

7. Sobolev E. V., Litvin Yu. A., Samsonenko N. D., et al. (1968). O sostoianii prymesnoho azota v iskusstvennom almaze [On the state of impurity nitrogen in artificial diamond]. *FTT – PSS, 10, 7*, 2266–2268 [in Russian].
8. Chrenko, R. M., Strong, H. M., & Tuft, R. E. (1971). Dispersed paramagnetic nitrogen content in large laboratory diamond. *Phil. Mag., 23, 182*, 313–318.
9. Liu, X.B., Ma, H.A., Zhang, Z.F., et al. (2011). Effects of zinc additive on the HPHT synthesis of diamond in Fe–Ni–C and Fe–C systems. *Diamond and Related Materials, 20*, 468–474.
10. Shulzhenko, A.A., Ihnateva, Y.Yu., Osipov, A.S., et al. (2000). Diahramma sostoianiiia sistemy Zn–C pri davleniakh do 8 HPa [Diagram of the state of the Zn–C system at pressures up to 8 GPa]. *Sverkhtverdye materialy – Superhard materials, 4*, 10–13 [in Russian].
11. Turkevich, V.Z. Termodinamicheskii raschet diahrammy sostoianiiia sistemy Zn–C pri davleniakh do 8 HPa [Thermodynamic calculation of the phase diagram of the Zn–C system at pressures up to 8 GPa]. *Sverkhtverdye materialy – Superhard materials, 4*, 14–18 [in Russian].
12. Malogolovets, V.G., Chipenko, G.V., & Ivakhnenko S.A. (1991). Izmeneniia v primesnom sostave monokristallov sinteticheskoho almaza pri termobaricheskoi obrabotke [Changes in the Impurity Composition of Synthetic Diamond Single Crystals during Thermobaric Treatment]. *Sverkhtverdye materialy – Superhard materials, 1*, 14–17 [in Russian].

УДК 004.94:539.893:539.4

DOI: 10.33839/2708-731X-25-1-154-163

С. Б. Полотняк, канд. техн. наук; **О. О. Лещук**, д-р техн. наук; **В. В. Лисаковський**, д-р техн. наук; **С. О. Івахненко**, чл.-кор. НАН України

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

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ВПЛИВУ РОЗМІРУ ОПОРНОЇ ПОВЕРХНІ ПУАНСОНІВ ШЕСТИПУАНСОННОГО КУБІЧНОГО АПАРАТА ВИСОКОГО ТИСКУ НА РІВЕНЬ ДОСЯЖНОГО ТИСКУ ТА ГРАНИЧНИЙ СТАН ПУАНСОНІВ

Метою роботи є визначення впливу розміру опорної 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 різним діаметром опорної поверхні; досліджено напружено-деформований і граничний стани контейнера і пуансонів в процесі деформування. Встановлено, що розмір опорної поверхні практично не впливає на характер розподілу тиску, згенерованого в контейнері. Зменшення розміру опорної поверхні зумовлює збільшення величини еквівалентних напружень в області на осі симетрії над плоскою ділянкою робочої поверхні. Тому недоцільно суттєво зменшувати розмір опорної поверхні пуансонів.

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) [1–3]. Такі апарати, оснащені пуансонами з найміцніших на даний час конструкційних матеріалів – високоякісних вольфрам-кобальтових твердих сплавів, – здатні створювати та підтримувати протягом тривалого часу в достатньо великих ростових об'ємах (понад 10 см³) високий квазігидростатичний тиск 6–8 ГПа при температурі до 1800 °С. Рівень досяжного в АВТ тиску обумовлений як фізико-механічними характеристиками матеріалу пуансонів [4], так і їх конструкційними (розмірними) параметрами.

Метою даної роботи є визначення впливу розміру опорної поверхні пуансонів на рівень згенерованого в АВТ тиску та граничний стан пуансонів. Для цього проведено комп'ютерне моделювання з використанням методу скінченних елементів процесів стиску в шестипуансонному АВТ пірофілітового контейнера між пуансонами із вольфрам-кобальтового твердого сплаву KF308 із різним діаметром опорної 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) [5]. 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 [6].

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.

