

В. А. Дутка, канд. техн. наук; **А. Л. Майстренко**, чл.-кор. НАН України;
О. І. Боримський, В. Г. Кулич, кандидати технічних наук
Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України, вул. Автозаводська 2,
04074 м. Київ; e-mail: vadutka@ukr.net

МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛООВОГО СТАНУ КОМІРКИ АПАРАТУ ВИСОКОГО ТИСКУ ПРИ СПІКАННІ КРУПНОГАБАРИТНИХ ВИРОБІВ ІЗ КАРБІДУ БОРУ

На основі методу скінченних елементів розроблена комп'ютерна модель температурного поля в робочій комірці апарату високого тиску (АВТ) в процесі спікання крупногабаритних виробів із карбиду бору при температурах 1700–1750 °С. Враховано залежність теплофізичних властивостей зразка від пористості та температури в процесі спікання. Показано, що шляхом вибору геометричних параметрів конструктивних елементів комірки АВТ можна вибрати таку її конструкцію, при використанні якої можна забезпечити в зразку в процесі спікання практично однорідне температурне поле та однорідність щільності і фізико-механічних властивостей спеченого зразка.

Ключові слова: карбід бору, спікання, високий тиск, температурне поле, комп'ютерне моделювання.

Вступ

Карбід бору має високу твердість, низьку щільність, високу температуру плавлення, високу хімічну стійкість і є одним із лідерів серед зносостійких керамічних матеріалів [1–4]. Поєднання таких властивостей робить цей матеріал важливим для виготовлення високозносостійких та термостійких деталей, ріжучих інструментів, керамічних підшипників, елементів броні. Однак виготовлення виробів із порошкових сумішей на основі В₄С обмежується значними труднощами, пов'язаними з такими його властивостями, як висока температура плавлення, низька пластичність, малий коефіцієнт самодифузії. Тому для отримання високощільних виробів із карбиду бору методами порошкової металургії необхідно проводити спікання порошкових сумішей при високих температурах і відповідних тисках.

На даний час існує ряд основних методів отримання виробів у порошковій металургії і, зокрема, виробів на основі карбиду бору [1–10]: вільне спікання, гаряче ізостатичне пресування, гаряче пресування в графітових прес-формах, електророзрядне спікання, мікрохвильове спікання, спікання в апаратах високого тиску. Кожен із цих методів має свої недоліки і переваги. Залежно від функціонального призначення, вартості отриманого виробу та можливості спікання виробу з потрібними характеристиками використовується певний з цих методів або поєднання деяких з них [2].

З метою отримання щільних та міцних виробів на основі карбиду бору важливо мати можливість змінювати такі параметри спікання як тиск і температура та швидкість спікання в широких межах. Для цього є придатною технологія спікання при високому тиску: останнім часом починає з'являтися все більше статей про роботу в цьому напрямі [9, 10]. При використанні цього способу спікання необхідно вирішувати задачу по вибору режимних параметрів. Тиск і температура активують процес ущільнення; підвищення тиску і температури спікання призводить до збільшення щільності виробу; збільшення тиску спікання гальмує зростання розмірів зерен, а збільшення температури сприяє їх зростанню. Отже, спікання потрібно здійснювати при тиску, достатньому для отримання необхідної щільності матеріалу виробу і запобігання значного зростання розмірів зерен. При цьому температура має бути нижчою від температури початку інтенсивного зростання розміру зерна, але достатньо високою для активації процесу ущільнення і забезпечення необхідної щільності виробу.

Для вибору режимних параметрів доцільно використати результати робіт, присвячених спіканню при високих тисках порошкових сумішей на основі карбіду бору [9–13], де показано, що в процесі спікання при тиску 80 МПа при досягненні температури $T_d = 1400\text{--}1500\text{ }^\circ\text{C}$ починається суттєве ущільнення порошкового зразка, і при досягненні температури $1700\text{ }^\circ\text{C}$ щільність стає більшою за 99 %, а помітний ріст зерна структури починається при температурі $T_g = 1700\text{ }^\circ\text{C}$.

У даній роботі на основі методу скінченних елементів розроблена комп'ютерна модель температурного поля в робочій комірці апарату високого тиску (АВТ) в процесі спікання крупногабаритних виробів на основі карбіду бору при тиску 0,5–1,0 ГПа та температурі 1700–1750 °С. Оскільки є чітка кореляція між температурою спікання, щільністю матеріалу та характеристиками міцності (твердість, ударна в'язкість) спеченого виробу [11–13], тому є важливим забезпечення допустимого – не більше 50 градусів — перепаду температури в заготовці на стадії витримки при завершенні формування властивостей виробу. В зв'язку з цим у роботі розглянуто декілька компоновок робочої комірки АВТ з метою вибору з них такої, з використанням якої досягається малий перепад температури в об'ємі заготовки на стадії витримки. Зазначимо, що на даний час існують публікації по моделюванню теплових полів в АВТ, зокрема робота [14] присвячена вибору оптимальних конструкцій робочої комірки АВТ.

Математична модель

У робочій комірці АВТ у процесі спікання протікає електричний струм промислової частоти 50 Гц. В результаті протікання струму в електропровідних елементах установки діють джоулеві джерела тепла, що призводить до нагрівання цих та інших елементів установки. Оскільки робоча комірка має вісь симетрії і площину симетрії, то в комп'ютерній моделі вибрано чверть осьового перетину робочої комірки АВТ (рис. 1).

Для моделювання електричного і температурного полів використовується аналогічно [15] зв'язана система рівнянь квазістаціонарної електропровідності та нестационарної теплопровідності

$$\operatorname{div}(\sigma \operatorname{grad} U) = 0, \quad c\gamma \frac{\partial T}{\partial t} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + \sigma(\operatorname{grad} U)^2 \quad (1)$$

з початковими

$$U(r, z, 0) = 0, \quad T(r, z, 0) = T_0 \quad (2)$$

і граничними умовами на зовнішніх поверхнях розрахункової області

$$U(r, z, t) = f(t), \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial n}(r, z, t) = \alpha_1(T_C - T), \quad (r, z) \in S_{AB}; \quad (3)$$

$$\sigma \frac{\partial U}{\partial n}(r, z, t) = 0, \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial n}(r, z, t) = \alpha_2(T_C - T), \quad (r, z) \in S_{B-H}; \quad (4)$$

$$\sigma \frac{\partial U}{\partial n}(r, z, t) = 0, \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial n}(r, z, t) = \alpha_3(T_C - T), \quad (r, z) \in S_{H-P}; \quad (5)$$

