

В. А. Дутка (м. Київ)

Комп'ютерне моделювання температурного поля в процесі спікання карбідних композитів при використанні індукційного та променевого нагрівання

Розроблено комп'ютерну модель температурного поля високотемпературної установки спікання порошкових зразків із керамічних матеріалів з використанням індукційного і променевого нагрівання. Для чисельного розв'язання системи рівнянь, що описує процеси індукційного та променевого нагрівання, використано метод скінченних елементів у поєднанні зі скінченнорізницевою процедурою по часі, яка базується на схемі Ньютона-Рафсона, а при моделюванні променевого теплообміну – метод випромінювань. Проведено чисельний аналіз температурного поля в технологічній установці в процесі спікання. Наведено порівняння чисельних результатів і результатів вимірювання температури на поверхні інфільтратора в процесі спікання композитної суміші із карбідокремнієвим каркасом; на підставі узгодження результатів обчислень з результатами вимірювань зроблено висновок про адекватність комп'ютерної моделі.

Ключові слова: комп'ютерне моделювання, індукційне та променеве нагрівання, спікання, карбідні композити.

ВСТУП

Одним зі способів отримання виробів із карбідної кераміки є високотемпературне спікання в технологічних установках із використанням індукційного та променевого нагрівання. Первинним джерелом теплової енергії в технологічній установці для спікання є індукційне нагрівання. При наявності в індукторі змінного електричного струму виникає індукований в електропровідних елементах установки – графітових тиглях – круговий струм (струм Фуко). Протікання кругових струмів спричиняє виникнення джерел джоулевого тепла, дія яких приводить до зростання температури від кімнатної до 2000–2200 °С. Нагрівання в процесі спікання порошкових зразків з керамічних матеріалів, розташованих всередині установки, відбувається, в основному, за рахунок випромінювання тепла від внутрішніх поверхонь стінок тиглів та інших елементів установки. В свою чергу, після нагрівання зразків до температури 800 °С і вище з їх поверхні також починає випромінюватись тепла енергія. Таким чином, всередині об'єму технологічної установки відбувається складний теплообмін випромінюванням. Оскільки контроль за температурою в об'ємі установки та в об'ємах зразків, що спікаються, є можливим лише в дуже обмеженій частині цих об'ємів, то є важливим дослідження температурного поля за допомогою математичної моделі, яка описує процеси теплообміну в установці в процесі спікання. Така модель може бути використана для оптимізації теплових режимів спікання, що дає змогу мінімізувати матеріало- та енерговитрати. Побудова і реалізація

математичної моделі є ефективними лише в тому випадку, коли в ній належним чином враховано важливі аспекти процесу теплообміну між елементами установки та зразками, що спікаються. Реалізація такої моделі в технологічних установках на даний час є можливою лише з використанням сучасних обчислювальних машин.

Велика кількість робіт присвячена математичному описанню та комп'ютерному моделюванню як процесів теплопередачі шляхом променевого теплообміну і теплопровідності [1–19], так і процесу індукційного нагрівання [20–39], але серед доступних літературних джерел відсутні роботи по моделюванню процесів теплообміну шляхом променевого теплообміну, теплопровідності та індукційного нагрівання.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ ІНДУКЦІЙНОГО ТА ПРОМЕНЕВОГО НАГРІВАННЯ

Дана робота присвячена комп'ютерному моделюванню температурного поля в процесі індукційного та променевого нагрівання установки при спіканні в ній порошкових зразків із сумішей керамічних матеріалів. Оскільки форма великогабаритних елементів технологічної установки – індуктора, зовнішнього та внутрішнього тиглів – є близькою до симетричної, то з метою економії машинних ресурсів є доцільним обмежитися осесиметричною моделлю як електромагнітного, так і теплового полів (рис. 1).

Нагрівання порошкових зразків в процесі спікання відбувається таким чином. Протікання високочастотного струму в індукторі (частота струму індуктора в десятки разів перевищує промислову частоту 50 Гц) приводить до виникнення вихорових струмів у електропровідних елементах установки: зовнішньому та внутрішньому графітових тиглях (див. рис. 1) та у графітовому циліндрі. Згідно із ефектом “близькості” [40] найінтенсивніше в результаті індукційного нагрівання нагрівається зовнішній тигель із кришкою. Внаслідок випромінювання тепла із внутрішньої поверхні зовнішнього тигля та кришки відбувається нагрівання внутрішнього тигля із кришкою та графітового циліндра. В свою чергу, в результаті випромінювання тепла внутрішньою поверхнею внутрішнього тигля здійснюється нагрівання пористого карбідокремнієвого зразка, кремнію та інфільтраційної решітки. Після нагрівання кремнію до температури вищої від температури плавлення кремнію (1415 °C [41]) починається просочування рідкого кремнію через інфільтраційну решітку, а потім в карбідокремнієвий зразок. Таким чином відбувається процес спікання SiC-зразка із подальшим його ущільненням в результаті просочування. Звичайно, що крім процесу передачі тепла променевим теплообміном здійснюється також передача тепла від більш нагрітих елементів установки до менш нагрітих шляхом теплопровідності. На зовнішніх поверхнях електротеплоізоляційної засипки, теплоізоляційної прокладки, азбестової трубки відбувається конвективний і променевий теплообмін із зовнішнім середовищем, а на зовнішніх поверхнях азбестової підставки та бетонної основи – конвективний теплообмін із зовнішнім середовищем. Оскільки в процесі спікання температура конструкційних елементів установки та SiC-зразка змінюється в широкому діапазоні – від кімнатної до більше ніж 2000 °C, то при моделюванні температурного поля необхідно враховувати температурну залежність електротеплофізичних властивостей матеріалів елементів та SiC-зразка.