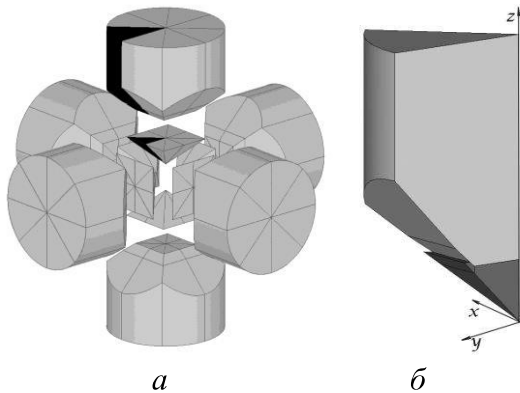


Рис. 1. Розрахункова схема шестипуансонного АВТ, що складається з контейнера та шести стискаючих пуансонів (а), та її 1/48 частина (б)

пуансонами і утворює так звані деформуючі прокладки довжиною 3–4 мм. Величина тиску в контейнері становить ~ 0,2 ГПа з практично рівномірним його розподілом. На другому етапі довжина деформуючих прокладок досягає кінцевих значень в 11–13 мм, ростова комірка герметизується зі створенням робочого тиску.

Моделювання процесу стиску контейнера починали з другого етапу, тобто кінцева стадія першого етапу була прийнята як початкова умова. Таке допущення дозволяє уникнути розбіжності у розв'язку задачі через високу спотвореність геометрії

Процес навантаження контейнера в шестипуансонному АВТ поділено на два етапи. На першому етапі матеріал контейнера починає витікати в зазори між

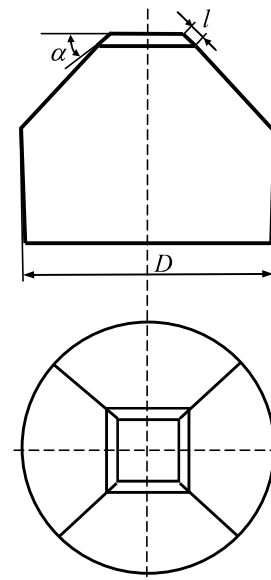


Рис. 2. Геометричні параметри пуансона

скінченних елементів і складний механізм пластичної течії матеріалу контейнера в кутах робочої поверхні кубічних пуансонів на першому етапі стиску.

Чисельне моделювання проведено для трьох варіантів діаметра D опорної поверхні пуансона (рис. 2): 100, 128 (стандартний) та 140 мм. 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 [7–12].

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; σ_1 , σ_2 , σ_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.

При оцінюванні міцності враховували вплив гідростатичного тиску на границю міцності матеріалу пуансонів, що обумовлено характером їх напруженого стану – у найбільш навантажених та небезпечних з точки зору руйнування зонах матеріал пуансонів перебуває в умовах всебічного стиску. Так, для вольфрам-кобальтових твердих сплавів із вмістом кобальту 3–8 мас. % залежність границь плинності та міцності від тиску p має вигляд [11]

$$R_{p0,2} = R_{p0,2}^0 + R'_{p0,2} p, \quad R_{cm} = R_{cm}^0 + R'_{cm} p,$$

де $R_{p0,2}^0$, R_{cm}^0 , $R'_{p0,2}$, R'_{cm} – відповідно границі плинності і міцності під час стиску за умов нормального тиску та їх похідні по тиску. Вказана залежність дає можливість визначати вимоги до границі міцності пуансонів АВТ для забезпечення їх працездатності при створенні

високого тиску із урахуванням зміцнення. Для сплавів із вмістом кобальту 3–8 мас. % за даними [11, 12] $R'_{p0,2} = 0,08 \div 0,12$, $R'_{cm} = 3 \div 4$. Оскільки у небезпечних з точки зору руйнування пуансонів областях значення гідростатичного тиску дорівнює $5 \div 8$ ГПа, для границі плинності сплаву KF308 із урахуванням зміцнення під дією тиску маємо $R_{p0,2} \approx 7$ ГПа.

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 у літературі практично відсутні дані щодо границі міцності під час розтягування, тому для оцінки величини R_m використовували результати роботи [13] по дослідженню зв'язку між границями міцності на триточковий згин (TRS) та R_m твердих сплавів. Так, для сплавів із вмістом кобальту $3 \div 8$ мас. % $R_m = (0,5 \div 0,7) \text{ TRS}$. Для сплаву KF308 маємо: $R_m = (0,5 \div 0,7) \cdot 2,56$ ГПа $\approx 1,2$ ГПа.

Напружено-деформований та граничний стан АВТ

Характер розподілу тиску в кубічному контейнері АВТ при переміщенні пуансонів $u_z = 2,85$ мм показано на рис. 3. З наведених даних видно, що розмір опорної поверхні пуансона практично не впливає на розподіл тиску в контейнері.