умовами на поверхні симетрії

$$U(r, z, t) = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial n}(r, z, t) = 0, \quad (r, z) \in S_{OP} \quad (6)$$

та на осі симетрії

$$\frac{\partial U}{\partial n}(r, z, t) = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial n}(r, z, t) = 0, \quad (r, z) \in AO, \quad (7)$$

де $U = U(r, z, t)$, $T = T(r, z, t)$ – відповідно діюча величина електричного потенціалу і температура в момент часу t в точці з координатами r і z в циліндричній системі координат; σ , γ , c і λ – питома електропровідність, густина, питома теплоємність і коефіцієнт теплопровідності відповідно, які є

функціями температури і координат точки; T_0 – початкова температура (20 °С), T_C – температура зовнішнього повітряного середовища (20 °С); $\alpha_1 = 30$ Вт/(м²·град) – ефективний коефіцієнт теплообміну з плитою від пресу, розрахований на основі апроксимації теплового потоку через блок решти пластин пресу з урахуванням експериментальних даних про температуру цього блоку до 40 °С [14]; $\alpha_2 = 15$ Вт/(м²·град) – коефіцієнт конвективного теплообміну із зовнішнім повітряним середовищем і $\alpha_3 = 1000$ Вт/(м²·град) – коефіцієнт теплообміну на поверхнях елементів АВТ, які охолоджуються потоком води в процесі спікання.

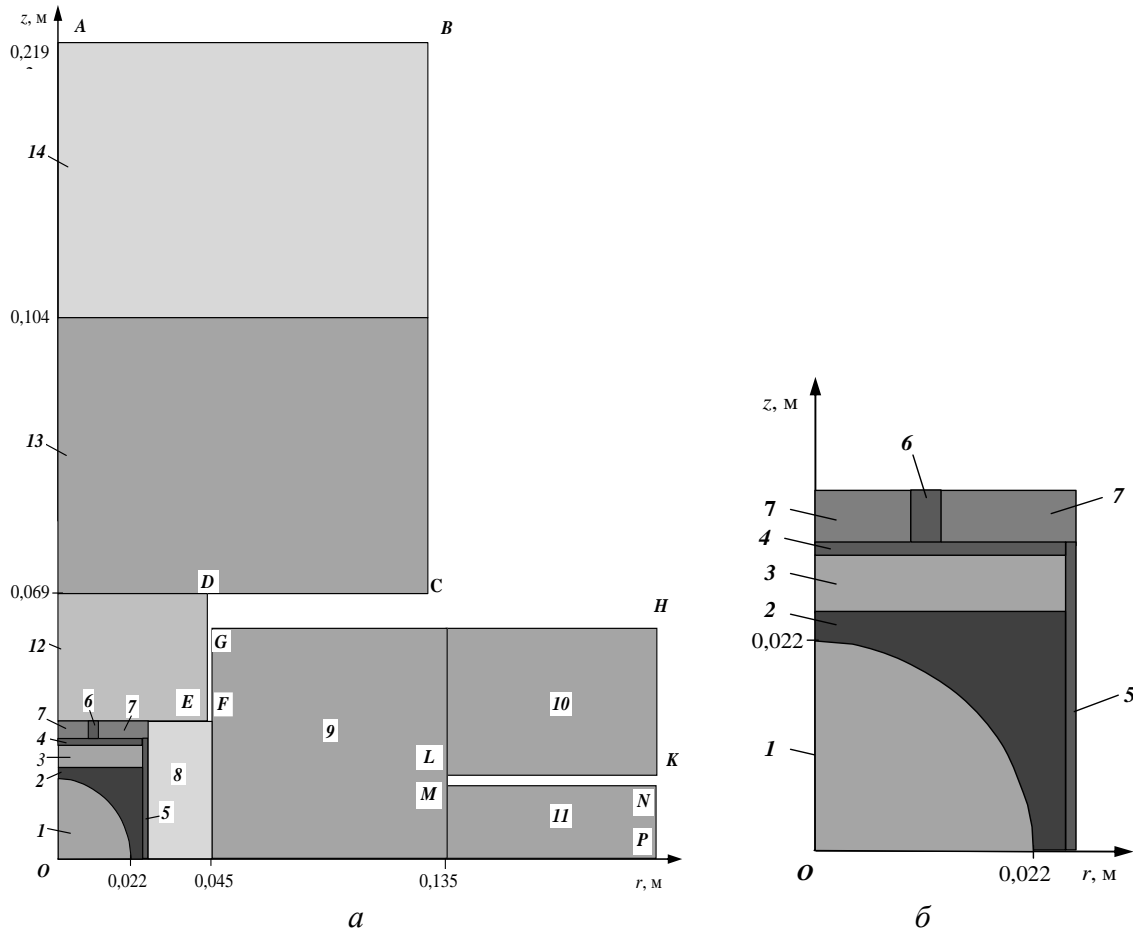


Рис. 1. Схеми робочої комірки АВТ (чверть осьового перетину): а – загальна компоновка, б – збільшений вигляд; 1 – порошковий зразок (B_4C), 2 – засипка (ZrO_2); 3 – шар засипки (Al_2O_3), 4 – дисковий нагрівач (МГ-1), 5 – циліндричний нагрівач (МГ-1), 6 – кільцевий електропровідник (МГ-1), 7 – горизонтальний теплоізолятор (травертин), 8 – вертикальний теплоізолятор (літографський камінь), 9, 10, 11 обойма (сталь 35ХГСА), 12 – пуансон (сталь Р6М5, 13, 14 – плити від пресу (сталь Х12М і ШХ15)

Останні дві величини було розраховано з урахуванням швидкості потоку зовнішнього середовища (повітря або води), його теплофізичних і кінематичних властивостей та форми охолоджуваних поверхонь. Через S_{B-H} і S_{H-P} позначено контури BCDEFGH і HKLMNP (рис. 1 а). На поверхнях контакту елементів робочої комірки нехтували контактними тепловими і електричними опорами, які при тиску більшому ніж 500 МПа стають незначними.