Слід зробити зауваження щодо такого спрощення розрахункової схеми. При підготовці реальної технологічної системи для спікання SiC-зразка з

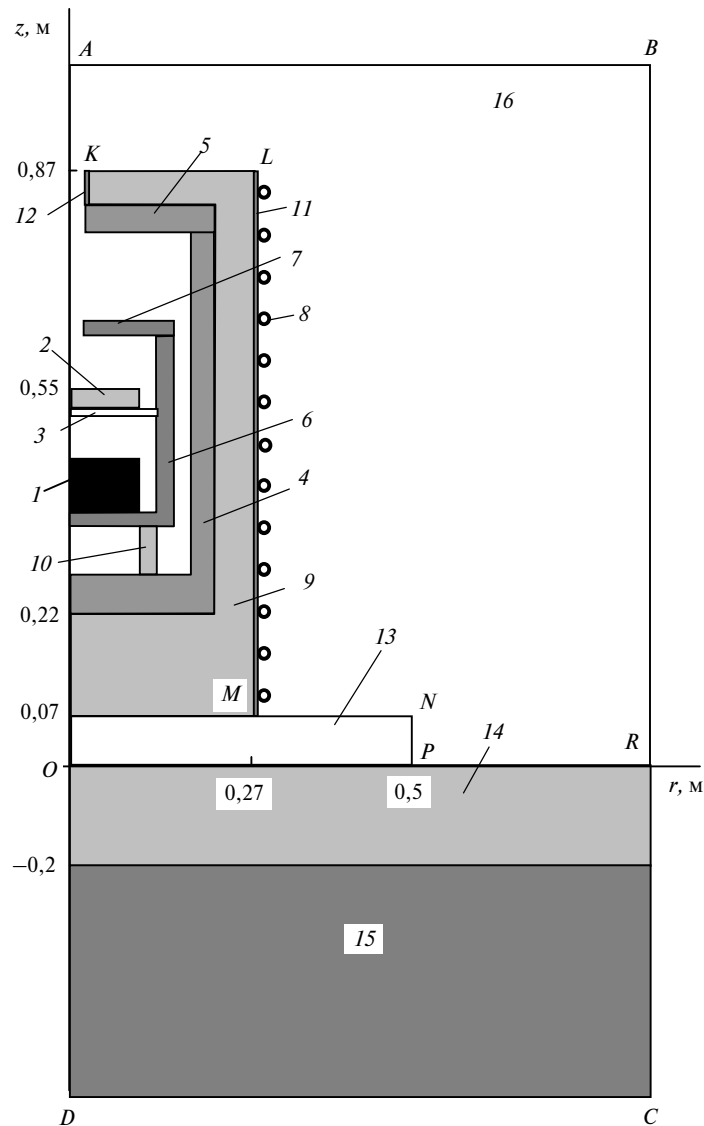


Рис. 1. Розрахункова схема (осьовий перетин установки): 1 – пористий SiC-зразок; 2 – кремній; 3 – інфільтраційна решітка; 4 – зовнішній тигель; 5 – кришка зовнішнього тигля; 6 – внутрішній тигель; 7 – кришка внутрішнього тигля; 8 – індуктор; 9 – електротеплоізоляційна засипка; 10 – графітовий циліндр; 11 – електротеплоізоляційна прокладка; 12 – азбестова трубка; 13 – азбестова підставка; 14 – бетонна основа; 15 – масив ґрунту; 16 – повітряний простір.