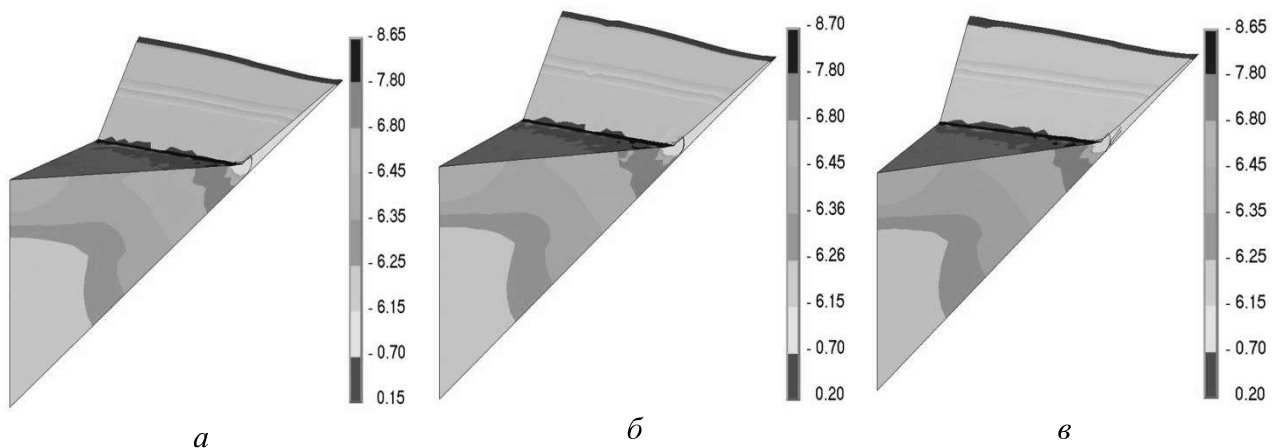


Рис. 3. Розподіл гідростатичного тиску (ГПа) в кубічному контейнері при його стиску в АВТ: а – $D = 100$ мм, б – $D = 128$ мм, в – $D = 140$ мм

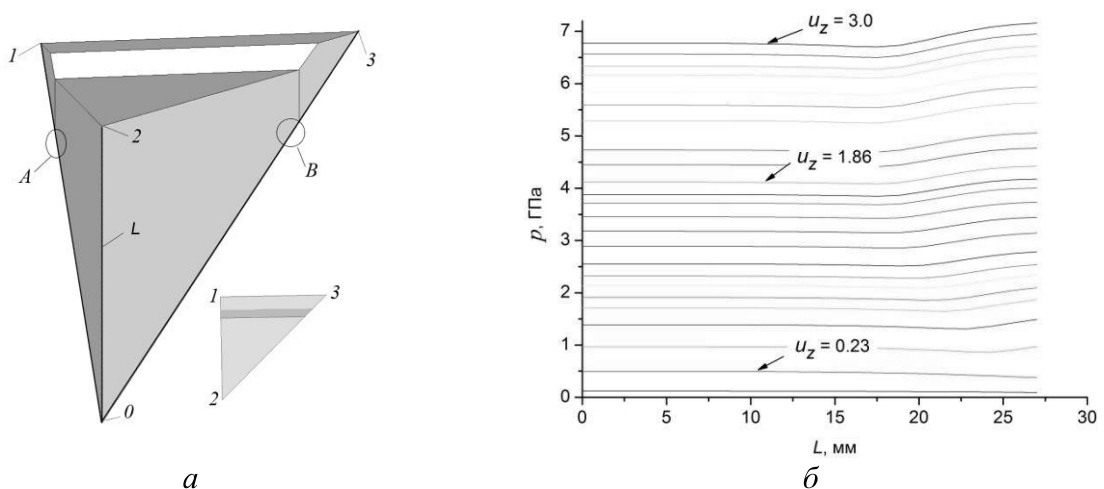


Рис. 4. Схема розрахункової частини zdeформованого контейнера (а) та зміна тиску в ньому вздовж напрямку 0–2 (б) в процесі стиску ($D = 140$ мм)

На рис. 4 наведено зміну тиску в zdeформованому контейнері вздовж напрямку 0–2 від його центру.

Як видно, в центральній частині контейнера (на довжині L до 13 мм) градієнт тиску практично відсутній ($< 0,001$ ГПа/мм), що пояснюється віддаленістю даної частини матеріалу контейнера від пуансонів – вона не бере участі в утворенні деформуючої прокладки, а лише стискається рівномірно з усіх сторін. В областях сходження пуансонів (A, B) має місце суттєва концентрація напружень, обумовлена витіканням матеріалу контейнера в зазори між пуансонами з утворенням деформуючої прокладки. По мірі навантаження сили тертя між пуансоном і прокладкою зростають, що призводить до сповільнення витікання матеріалу контейнера, ростова комірка герметизується і тиск підвищується у всьому об'ємі контейнера. Рівень напружень в деформуючій прокладці суттєво зростає і забезпечує достатню силову підтримку бокових поверхонь пуансона.