При моделюванні теплофізичних властивостей матеріалу заготовки в процесі спікання під тиском 500 МПа було використано, аналогічно [15], спрощений підхід з урахуванням зміни пористості від температури $\theta = \theta(T)$ в процесі спікання під тиском. При моделюванні зміни

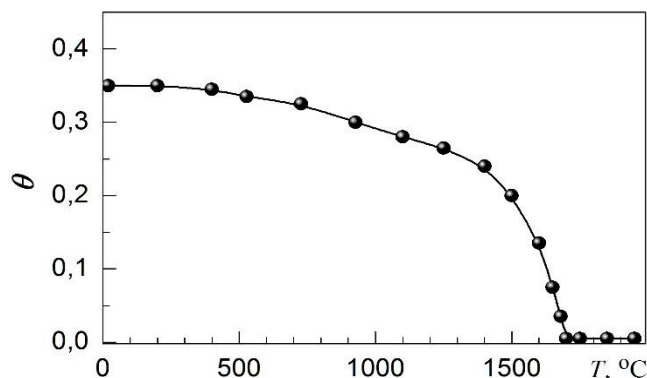


Рис. 2. Моделювання зміни пористості в процесі спікання як функції температури (за результатами роботи [13])

пористості від температури в процесі спікання було використано графік експериментальних даних зміни пористості із статті Ji W. зі співавторами [13] в залежності від температури в процесі спікання при тисках, більших від 80 МПа. В [13] нагрівання до 1700 °C проводили за 800 с, потім витримували при температурі 1700 °C протягом 200 с. Графік зміни пористості від температури наведено на рис. 2. Для моделювання питомої теплоємності було використано формулу [16]

$$C(T) = C_c(T)(1 - \theta(T)). \quad (8)$$

При моделюванні коефіцієнта теплопровідності пористого зразка в процесі спікання було прийнято, що при кімнатній температурі теплопровідність його матеріалу дорівнює 2,6 Вт/(м·град): в цю величину, як зазначено в [15], суттєвий «внесок» дає коефіцієнт теплопровідності оксиду бору B_2O_3 , а при досягненні температури 1700 °C коефіцієнт теплопровідності матеріалу зразка дорівнює величині 10,2 Вт/(м·град) коефіцієнту теплопровідності карбіду бору B_4C при залишковій пористості 0,005 Вт/(м·град). Для моделей коефіцієнта теплопровідності та питомої електропровідності пористого зразка використано формули [15]

$$\lambda(T) = \begin{cases} \lambda_c(T) \left(1 - \frac{3}{2}\theta(T) - \frac{1}{2}\theta^2(T)\right) \cdot \left(1 + K_\lambda \cdot 10^{-\frac{bT}{T_c}}\right)^{-1}, & T_0 + 273 \leq T \leq 1973 \text{ K}, \\ \lambda_c(T) \left(1 - \frac{3}{2}\theta(T) - \frac{1}{2}\theta^2(T)\right), & T > 1973 \text{ K}, \end{cases} \quad (9)$$

$$\sigma(T) = \begin{cases} \sigma_c(T) \frac{1 - \theta(T)}{1 + 2\theta(T)} \cdot \left(1 + K_\sigma \cdot 10^{-\frac{aT}{T_c}}\right)^{-1}, & T_0 + 273 \leq T \leq 1973 \text{ K}, \\ \sigma_c(T) \frac{1 - \theta(T)}{1 + 2\theta(T)}, & T > 1973 \text{ K}, \end{cases} \quad (10)$$

де $K_\lambda = 16,68$, $b = -3,68$, $K_\sigma = 5,667 \cdot 10^7$, $a = -10,753$, $T_c = 1973 \text{ K}$. У виразах (8) — (10) через $C_c(T)$, $\lambda_c(T)$, $\sigma_c(T)$ позначено відповідно температурну залежність питомої теплоємності, коефіцієнта теплопровідності та питомої електропровідності суцільного матеріалу. Вирази для цих функцій наведено в [15].

Результати обчислень та їх обговорення

Для розв'язання задачі (1) – (7) використовується метод скінченних елементів (МСЕ) у програмному комплексі ANSYS [17]. Обчислення проведені з відносною похибкою 10^{-3} . В місцях передбачуваних великих градієнтів електричного потенціалу і температури

проводилось згущення сітки скінченних елементів у розрахунковій області. При спіканні в умовах високих тисків і температур відбувається деформування зразка та елементів робочої комірки АВТ. В моделі розміри зразка вибирались такими, як у спеченого виробу; враховувалась лише деформація дискового графітового нагрівача 4 (рис. 1). Відомо, що при прикладенні тиску величиною 0,5–1,0 ГПа графіт непружно деформується і величина деформації є більшою за 20% [18, 19]. Тому при тиску 0,5 ГПа і більше графітовий нагрівач сильно деформується в напрямі дії прикладеного тиску від пресу АВТ. В результаті такого деформування суттєво зменшується його товщина. Це може помітно впливати як на інтенсивність джерел тепла у цьому нагрівачеві, так і на їх перерозподіл у всій комірці АВТ. Крім того, в процесі спікання відбувається стискання шару засипки із порошку оксиду алюмінію Al_2O_3 і засипки з оксиду цирконію ZrO_2 . Нижче наведено результати моделювання температурного поля послідовно в чотирьох схемах робочої комірки АВТ: в кожній наступній схемі було змінено якийсь один геометричний параметр порівняно із попередньою схемою.

Схема 1. Спочатку було проведено обчислення температури без врахування деформації графітового дискового нагрівача 4 (рис. 1). Нагрівання до робочої температури $T_p = 1700–1750$ °С відбувається протягом перших 400 с, а далі триває витримка протягом 800 с при цій температурі (рис. 3 а). Зміна в часі електричного потенціалу (рис. 3 б) відповідає практичним режимам спікання зразків із карбиду бору, в яких його величина близька до 5 В.