просочуванням кремній розміщують на інфільтраційній графітовій решітці (див. рис. 1). З метою спрощення комп'ютерної моделі в розрахунковій схемі кремній розглядали як суцільне середовище. В процесі спікання після прогрівання кремнію до температури його плавлення $1415\text{ }^{\circ}\text{C}$ вся рідка маса кремнію протікає через інфільтраційну решітку, падає на поверхню SiC-зразка і просочується в нього протягом кількох хвилин. Отже, в реальному процесі після розплавлення і просочування на інфільтраційній решітці кремнію не залишається. Для спрощення комп'ютерної моделі в розрахунковій схемі кремній є наявним до кінця процесу нагрівання. На основі аналізу результатів обчислень було виявлено, що перепад температури

вздовж осі кремнію впродовж всього часу нагрівання є незначним – не перевищує 10 градусів. Це дає підставу зробити висновок про припустимість і доцільність вказаного спрощення розрахункової схеми.

Математична модель процесів індукційного нагрівання, теплопровідності та променевого теплообміну між поверхнями елементів технологічної установки та SiC-зразків, що спікаються, складається із системи рівнянь квазіусталеного електромагнітного поля і теплопровідності [39]

$$\operatorname{rot}\left(\frac{1}{\mu}\operatorname{rot}\mathbf{E}\right)-i\omega\mu_0(\mathbf{J}+\mathbf{J}_0)-\omega^2\mu_0\mathbf{D}=\mathbf{0}; \quad (1)$$

$$\mathbf{J}=\frac{1}{\gamma}\mathbf{E}, \quad \mathbf{D}=\varepsilon_0\varepsilon\mathbf{E}; \quad (2)$$

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t}=\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T)+Q; \quad (3)$$

$$Q=\frac{1}{2\gamma}\mathbf{E}\cdot\mathbf{E}^* \quad (4)$$

з початковими

$$\mathbf{E}(\mathbf{r}, 0)=\mathbf{0}, \quad T(\mathbf{r}, 0)=T_0 \quad (5)$$

і граничними

$$\mathbf{E}(\mathbf{r}, t)=\mathbf{0}, \quad \mathbf{r}\in l_{Oz}\cup S_{ABCD}; \quad (6)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n}(\mathbf{r}, t)=0, \quad \mathbf{r}\in l_{Oz}\cup S_{DCR}; \quad (7)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n}(\mathbf{r}, t)=\alpha(T_c-T)+\varepsilon\sigma(T_c^4-T^4), \quad \mathbf{r}\in S_{KLM}; \quad (8)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n}(\mathbf{r}, t)=\alpha(T_c-T), \quad \mathbf{r}\in S_{MNP} \quad (9)$$

умовами на осі симетрії l_{Oz} і на зовнішніх поверхнях S_{ABCD} , S_{DCR} , S_{KLM} , S_{MNP} (див. рис. 1) розрахункових просторових областей. Для врахування теплообміну випромінюванням між поверхнями S_1, S_2, \dots, S_{N_k} використовують рівняння, отримані на основі рівняння балансу теплової енергії між цими поверхнями [1, 4]:

$$\sum_{i=1}^{N_k}\left(\frac{\delta_{ji}}{e_i}-F_{ji}\frac{1-e_i}{e_i}\right)\frac{Q_i}{A_i}=\sum_{i=1}^{N_k}(\delta_{ji}-F_{ji})\sigma T_i^4, \quad k=1, 2, \dots, K; \quad (10)$$

$$Q_i=\sigma e_i F_{ij} A_i (T_i^4-T_j^4); \quad (11)$$

$$F_{ij}=\frac{1}{A_i}\int_{S_i}\int_{S_j}\frac{\cos\varphi_i\cos\varphi_j}{\pi r^2}dS_j dS_i. \quad (12)$$