На рис. 5 показано одержані в результаті моделювання дані зі зміни величини гідростатичного тиску в центрі кубічного контейнера та товщини деформуючої прокладки на початку і в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона в процесі навантаження АВТ.

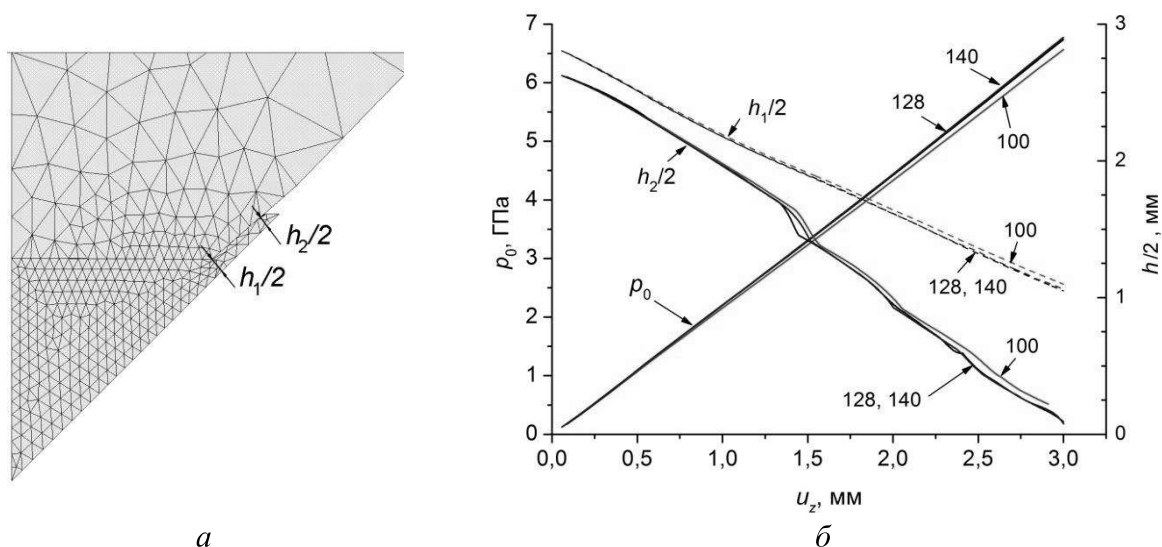


Рис. 5. Схема визначення товщини деформуючої прокладки (а), зміна гідростатичного тиску в центрі кубічного контейнера p_0 (б) та товщини деформуючої прокладки на початку ($h_1/2$) та в кінці ($h_2/2$) зони контакту з бічною поверхнею пуансона в процесі навантаження АВТ з пуансонами із діаметрами опорної поверхні 100, 128 та 140 мм

З наведених даних видно, що розмір опорної поверхні пуансона не суттєво впливає на зміну величини гідростатичного тиску в центрі контейнера і товщини деформуючої прокладки: для діаметрів 128 і 140 мм графіки практично співпадають, а для діаметра 100 мм різниця не перевищує 3–4 %. По мірі стиску контейнера товщина деформуючої прокладки зменшується практично лінійно. При досягненні значень товщини прокладки $h_2/2 \sim 0,6$ мм пуансони починають через дуже тонкий прошарок пірофіліту тиснути один на одного, що призводить до різкого збільшення напружень в цих областях. Подальший стиск контейнера призводить до стрімкого зростання напружень і перевищення рівня їх допустимих значень – в пуансонах виникають і починають розвиватися мікротріщини, що в підсумку призводить до їх руйнування.

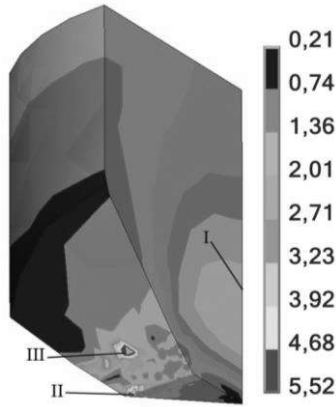


Рис. 6. Розподіл еквівалентних напружень (ГПа) в пуансоні з діаметром опорної поверхні 128 мм при стиску контейнера ($u_z = 2,9$ мм)

На рис. 6 наведено розподіл еквівалентних напружень в пуансоні з діаметром опорної поверхні 128 мм при стиску пірофілітового контейнера. Можна виділити три області можливого руйнування пуансона при навантаженні: *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. 7, 8 наведено одержані в результаті моделювання величини зміни гідростатичного тиску в центрі кубічного контейнера, товщини деформуючої прокладки в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона та еквівалентних

напружень в пуансонах із діаметрами опорної поверхні 100, 128 та 140 мм в областях можливого руйнування пуансонів в процесі навантаження.