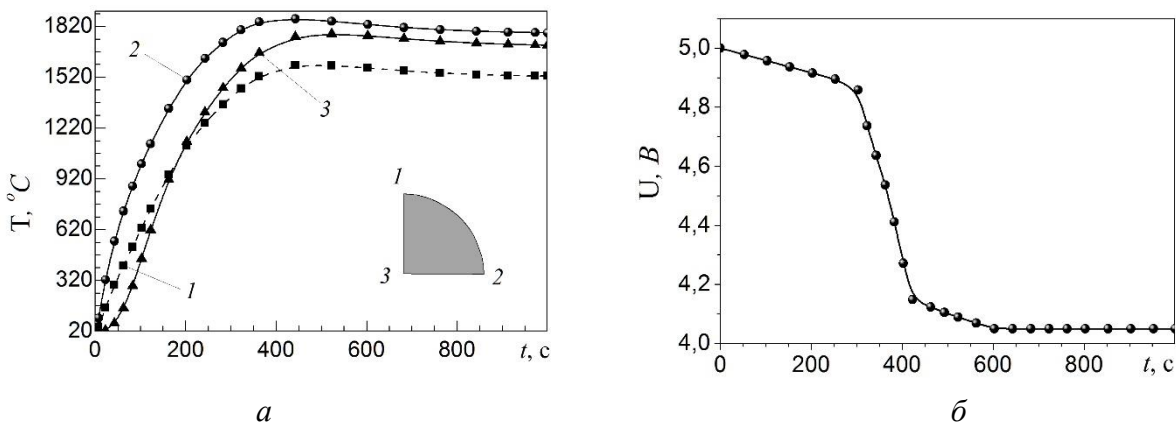


Рис. 3. Зміна в процесі спікання розрахованої температури (а) в точках зразка та електричного потенціалу (б)

Із рис. 3 а видно, що перепад температури ΔT в зразку з моменту досягнення рівня T_p і до завершення спікання практично не змінюється. В цьому випадку розрахований перепад температури в зразку в процесі спікання на стадії витримки є досить великим і дорівнює 250–260 градусів (рис. 3 а, 4а). Як бачимо з рис. 4 а, зони максимальної інтенсивності теплових джерел комірки знаходяться в об'ємах електропровідних дискового і циліндричного нагрівачів. Під впливом температурного поля цих зон відбувається формування температурного поля в зразку так, що зони максимальної T_{max} і мінімальної T_{min} температури в ньому знаходяться на його поверхні біля площини симетрії $z = 0$ і поблизу осі симетрії Oz відповідно. Тому для зменшення перепаду температури в зразку потрібно вирівнювати температуру його поверхні.

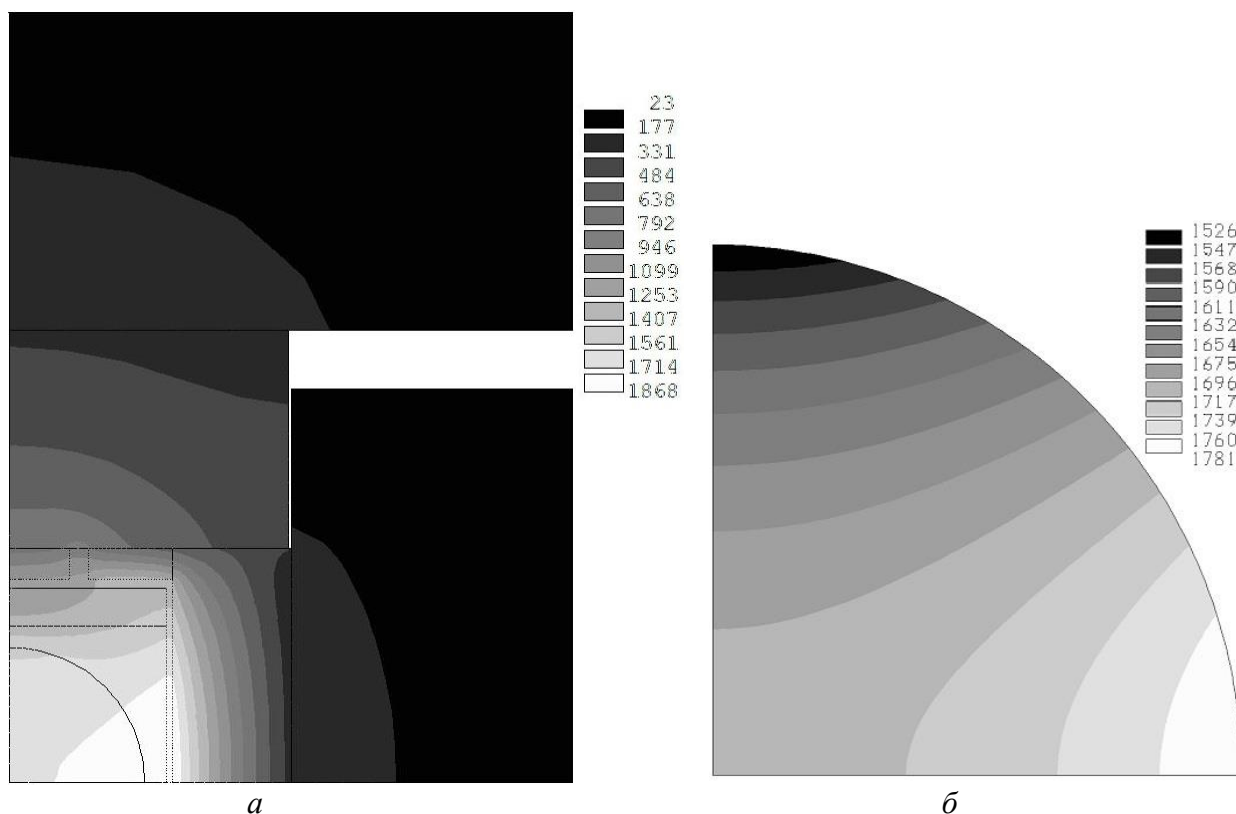


Рис. 4. Розрахований розподіл температури в чверті осевого перетину об'єму комірки (а) та зразка (б) при завершенні витримки в момент часу 1000 с

Схема 2. В цій схемі враховано деформацію графітового дискового нагрівача в результаті його стискання тиском 0,5 ГПа. При такому тиску величина деформації становить більше 20 % [19], тому в обчисленнях товщину дискового нагрівача було вибрано 0,0012 м, тобто на 20% меншою порівняно з початковою 0,0015 м. Картини розподілу температури і потенціалу подібні до таких самих для схеми 1, однак кількісні результати трохи інші: перепад температури в заготовці менший і знаходиться в межах 220–230 градусів; об'ємна потужність теплових джерел в дисковому нагрівачі майже вдвічі більша, проте ці джерела діють в меншому об'ємі.