Межа S_{ABCD} розрахункової області для розв'язання задачі електромагнітного поля розташована на такій достатній відстані від джерел електромагнітного поля (індуктора), що в точках цієї поверхні напруженість поля практично дорівнює нулю. Тут $\mathbf{E} = \mathbf{E}(\mathbf{r}, t)$ і $\mathbf{D} = \mathbf{D}(\mathbf{r}, t)$ – вектори комплексних амплітуд відповідно напруженості та індукції електричного поля; $\mathbf{J} = \mathbf{J}(\mathbf{r}, t)$ – вектор комплексної амплітуди густини діючого електричного струму в елементах установки; \mathbf{J}_0 – вектор густини діючого електричного струму в обмотці індуктора; i – уявна одиниця; ω – кругова частота струму; ϵ_0 і μ_0 – діелектрична і магнітна постійні; ϵ і μ – діелектрична і магнітна проникності середовища; γ – питомий електричний опір; \mathbf{E}^* – вектор, компоненти якого є комплексно спряженими величинами до відповідних компонент вектора \mathbf{E} ; $T = T(\mathbf{r}, t)$ – температура; \mathbf{r} – радіус-вектор точки простору; t – час; ρ , c і λ – густина, питома теплоємність і коефіцієнт теплопровідності відповідно; T_0 – початкова температура; T_c – температура зовнішнього середовища; α – коефіцієнт конвективного теплообміну; σ – стала Стефана-Больцмана; e – ефективний коефіцієнт випромінювання (ступінь чорноти) поверхні. Електротеплофізичні властивості матеріалу корпусу залежать від температури: $\gamma = \gamma(T)$, $\rho = \rho(T)$, $c = c(T)$ і $\lambda = \lambda(T)$. У виразах (10)–(12) використано такі позначення: T_i , T_j – абсолютна температура i -ї та j -ї поверхонь відповідно; e_i – коефіцієнт випромінювання i -ї поверхні; A_i – площа i -ї поверхні; Q_i – величина енергії, яку випромінює i -а поверхня; δ_{ji} – символ Кронекера; F_{ij} – так званий кутовий коефіцієнт, який чисельно дорівнює величині енергії, яка в результаті випромінювання із поверхні S_i потрапляє на поверхню S_j ; r – віддаль між точкою P_i поверхні S_i та точкою P_j поверхні S_j ; ϕ_i і ϕ_j – кути між вектором \mathbf{P}_{ij} і нормаллю до поверхонь S_i і S_j в точках P_i і P_j відповідно; N_k – кількість поверхонь, які входять в k -ту групу поверхонь, між якими відбувається взаємообмін тепловою енергією шляхом випромінювання.

ВЛАСТИВОСТІ МАТЕРІАЛІВ ЕЛЕМЕНТІВ УСТАНОВКИ СПІКАННЯ ТА ГРАНИЧНІ УМОВИ

Для того, щоб задати властивості матеріалів елементів технологічної установки і кремнію, а також зразка із карбідокремнієвим каркасом використано дані [41–50]. Дані для властивостей пористого (пористість $n = 0,12$) SiC-зразка використано із [49] для безпористого SiC. Густина пористого SiC-зразка – 2800 кг/м^3 , температурні залежності теплопровідності та теплоємності наведено на рис. 2. Карбід кремнію є неелектропровідним матеріалом – його питомий електроопір при температурі 298 К є більшим, ніж $0,13 \cdot 10^4 \text{ Ом}\cdot\text{м}$, а при 1373 К перевищує $0,5 \cdot 10^{-3} \text{ Ом}\cdot\text{м}$.

Дані для властивостей електротеплоізоляційної засипки – вільно насипаного порошку діоксиду цирконію ZrO_2 – використано із [47] і обчислено значення властивостей засипки за методикою [48] з урахуванням її пористості $n = 0,62$. Отже, в комп'ютерній моделі було використано такі значення властивостей засипки: густина $\rho = 2318 \text{ кг/м}^3$, коефіцієнт теплопровідності $\lambda = 1,2 \text{ Вт/(м}\cdot\text{град)}$, питомий електроопір $\gamma = 10^6 \text{ Ом}\cdot\text{м}$, питома теплоємність

$$c(T) = \begin{cases} (1-n)(C_0 + C_1 T + C_2 T^{-2}) / 0,123 + 1100 n, & 300 K \leq T \leq 1478 K; \\ 652(1-n) + 1100 n, & T > 1478, \end{cases}$$

де $C_0 = 62,57$, $C_1 = 0,754 \cdot 10^{-2}$, $C_2 = 0,141 \cdot 10^7$.

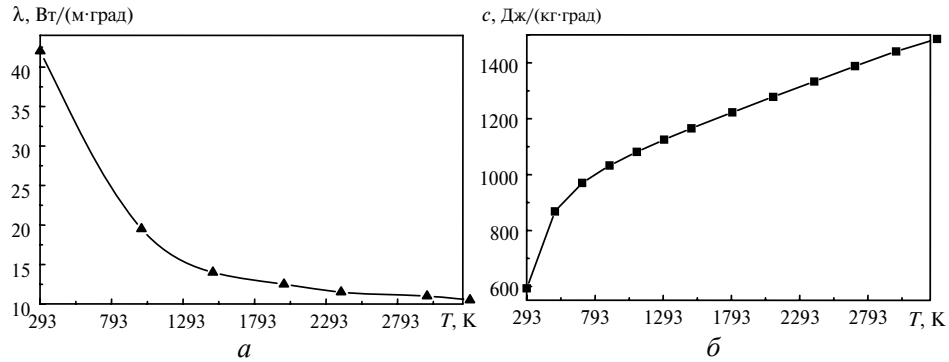


Рис. 2. Температурна залежність коефіцієнта теплопровідності (а) та питомої теплоємності (б) матеріалу SiC-зразка.