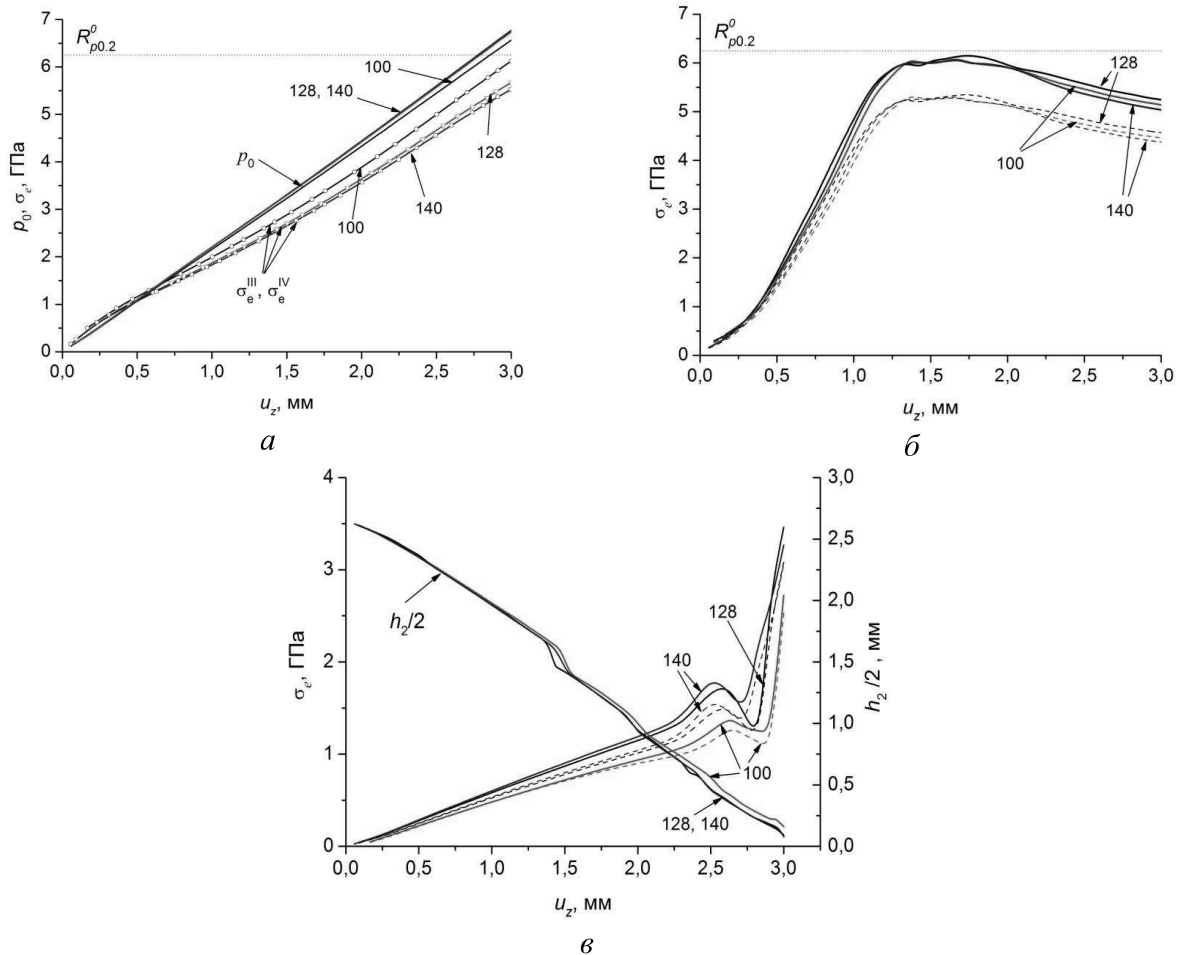


Рис. 7. Зміна гідростатичного тиску в центрі кубічного контейнера p_0 , товщини деформуючої прокладки в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона $h_2/2$ та еквівалентних напружень σ_e^{III} (суцільна лінія), σ_e^{IV} (О, пунктирна лінія) в пуансоні з діаметрами опорної поверхні 100, 128 та 140 мм в областях його можливого руйнування *I* (а), *II* (б) та *III* (в) (див. рис. 6) в процесі навантаження АВТ