Схема 3. Для посилення впливу теплових джерел дискового нагрівача на формування температурного поля в зразку в процесі спікання в цій схемі комірки порівняно зі схемою 2 було зменшено товщину засипки з порошку Al_2O_3 із 0,006 м до 0,003 м. При цьому зменшено також висоту циліндричного нагрівача 5 (рис. 1), внаслідок чого зменшився об'єм дії в ньому теплових джерел (рис. 5 а) і їх перерозподіл призвів до зростання перепаду температури в зразку до 249 °С (рис. 5 б). Характер розподілу температури в зразку на стадії витримки для цих трьох схем є однаковим: зони максимальної T_{max} і мінімальної T_{min} температури в ньому знаходяться на його поверхні біля площини симетрії $z = 0$ і поблизу осі симетрії Oz відповідно. Однак в схемі 3 більш помітною є дія теплового джерела в дисковому нагрівачеві. Тому, як було зазначено вище, зменшення відстані від цього джерела до верхньої частини поверхні зразка, як і до всього зразка в цілому, очевидно, сприятиме вирівнюванню температури поверхні зразка і зменшенню в ньому перепаду температури. Зменшити вказану відстань можна, зокрема, зменшивши зовнішній радіус R_k кільцевого електропровідника б (рис. 1).

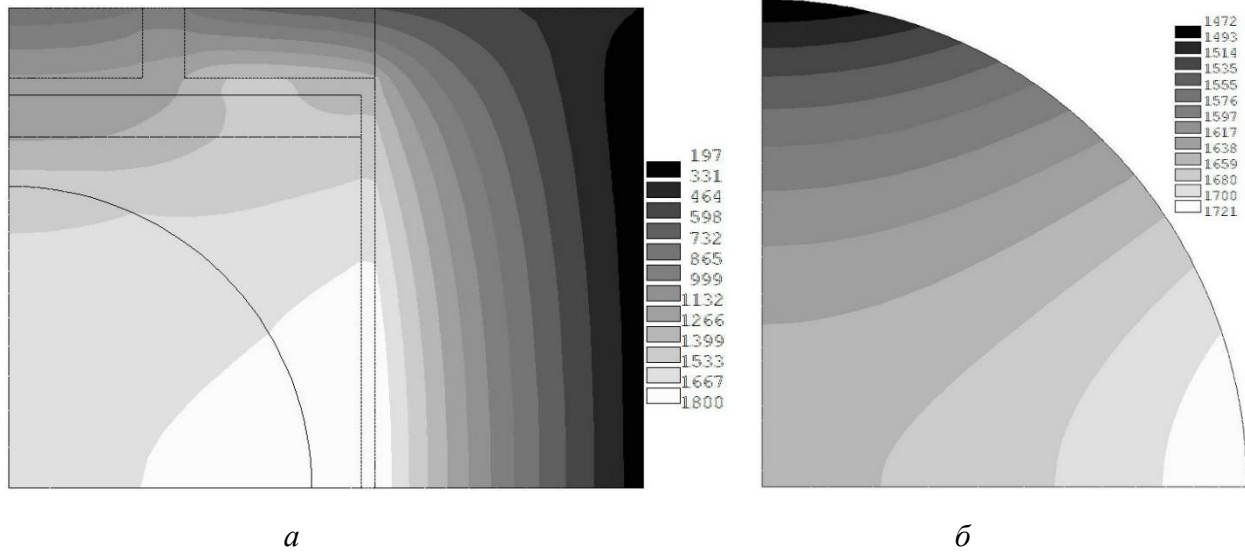


Рис. 5. Розрахований розподіл температури в чверті комірки (а) та зразка (б) в момент часу 1000 с при товщині 0,0012 м zdeформованого дискового нагрівача та зменшеній до 0,003 м товщині шару засипки із окису алюмінію Al_2O_3

Схема 4. У попередніх трьох схемах зовнішній радіус R_k кільцевого електропровідника дорівнював 0,025 м. У схемі 4 величину R_k було зменшено та виконано послідовно

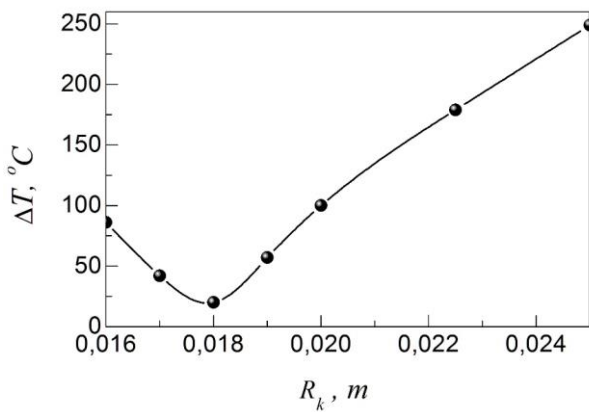


Рис. 6. Вплив зовнішнього радіуса кільцевого електропровідника на перепад температури в зразку в процесі спікання

обчислення для різних значень R_k . За результатами обчислень встановлено, що при зменшенні R_k від 0,025 до 0,018 м перепад температури в зразку зменшується, а при подальшому зменшенні радіуса R_k перепад температури зростає (рис. 6).

Результати обчислень при $R_k = 0,018$ м наведено на рис. 7 і 8. В цьому випадку перепад температури в зразку на стадії витримки від 450 с до 1000 с порівняно з попередніми схемами є меншим більше ніж в 10 разів і знаходиться в межах 18–23 градусів (рис. 7 а, 8 б). Отже, температурне поле в зразку є практично однорідним. Мінімальна температура в зразку

досягається в середній частині четвертини його поверхні, а максимальна температура досягається в точці 2 поверхні зразка (рис. 8 б), яка лежить в площині симетрії $z = 0$. З рис. 8 б видно, що по обидва боки від зони мінімальної температури майже симетрично відносно неї знаходяться зони з підвищеними температурами. Звідси випливає, що ця схема комірки є близькою до оптимальної для даної температури витримки. Як випливає з результатів обчислень, для цього випадку градієнт електричного потенціалу в дисковому нагрівачеві є більшим в 1,2–1,8 разів порівняно із трьома попередніми схемами, що зумовлює відповідне

збільшення потужності теплових джерел. Як видно з рис. 8 а, в комірці схеми 4 відбувається перерозподіл зон максимальної температури: зона максимальних температур зміщується із об'єму циліндричного нагрівача в об'єм дискового нагрівача. Оскільки від початку процесу спікання і до моменту досягнення максимальної пористості між температурою і пористістю в процесі спікання є взаємно однозначна відповідність (рис. 2), із забезпеченням однорідності температурного поля в зразку забезпечується також однорідність густини спеченого зразка, а, отже, і однорідність його фізико-механічних властивостей.