Матеріалом зовнішнього і внутрішнього тиглів із кришками, циліндру та інфільтраційної кришки (див. рис. 1) був графіт ЕГ-1. Значення електро-теплофізичних властивостей графіту було взято із [50] – густина $\rho = 1700 \text{ кг/м}^3$, температурні залежності питомої теплоємності, коефіцієнту теплопровідності та питомого електричного опору подано на рис. 3.

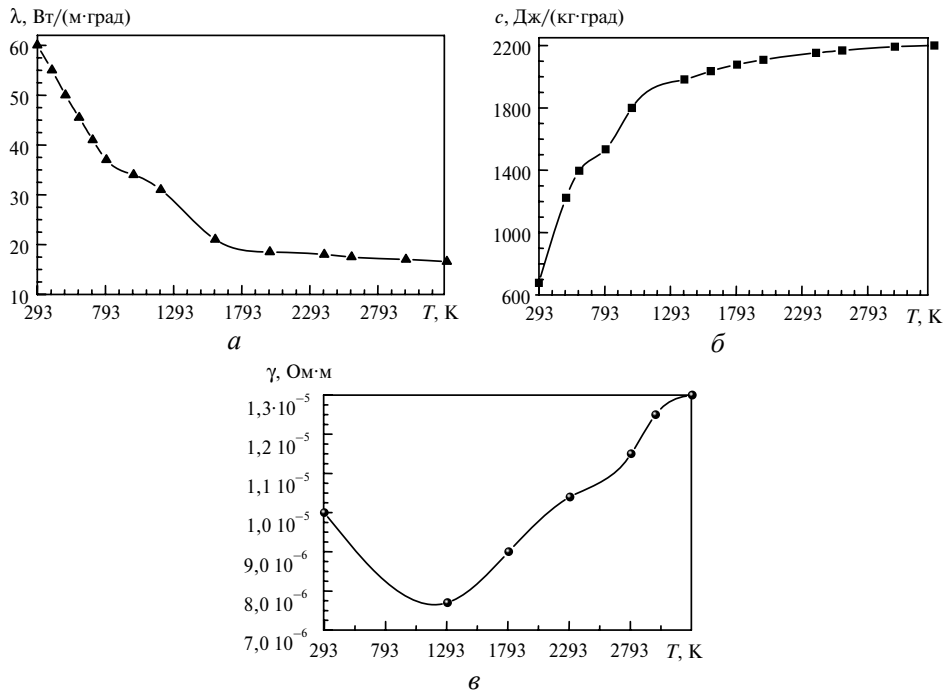


Рис. 3. Температурна залежність теплофізичних властивостей графіту ЕГ-1 [50]: коефіцієнта теплопровідності (а), питомої теплоємності (б), питомого електричного опору (в).

Для задання властивостей кремнію було використано дані із [41, 45]. Температурні залежності густини, коефіцієнта теплопровідності та теплоємності кремнію, які були використані в обчисленнях, наведено на рис. 4, величину питомого електроопору було прийнято рівною $1,5 \cdot 10^6$ Ом·м.

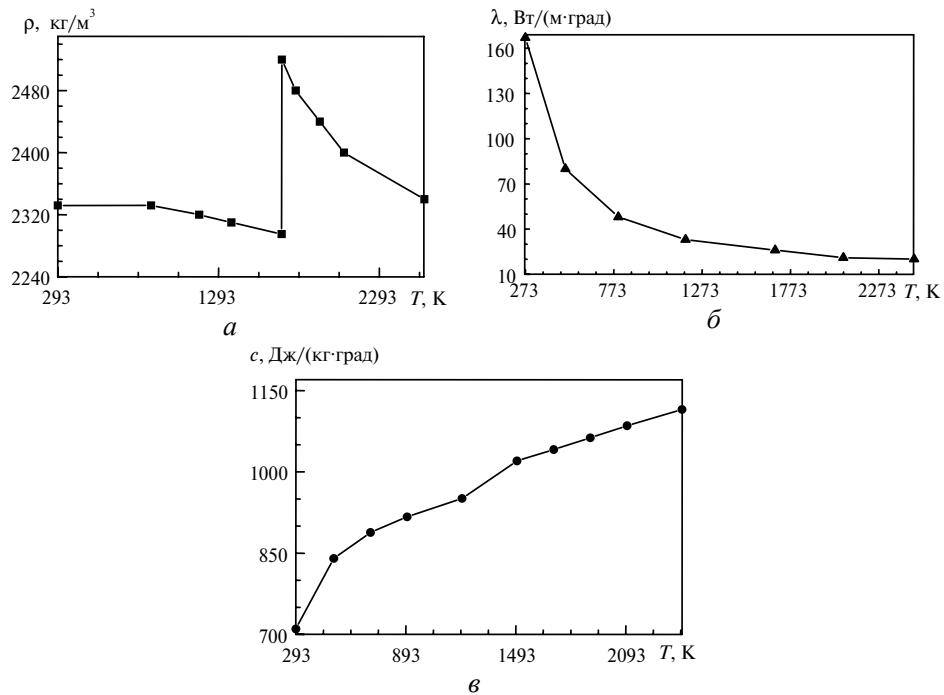


Рис. 4. Температурна залежність теплофізичних властивостей кремнію [41, 45]: густина (а), коефіцієнт теплопровідності (б), питома теплоємність (в).