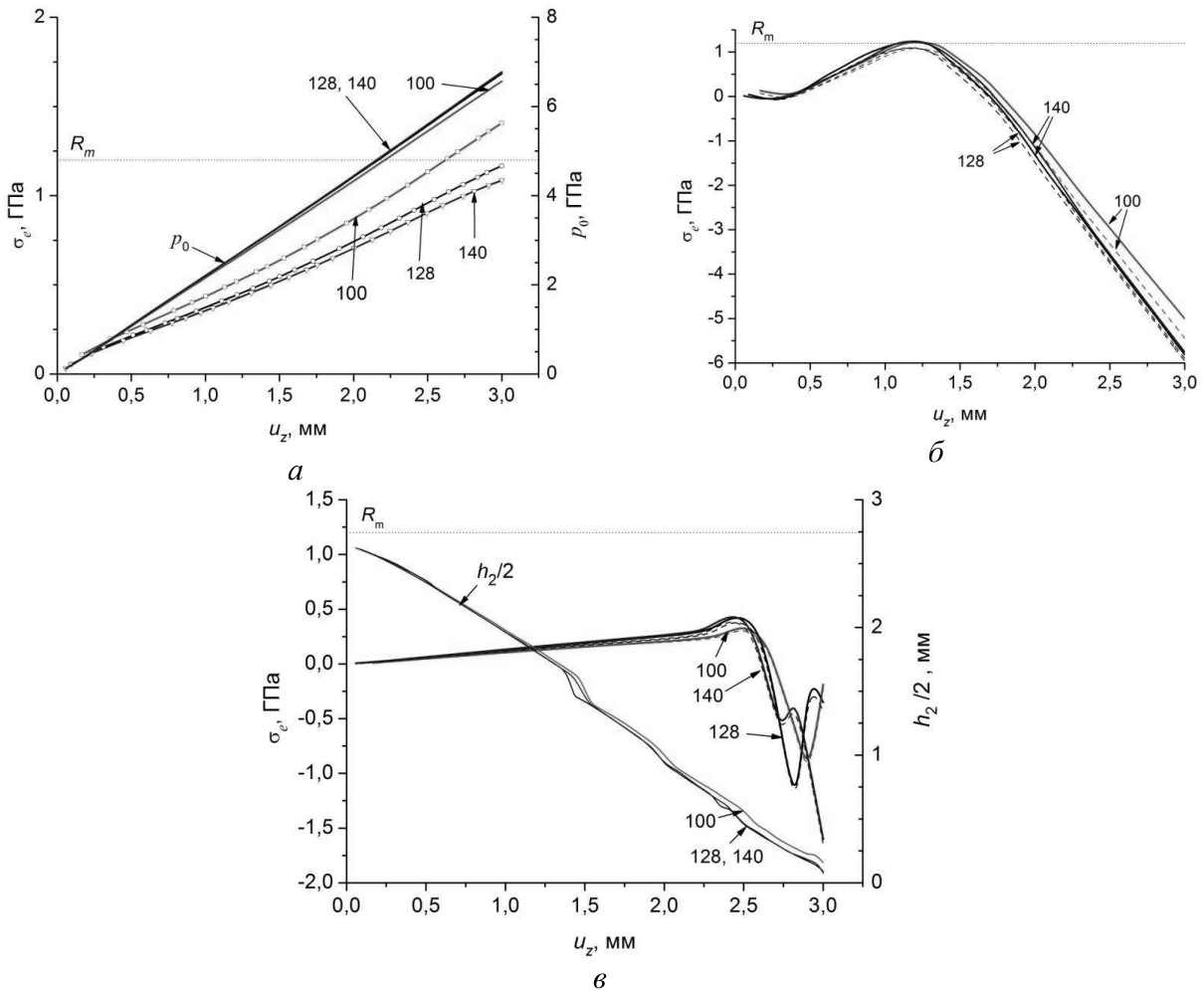


Рис. 8. Зміна гідростатичного тиску в центрі кубічного контейнера p_0 , товщини деформуючої прокладки в кінці зони контакту з бічною поверхнею пуансона $h_2/2$ та еквівалентних напружень σ_e^{Mor} (суцільна лінія), σ_e^{PL} (О, пунктирна лінія) в пуансоні з діаметрами опорної поверхні 100, 128 та 140 мм в областях його можливого руйнування I (а), II (б) та III (в) (див. рис.б) в процесі навантаження АВТ