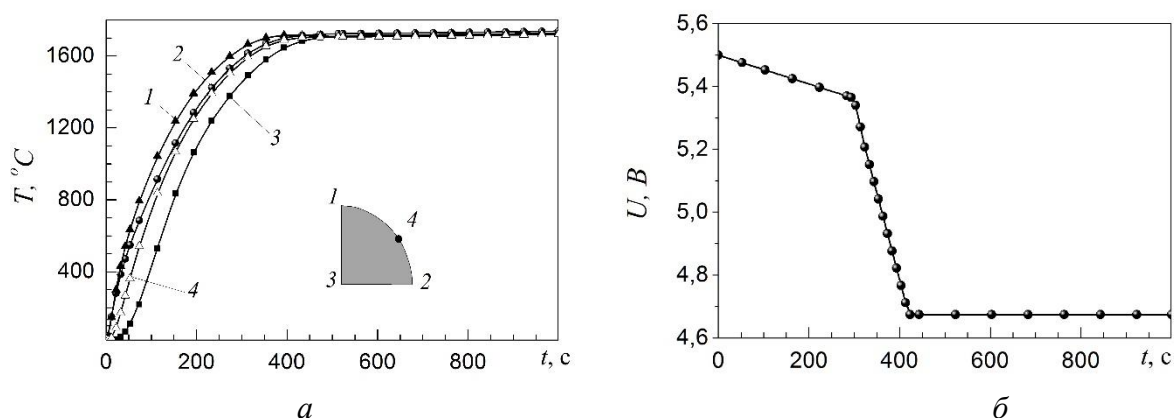


Рис. 7. Зміна в процесі спікання розрахованої температури (а) в точках зразка та електричної напруги (б) при товщині 0,0012 м zdeформованого дискового нагрівача, зменшеній до 0,003 м товщині шару засипки із окису алюмінію Al_2O_3 та радіусі 0,018 м кільцевого графітового електропровідника

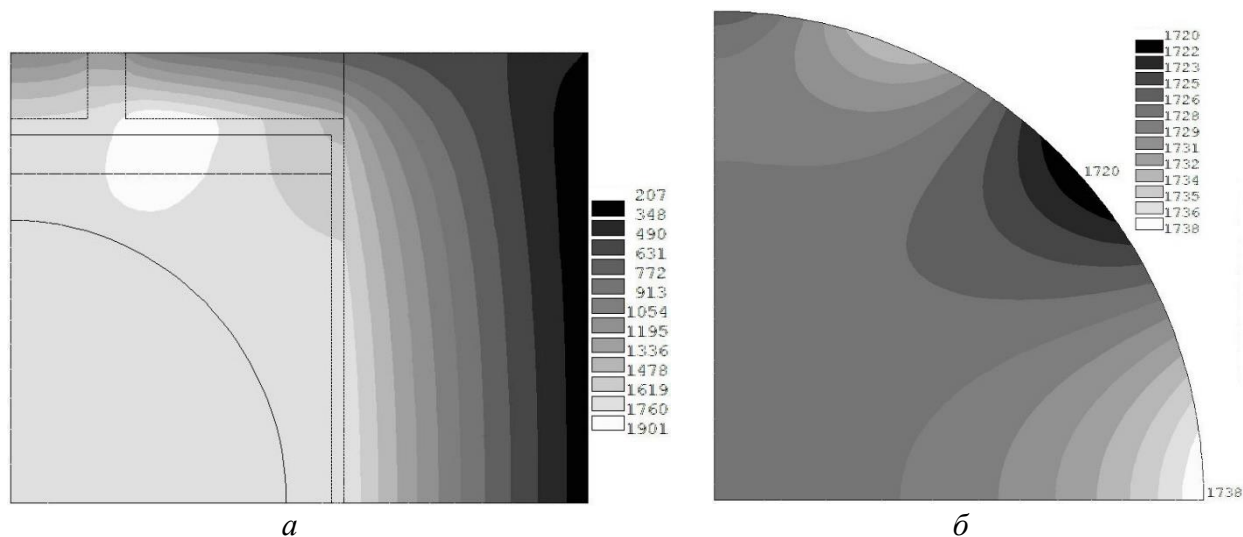


Рис. 8. Розрахований розподіл температури в чверті осьового перетину зразка (а) та в об'ємі комірці (б) в момент часу 1000 с при товщині 0,0012 м zdeформованого дискового нагрівача, зменшеній до 0,003 м товщині шару засипки із окису алюмінію Al_2O_3 та радіусі 0,018 м кільцевого графітового електропровідника.

Отже, з наведених результатів обчислень випливає, що суттєвий вплив на картину температурного поля в об'ємі зразка має величина радіуса кільцевого електропровідника робочої комірці АВТ.

Таким чином, у результаті комп'ютерних експериментів показано, що шляхом вибору геометричних параметрів конструктивних елементів робочої комірки АВТ можна вибрати таку її конструкцію, при використанні якої можна забезпечити в крупногабаритному зразку в процесі спікання практично однорідне температурне поле та однорідність щільності і фізико-механічних властивостей спеченого зразка.

Висновки

Виконано комп'ютерне моделювання температурного поля в робочій комірці АВТ в процесі спікання крупногабаритних зразків із карбиду бору при температурах 1700–1750 °С і тиску 0,5–1,0 ГПа. Враховано залежність теплофізичних властивостей матеріалу зразка від пористості і температури в процесі спікання, а також деформацію деяких елементів комірки АВТ.

За результатами моделювання встановлено, що істотний вплив на розподіл температури в об'ємі зразка має величина радіуса кільцевого електропровідника робочої комірки АВТ. Показано, що шляхом вибору величини радіуса кільцевого електропровідника комірки АВТ можна забезпечити в зразку в процесі спікання практично однорідне температурне поле та однорідність щільності його матеріалу і фізико-механічних властивостей.

Розроблена модель температурного поля в АВТ в процесі спікання та отримані результати можуть бути використані при проектуванні обладнання та його використанні для спікання крупногабаритних виробів.

На основе метода конечных элементов разработана компьютерная модель температурного поля в рабочей ячейке аппарата высокого давления (АВД) в процессе спекания крупногабаритных изделий из карбида бора при температурах 170–1750 °С. Учтена зависимость теплофизических свойств образца от пористости и температуры в процессе спекания. Показано, что путем выбора геометрических параметров конструктивных элементов ячейки АВД можно выбрать такую ее конструкцию, при использовании которой можно обеспечить в крупногабаритных образцах в процессе спекания практически однородное температурное поле и однородность плотности и физико-механических свойств испеченного образца.