Значення електротеплофізичних властивостей азбесту, бетону та ґрунту задавали згідно із даними [46, 51]. Було вибрано такі значення властивостей: для ґрунту $\rho = 2200 \text{ kg/m}^3$, $c = 800 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{град)}$, $\lambda = 1,5 \text{ Вт/(м}\cdot\text{град)}$, $\gamma = 10^3 \text{ Ом м}$; для бетону $\rho = 2500 \text{ kg/m}^3$, $c = 840 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{град)}$, $\lambda = 1,6 \text{ Вт/(м}\cdot\text{град)}$, $\gamma = 10^{10} \text{ Ом м}$; для азбесту $\rho = 2400 \text{ kg/m}^3$, $c = 820 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{град)}$, $\lambda = 0,372 \text{ Вт/(м}\cdot\text{град)}$, $\gamma = 10^{10} \text{ Ом м}$.

При моделюванні конвективного та променевого теплообміну важливо якомога точніше задати випромінювальні властивості матеріалів поверхонь випромінювання. В обчисленнях було використано дані із [50] для температурної залежності випромінювальної здатності графіту ЕГ-1 (рис. 5). Значення коефіцієнтів випромінювання з поверхонь кремнію та SiC-зразка дорівнювало 0,8, а з поверхонь засипки із двооксиду цирконію – 0,86.

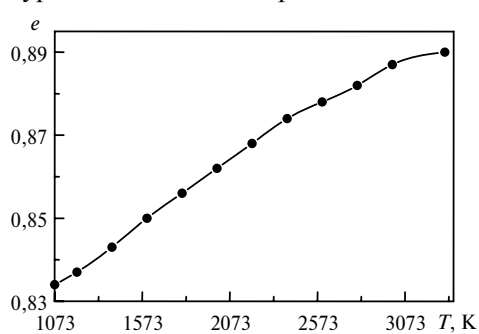


Рис. 5. Температурна залежність випромінювальної здатності графіту ЕГ-1 [50].

З використанням методики [52] при моделюванні конвективного теплообміну на поверхнях S_{KL} і S_{MNPR} при температурі зовнішнього середовища 293 К було вибрано значення коефіцієнта $\alpha = 25 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{град)}$ в граничних умовах (8) і (9). На поверхні S_{LM} засипки було вибрано

значення $\alpha = 77,5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$ на основі рівняння балансу тепла в ізоляційній прокладці (див. рис. 1) із азбестового картону з урахуванням його товщини (3 мм) і коефіцієнта теплопровідності [46].

При моделюванні процесів теплопровідності та променевого теплообміну умови (10)–(12) задаються для кожної із таких чотирьох ($K = 4$) груп поверхонь:

– внутрішні поверхні зовнішнього тигля і його кришки, зовнішні поверхні внутрішнього тигля і його кришки та зовнішня поверхня графітового циліндра;

– внутрішні поверхні внутрішнього тигля і його кришки та частини поверхні кремнію і інфільтраційної решітки;

– частина внутрішньої поверхні внутрішнього тигля, поверхня SiC-зразка і поверхня інфільтраційної решітки;

– частина внутрішньої поверхні зовнішнього тигля, частина зовнішньої поверхні внутрішнього тигля і внутрішня поверхня графітового циліндра.

РЕЗУЛЬТАТИ ЧИСЕЛЬНИХ ТА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ

Для розв'язання задачі індукційного та променевого нагрівання (1)–(12) використано чисельний метод скінченних елементів у поєднанні методу Бубнова-Гальоркіна та скінченнорізницевої процедури по часі, яка базується на схемі Ньютона-Рафсона. Для моделювання променевого теплообміну використовується метод випромінювань. Обчислення виконано за допомогою модернізованої версії пакету програм [39], в якій реалізовано моделювання променевого теплообміну. Розрахунки проведено при таких даних: внутрішній діаметр індуктора – 0,27 м, кількість витків індуктора – 13, зовнішній діаметр зовнішнього тигля – 0,20 м, його внутрішній діаметр – 0,175 м, розміри решітки конструкційних елементів установки пропорційні вказаним на рис. 1 розмірам. Розміри всієї зовнішньої (по відношенню до технологічної установки) області було вибрано такими: $0 \leq x \leq 1,5 \text{ м}$; $-1,7 \leq y \leq 2,5 \text{ м}$. Частота електричного струму індуктора – 2200 Гц, режим нагрівання задавався згідно із даними, наведеними в таблиці для загальної величини потужності нагрівання та діючої величини струму в індукторі. Із загальної потужності частина затрат на нагрівання води в трубці індуктора становила 10–30 кВт. Процес нагрівання тривав 4 год.