Розрахунки підтверджують, що в дослідженому діапазоні зміни діаметра опорної поверхні пуансона її розмір практично не впливає на характер розподілу гідростатичного тиску (див. рис. 3) в пірофілітовому контейнері та величину тиску в центрі контейнера (див. рис. 5, б) при стиску в АВТ. Зменшення розміру опорної поверхні пуансона призводить до незначного ($\sim 1\%$) зниження тиску p_0 . На зміну величин товщини деформуючої прокладки на початку ($h_1/2$) та в кінці ($h_2/2$) зони контакту з бічною поверхнею пуансона зміна розміру опорної поверхні теж впливає несуттєво: при зменшенні розміру опорної поверхні спостерігається незначне збільшення товщини прокладки. Так, для $h_1/2$ різниця не перевищує 1–1,5 %, а для $h_2/2$ – 2–3%.

В області I можливого руйнування пуансона зменшення розміру опорної поверхні пуансона зумовлює збільшення величини еквівалентних напружень (див. рис. 7, а, 8, а). Слід відмітити, що в даній області спостерігається співпадіння розрахованих за різними теоріями міцності величин еквівалентних напружень – σ_e^{III} з σ_e^{IV} та σ_e^{Mor} з σ_e^{PL} відповідно. Беручи до уваги характеристики міцності твердого сплаву KF308, можна розрахувати запас міцності, що мають пуанسونи з різним діаметром опорної поверхні для досягнення робочого для синтезу

монокристалів алмазу тиску 5,5 ГПа в центрі кубічного контейнера. За напруженнями σ_e^{III} і σ_e^{IV} запас міцності складає 19, 26 і 28 % для діаметрів опорної поверхні 100, 128 і 140 мм відповідно. А за напруженнями σ_e^{Mor} і σ_e^{PL} – 5, 20 і 24 % для діаметрів опорної поверхні 100, 128 і 140 мм відповідно. Тобто, недоцільно суттєво зменшувати розмір опорної поверхні пуансонів.

В області II можливого руйнування пуансона (див. рис. 7, б, 8, б) зміна розміру його опорної поверхні практично не впливає на величину максимальних еквівалентних напружень в цій області – різниця не перевищує 1,5 %. Максимальних значень еквівалентні напруження набувають на етапі завершення 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. Максимальні еквівалентні напруження на 5 % нижчі за характеристики міцності сплаву KF308; беручи до уваги вплив гідростатичного тиску на характеристики міцності твердих сплавів, запас міцності становитиме ~ 15 %.

В області III можливого руйнування пуансона (див. рис. 7, б, 8, б) величина еквівалентних напружень досягає значень ~ 1,7 ГПа (σ_e^{III} і σ_e^{IV}) та ~ 0,4 ГПа (σ_e^{Mor} і σ_e^{PL}), що суттєво нижче характеристик міцності матеріалу пуансонів. Але при досягненні критичної товщини прокладки $h_2/2 \sim 0,6$ мм пуансони починають тиснути один на одного через дуже тонкий прошарок пірофіліту, що призводить до різкого збільшення напружень в цій області. І при подальшому стиску контейнера рівень напружень в пуансонах може перевищити допустимі значення, що в підсумку призведе до їх руйнування. Зміна розміру опорної поверхні практично не впливає на величини еквівалентних напружень, розрахованих за критеріями міцності Мора і Писаренка–Лебедєва, а у випадку σ_e^{III} і σ_e^{IV} зменшення діаметра опорної поверхні з 140 до 100 мм призводить до зменшення величини еквівалентних напружень на 8–12 %.

Висновки

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

- розмір опорної поверхні пуансона практично не впливає на величину згенерованого в пірофілітовому контейнері тиску та товщину зформованих деформуючих прокладок;
- зменшення розміру опорної поверхні пуансона зумовлює збільшення величини еквівалентних напружень в області на осі симетрії над плоскою ділянкою робочої поверхні. Тому недоцільно суттєво зменшувати розмір опорної поверхні пуансонів.