Ключевые слова: карбид бора, спекание, высокое давление, температурное поле, компьютерное моделирование

V. A. Dutka, A. L. Maystrenko, O. I. Borimsky, V. G. Kulich

V. N. Bakul Institute for Superhard Materials of National Academy of Sciences of Ukraine

MODELING OF THE THERMAL STATE OF A HIGH PRESSURE APPARATUS CELL DURING THE SINTERING OF LARGE-SIZED CARBIDE BORON PRODUCTS

On the basis of the finite element method, a computer model of the temperature field in the working cell of the high pressure apparatus (HPA) was developed during the sintering of large-sized products from boron carbide at a temperatures of 1700 ... 1750 °C. The dependence of the thermophysical properties of the sample on porosity and temperature during the sintering process is taken into account. It is shown that by choosing the geometric parameters of the structural elements of the cell HPA it is possible to select such construction, in which it is possible to provide a practically homogeneous temperature field and homogeneity of density and physical properties of the sintered sample.

Key words: boron carbide, sintering, high pressure, temperature field, computer modeling

Література

1. Кислый П. С., Кузенкова М. А., Боднарук Н. И., Грабчук Б. Л. Карбид бора. – К.: Наукова думка, 1988. – 216 с.
2. Synthesis and consolidation of boron carbide: a review / A. K. Suri, C. Subramanian, J. K. Sonber et. al. // International Materials Reviews. – 2010. – V. 55. – N 1. – P. 4–39.

3. Thevenot F. A review on Boron Carbide // Key Engineering Materials. – 1991. – V. 56–57. – P. 59–88 [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.scientific.net/KEM.56-57.59>.
4. Исследование аэроабразивного износа горчепрессованных материалов системы $B_4C - TiB_2$ / В. В. Ивженко, А. О. Крыль, Я. А. Крыль и др. // Сверхтвердые материалы. – 2014. – № 3. – С. 57–64.
5. Skorokhod V V, Krstic V. D. Processing, microstructure, and mechanical properties of $B_4C - TiB_2$ particulate sintered composites I. Pressureless Sintering and microstructure evolution. // Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 2000. – V. 39. – N 7-8. – P. 414–423.
6. Rothe S., Kalabukhov S., Frage N. Hartmann S. Field assisted sintering technology. Part I: Experiments, constitutive modeling and parameter identification // GAMM-Mitt. – 2016. – 39. – N 2. – P. 114–148.
7. Investigation on microstructural and mechanical properties of B_4C -aluminum matrix composites prepared by microwave sintering / E. Ghasali, M. Alizadeh, T. Ebadzadeh et al. // J. Mater. Technol. – 2015. – V. 4(4). – P. 411–415.
8. Formation of polycrystalline boron carbide with elevated fracture toughness / A. A. Shul'zhenko, D. A. Stratiichuk, G. S. Oleinik et. al. // Powder Metallurgy and Metal Ceramics. – 2005. – Vol. 44. – No. 1-2. – Pp. 75–85.
9. Tough and dense boron carbide obtained by high-pressure (300 MPa) and low-temperature (1600 °C) spark plasma sintering / P. Badica, S. Grasso, H. Borodianska et. al. // Journal of the Ceramic Society of Japan. – 2014. – V. 122. – N 4. – P. 271–275.
10. Singhal S. K., Singh B. P. Sintering of Boron Carbide under High Pressures and Temperatures // Indian Journal of Engineering and Materials Sciences. – 2006. – V. 13. – P. 129–134.
11. Sintering dense boron carbide without grain growth under high pressure / L. Liu, X. Li, Q. He et. al. // J. Amer. Ceram. Soc. – 2018. – V. 101. – N 3. – P. 1289–97.
12. Plastic deformation and sintering of alumina under high pressure / F. Liu, D. He, P. Liu et. al. // Journal of Applied Physics. – 2013. – V. 114. – P. 233504-233504.4.
13. Sintering boron carbide ceramics without grain growth by plastic deformation as the dominant densification mechanism / W. Ji, S. S. Rehman, W. Wang et. al. // Scientific Reports. – 2015. – P. 1–8 [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.nature.com/scientificreports>.
14. Моделювання температурних полів в ростовому об'ємі комірки високого тиску шестипувансонного АВТ при вирощуванні кристалів алмазу методом Т-градієнта / Т. С. Панасюк, О. О. Лещук, В. В. Лисаковський та ін. // Сверхтв. материалы. – 2017. – № 6. – С. 25–32.
15. Дутка В. А., Майстренко А. Л., Кулич В. Г. Вплив конструктивних параметрів технологічної установки на перепад температури в заготовці при високошвидкісному спіканні під тиском // Сверхтв. материалы. – 2019. – (Прийнято до друку).
16. Continuum modeling of B_4C densification during Spark Plasma Sintering / J. Liu, F. Zeng, Z. Zou et al. // J. Mater. Res. – 2017. – P. 1–9 [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://www.cambridge.org/core>.
17. Денисов М. А. Математическое моделирование теплофизических процес-сов: ANSYS и САЕ-проектирование. – Екатеринбург: Уральск. Федеральн. Ун-т, 2011. – 149 с.
18. Свойства конструкционных материалов на основе углерода: спр-к / под ред. В. П. Соседова. – Москва: Metallurgia, 1975. – 336 с.
19. Paterson M. S., Edmond J. M. Deformation of graphite at high Pressures. // Carbon. – 1972. – V. 10. – P. 29–34.