Режим нагрівання технологічної установки в процесі спікання

Час, хв	0–60	60–120	120–150	150–180	180–220	220–240
Потужність, кВт	20	30	40	50	60	70
Діюча величина струму в індукторі, кА	1,38	1,95	2,18	2,39	2,76	2,80

За отриманими результатами обчислень побудовано картини розподілу температури в технологічній установці, в SiC-зразку та в кремнію (рис. 6–9), а також графіки зміни температури в характерних точках елементів установки, SiC-зразка та кремнію (рис. 10, 11). За картинами розподілу температури проведено аналіз зміни температурного поля в SiC-зразку в процесі нагрівання. За ступенем прогрівання кремнію та SiC-зразка весь процес нагрівання можна розбити на такі стадії. Перша (або початкова) стадія характеризується тим, що в нагріванні зразка переважає нагрівання шляхом

теплопровідності (див. рис. 6, *a*); тривалість стадії – від нуля до 2400 с. Друга стадія триває від 2400 до 6700 с – моменту закінчення прогрівання кремнію до температури його плавлення; третя стадія завершується на 7200 с – при закінченні прогріву всього об'єму зразка до температури плавлення кремнію,

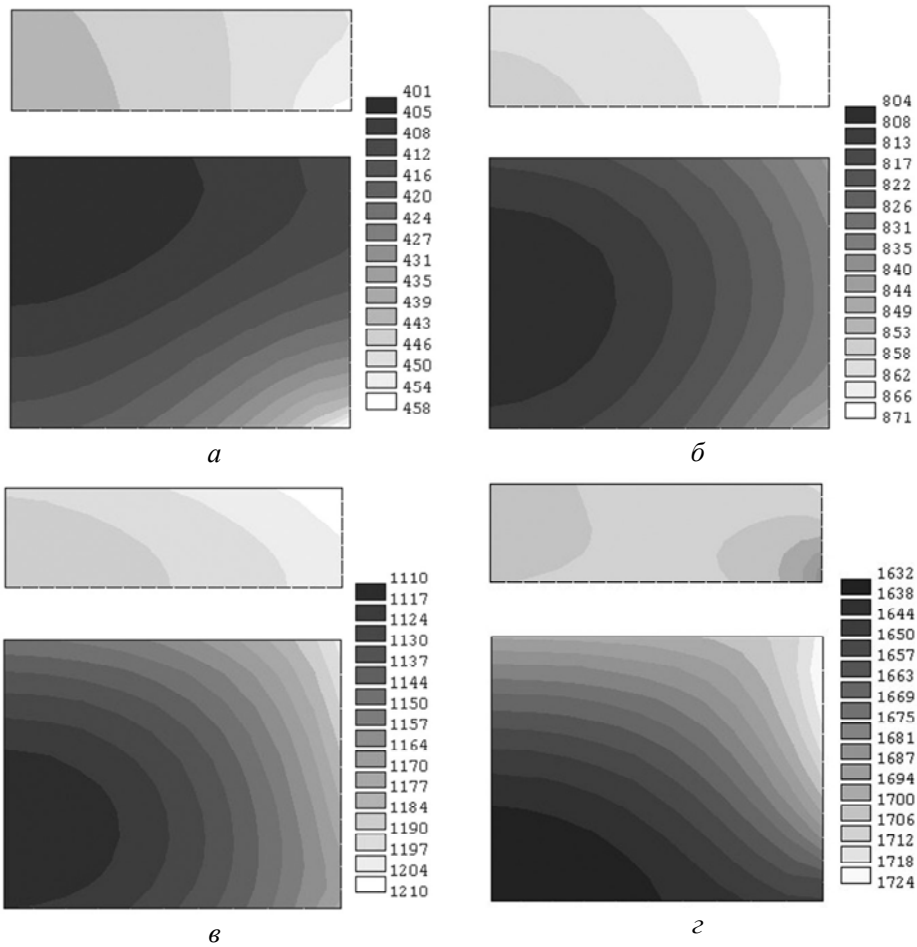


Рис. 6. Розподіл температури в кремнію та в SiC-зразку на першій (0–2400 с) стадії при $t = 720$ (*a*) і 2400 (*б*) с і на другій (2400–6700 с) стадії при $t = 4200$ (*в*) і 6698 (*г*) с.