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

Bakul Institute for Superhard Materials NAS of Ukraine

NUMERICAL SIMULATION OF THE INFLUENCE OF THE PUNCH SUPPORT SURFACE SIZE OF A SIX-PUNCH HIGH-PRESSURE CUBIC APPARATUS ON THE LEVEL OF ACHIEVABLE PRESSURE AND LIMIT STATE OF THE PUNCHES

The aim of the work is to determine the influence of the support surface size of the punches on the level of the generated pressure in the six-punch cubic apparatus and the limit state of the punches. Computer modeling of compression of a pyrophyllite container between punches with a different diameter of the supporting surface using the finite element method has been carried out; the stress-strain and limit states of the container and punches in the process of deformation have been investigated. It is shown that the support surface size has practically no effect on the distribution of pressure generated in the container. A decrease in the size leads to an increase in the magnitude of equivalent stresses in the axis of symmetry region, above the flat section of the working surface. Therefore, it is impractical to significantly reduce the size of the support surface of the punches.

Key words: high pressure apparatus, computer modeling, 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. Han Q. G., Yang W. K., Zhu P. W. et al. 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.
3. 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.
4. Полотняк С. Б., Лещук О. О., Ивахненко С. О. та ін. Чисельне моделювання впливу фізико-механічних характеристик матеріалу пуансонів шестипуансонного кубічного апарата високого тиску на рівень досяжного тиску та граничний стан пуансонів // *Інструментальне матеріалознавство. Зб. наук. пр. – Випуск 24.* – К.: ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 2021. – С. 159–168.
5. Лысаковский В. В., Новиков Н. В., Ивахненко С. А. и др. Выращивание структурно совершенных монокристаллов алмаза при высоких давлениях и температурах. Обзор // *Сверхтв. материалы.* – 2018. – № 5. – С. 25–37.
6. Бовсунівський О. В., Полотняк С. Б., Лисаковський В. В. та ін. Комп'ютерне моделювання напружено-деформованого і граничного станів пірофілітового контейнера та пуансонів шестипуансонного апарата високого тиску // *Сверхтв. материалы.* – 2020. – № 2. – С. 12–23.
7. 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.
8. Edmont J. M., Paterson M. S. Strength of solid pressure media and implications for high pressure apparatus // *Contributions to Mineralogy and Petrology.* – 1971. – Vol. 30, N 2. – P. 141–160.
9. Sachse W., Ruoff A. L. Elastic moduli of precompressed pyrophyllite used in ultrahigh pressure research // *J. Appl. Phys.* – 1975. – Vol. 46, N 9. – P. 3725–3730.
10. Герасимович А. В., Григорьев Н. М. Сопротивление сдвигу материалов деформируемых уплотнений твердофазовых аппаратов высокого давления // *Сверхтв. материалы.* – 1996. – № 1. – С. 36–43.
11. 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.
12. Лошак М. Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1984. – 328 с.
13. Vandeput R. R., Mastrantonis N. A Comparison of the Strength of WC-Co Measured by Ring and Transverse Rupture Strength Specimens // *Mater. Sci. Engr.* – 1988. – A105/106. – P. 423–428.

Надійшла 14.08.22

References

1. Sung C.-M., J. (2001). Optimised cell design for high-pressure synthesis of diamond. *High Temp. – High Press.*, 33, 489–501.
2. 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.

3. 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.
4. 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*, 24, 159–168 [in Ukrainian].
5. Lysakovskiy, V. V., Novikov, M. V., Ivakhnenko, S. O., et al. (2018). Vyrashchivanie strukturno sovershennykh monokristallov almaza pri vysokikh davleniakh i temperaturakh. Obzor [Growing structurally perfect diamond single crystals at high pressure and temperature. Overview]. *Sverkhtv. Materialy. – Superhard Materials*, 5, 25–37 [in Russian].
6. Bovsunovskiy, O. V., Polotnyak, S. B., Lysakovskiy, 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.
7. 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].
8. Edmont, J. M., & Paterson, M. S. (1971). Strength of solid pressure media and implications for high pressure apparatus. *Contributions to Mineralogy and Petrology*, 30, 2, 141–160.
9. Sachse, W., & Ruoff, A. L. (1975). Elastic moduli of precompressed pyrophyllite used in ultrahigh pressure research. *J. Appl. Phys*, 46, 9, 3725–3730.
10. Gerasymovych, O. V., & Hryhoriev M. M. (1996). Soprotivlenie sdvigu materialov deformiruemyykh uplotnenii tverdofazovykh 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].
11. Malinovskii, I. Yu., & Ran, E. N. (1978). Vliianie izostaticheskogo davleniia na prochnost materialov. Obshchie zakonomernosti i prochnost tverdyykh 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].
12. Loshak, M. H. (1984). *Prochnost i dolgovechnost tverdyykh splavov [Strength and durability of hard alloys]*. Kiev: Nauk. Dumka [in Russian].
13. 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.*, A105/106, 423–428.