Надійшла 27.06.19

References

1. Kislyi, P. S., Kuzenkova, M. A., Bodnaruk, N. I., & Hrabchuk, B. L. (1988). *Carbid bora [Boron carbide]*. Kyiv: Naukova dumka [in Russian].
2. Suri, A. K., Subramanian, C., Sonber, J. K. et. al. (2010). Synthesis and consolidation of boron carbide: a review. *International Materials Reviews*, 55, 1, 4–39.
3. Thevenot. F. (1991). A review on Boron Carbide. *Key Engineering Materials*, 56-57, 59–88.
4. Ivzhenko, V. V., Kryl, A. O., Kryl, Ya. A., et al. (2014). Issledovanie aeroabrazivnoho iznosa goriachepressovannykh materialov sistemy B₄C–TiB₂ [Investigation of aero-abrasive wear of B₄C–TiB₂ gas-pressed materials]. *Sverkhtverdyye materialy. – J. Superhard materials*, 3, 57–64 [in Russian].
5. Skorokhod, V V, & Krstic, V. D. (2000). Processing, microstructure, and mechanical properties of B₄C – TiB₂ particulate sintered composites I. Pressureless Sintering and microstructure evolution. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 39, 7-8, 414–423.
6. Rothe, S., Kalabukhov, S., Frage N. & Hartmann, S. (2016). Field assisted sintering technology. Part I: Experiments, constitutive modeling and parameter identification. *GAMM-Mitt.*, 39, 2. 114–148.
7. Ghasali, E., Alizadeh, M., Ebadzadeh, T. et al. (2015). Investigation on microstructural and mechanical properties of B₄C–aluminum matrix composites prepared by microwave sintering. *J. Mater. Technol.*, 4(4), 411–415.
8. Shul'zhenko, A. A., Stratiichuk, D. A., Oleinik, G. S. et. al. (2005). Formation of polycrystalline boron carbide with elevated fracture toughness. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 44, 1-2, 75–85.
9. Badica, P., Grasso, S., Borodianska, H. et. al. (2014) Tough and dense boron carbide obtained by high-pressure (300 MPa) and low-temperature (1600 °C) spark plasma sintering. *Journal of the Ceramic Society of Japan*, 122, 4, 271–275.
10. Singhal, S. K., & Singh, B. P. (2006). Sintering of Boron Carbide under High Pressures and Temperatures. *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, 13, 129–134.
11. Liu, L., Li, X., He, Q. et. al. (2018). Sintering dense boron carbide without grain growth under high pressure. *J. Amer. Ceram. Soc.*, 101, 3, 1289–97.
12. Liu, F., He, D., Liu, P. et. al. (2013). Plastic deformation and sintering of alumina under high pressure. *Journal of Applied Physics*, 114, 233504-233504.4.
13. Ji, W., Rehman, S. S, Wang, W. et. al. (2015). Sintering boron carbide ceramics without grain growth by plastic deformation as the dominant densification mechanism. *Scientific Reports*, 1–8. – Retrieved from: <http://www.nature.com/scientificreports>.
14. Panasiuk, T. S., Leshchuk, O. O., Lysakovskii, V. V., et al. (2017). Modeliuvannia temperaturnykh poliv v rostovomu obemi komirky vysokoho tysku shestypuansonnogo AVT pry vyroshchuvanni krystaliv metodom T-hradientsa [Modeling of temperature fields in the growth volume of high-pressure cell of a six-punch HPA during the growth of diamond crystals by the T-gradient method]. *Sverkhtverdyye materialy. – J. Superhard materials*, 6, 25–32 [in Ukrainian].
15. Dutka, V. A., Maistrenko, A. L., Kulich, V. H. (2019). Vplyv konstruktyvnykh parametriv tekhnolohichnoi ustanovky na perepad temperatury v zahotovtsi pry vysokoshvidkysnomu spikanni pid tyskom [The influence of the design parameters of the technological installation on the temperature drop in the workpiece during high-speed sintering under pressure]. *Sverkhtverdyye materialy. – J. Superhard materials*, accepted for publication [in Ukrainian].
16. Liu J., Zeng, F., Zou, Z., et al. (2017). Continuum modeling of B₄C densification during Spark Plasma Sintering. *J. Mater. Res.*, 1–9. Retrieved from <https://www.cambridge.org/core>.

17. Denisov, M. A. (2011). *Matematicheskoe modelirovanie teplofizicheskikh protsessov: ANSYS i CAE-proyektirovaniye [Mathematical modeling of thermophysical processes: ANSYS and CAE-design]*. Yekaterinburg, Ural'sk. Federal'n. Un-t [in Russian].
18. Sosedov, V. P. (Eds). (1975). *Svoistva konstruktsionnykh materialov na osnove uhleroda: spravochnik [Properties of carbon-based construction materials: a Handbook]*. Moscow: Metallurgy [in Russian].
19. Paterson, M. S., & Edmond, J. M. (1972). Deformation of graphite at high Pressures. *Carbon*, 10, 29–34.

УДК 622.24.051:536.2

DOI: 10.33839/2223-3938-2019-22-1-418-427

В. А. Дутка, канд. техн. наук; **А. Л. Майстренко**, чл.-кор. НАН України;
В. Г. Кулич, канд. техн. Наук

*Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля НАН України, вул. Автозаводська 2,
04074 м. Київ; E-mail: vadutka@ukr.net*

ВИКОРИСТАННЯ МОДЕЛЮВАННЯ ДЛЯ МІНІМІЗАЦІЇ ПЕРЕПАДУ ТЕМПЕРАТУРИ В ЗАГОТОВЦІ З КАРБІДУ БОРУ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСНОМУ СПІКАННІ ПІД ТИСКОМ

З використанням методу скінчених елементів виконано моделювання температурного поля в робочій комірці технологічної установки високошвидкісного спікання під тиском (ВШСТ) порошкових заготовок із карбіду бору. Враховано залежність властивостей порошкової заготовки від пористості та температури. Проведено комп'ютерне дослідження впливу схеми комірки на перепад температури в заготовці. За результатами моделювання вибрано схеми робочої комірки установки ВШСТ і відповідні режими нагрівання, при яких протягом 100–150 с досягається температура спікання 2000 °С, а перепад температури в заготовці на стадії витримки дорівнює 13–30 градусів. Реалізація вибраних схем робочої комірки в технологічній установці ВШСТ дала змогу отримати однорідність мікротвердості матеріалу спеченого виробу.

Ключові слова: високошвидкісне спікання під тиском, карбід бору, моделювання, перепад температури, однорідність мікротвердості

Вступ

Високу міцність виробів на основі карбіду бору В₄С вдається отримати при умовах, коли спечений матеріал має високу щільність, малий розмір зерна структури [1] та однорідність термомеханічних властивостей. Для цього спікання сумішей на основі В₄С необхідно проводити при високих температурах під тиском та при якнайменшій тривалості спікання. Актуальним при таких умовах є забезпечення допустимого – не більше 50 градусів – перепаду температури в заготовці на стадії витримки.

Порошкові суміші на основі карбіду бору залежно від добавок та розмірів зерен спікають в графітових прес-формах при тиску 30–100 МПа за температури 1800–2200 °С [1, 2]. Температуру спікання можна знизити на 200...300 градусів, а тривалість спікання скоротити, використовуючи спосіб високошвидкісного спікання під тиском (ВШСТ) при збільшенні тиску до 500 МПа [3] з використанням пуансонів із матеріалів, міцніших ніж графіт. На даний час є широкий спектр способів швидкісного спікання під тиском [4, 5] металевих та керамічних композицій.