot davleniya [Dependence of shear stresses of lithographic stone and pyrophyllite on pressure]. *Sint. Almazы. – Synthetic Diamonds*, 2, 25–30 [in Russian].
9. Edmont, J. M., & Paterson, M. S. (1971). Strength of solid pressure media and implications for high pressure apparatus. *Contrib. Mineral. Petrol.*, 30(2), 141–160.
10. Sachse, W., & Ruoff, A. L. (1975). Elastic moduli of precompressed pyrophyllite used in ultrahigh pressure research. *J. Appl. Phys.*, 46(9) 3725–3730.
11. Gerasymovych, O. V., & Hryhoriev M. M. (1996). Soprotivlenie sdvigu materialov deformiruemyykh uplotnenii tverdogazovykh apparatov vysokogo davleniia [Shear resistance of materials of deformable seals of solid-phase high pressure apparatuses]. *Sverkhtv. Materialy. – Superhard Materials*, 1, 36–43 [in Russian].
12. Malinovskii, I. Yu., & Ran, E. N. (1978). Vliianie izostaticheskogo davleniia na prochnost materialov. Obshchie zakonomernosti i prochnost tverdykh splavov [Effect of isostatic pressure on the strength of materials. General laws and strength of hard alloys]. *Issledovaniia po eksperimentalnoi mineralogii. – Research in experimental mineralogy*. (pp. 117–137). Novosibirsk [in Russian].
13. Loshak, M. H. (1984). *Prochnost i dolgovechnost tverdykh splavov [Strength and durability of hard alloys]*. Nauk. Dumka [in Russian].
14. Vandeput R. R., Mastrantonis N. A. (1988). Comparison of the Strength of WC-Co Measured by Ring and Transverse Rupture Strength Specimens. *Mater. Sci. Engr. A*, 105–106(2). 423–428.