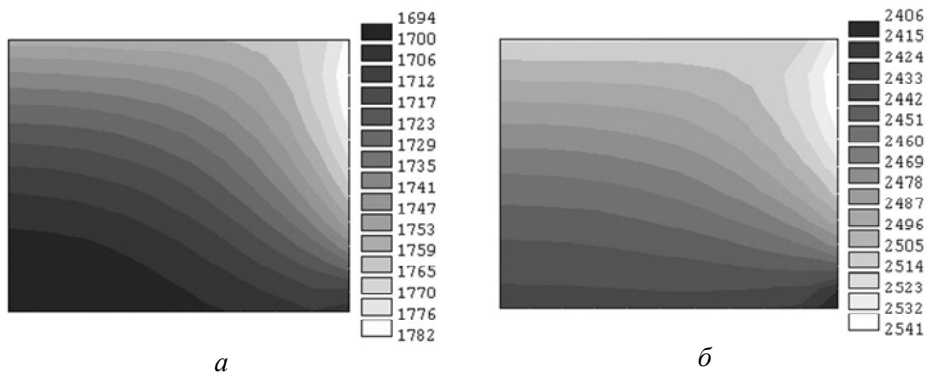


Рис. 7. Розподіл температури в SiC-зразку на третій (6700–7200 с) і четвертій (7200–14400 с) стадіях спікання при 7200 (*a*) і 13200 (*б*) с.

а четверта стадія триває від 7200 с до кінця процесу спікання – до 14400 с. Як видно на рис. 6 і 7, нагрівання кремнію відбувається швидше, ніж SiC-зразка, внаслідок цього температура майже всієї верхньої частини SiC-зразка менша від температури кремнію. На першій стадії в процесі нагрівання SiC-зразка і кремнію переважає нагрівання за рахунок теплопровідності від інфільтраційної решітки та від дна внутрішнього тигля. Зі збільшенням тривалості нагрівання зростає питома частка нагрівання об'ємів SiC-зразка і кремнію, в яких переважає нагрівання шляхом променевого випромінювання від внутрішніх поверхонь зовнішнього і внутрішнього тиглів. З початку другої стадії в нагріванні SiC-зразка переважає нагрівання за рахунок випромінювання (див. рис. 6–9), при цьому температура його верхньої частини більша, ніж нижньої (див. рис. 6, з, 7). Починаючи з другої половини четвертої стадії, точки максимальної та мінімальної температур в SiC-зразку знаходяться відповідно у верхній та нижній частинах його бічної поверхні.

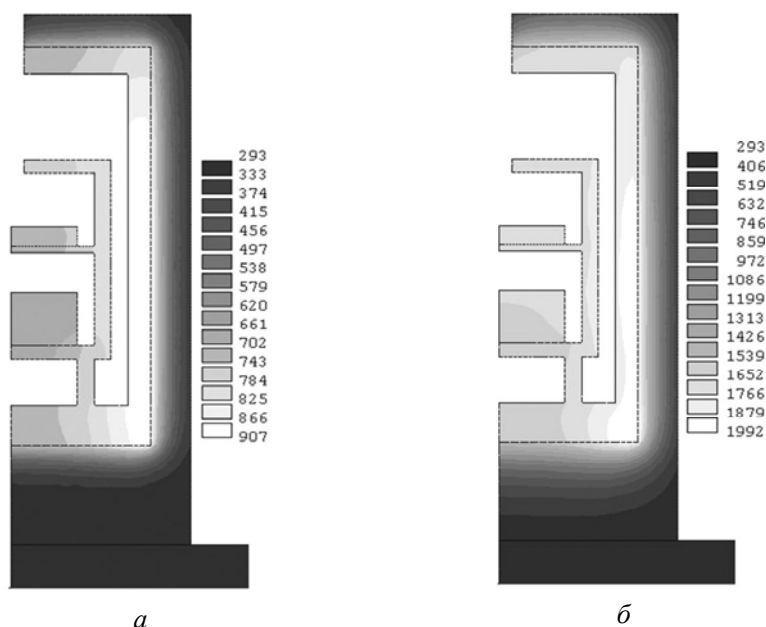


Рис. 8. Розподіл температури в технологічній установці на першій (1800 с, *а*) і другій (6600 с, *б*) стадіях спікання.

Більш повну інформацію про протікання теплових процесів під час спікання можна отримати в результаті аналізу зміни в часі температурного поля в усій технологічній установці (див. рис. 8 і 9). Як бачимо, на всіх стадіях нагрівання найбільше нагрівається нижня частина стінки зовнішнього тигля, що, очевидно, пов'язано із проявом ефекту “близькості” центру індуктора до нижньої частини тигля. Хоча SiC-зразок знаходиться ближче до цієї найбільш нагрітої частини технологічної установки, ніж кремній, однак нижня частина зразка нагрівається до температури, меншої від температури кремнію. Це спричинено, очевидно, тим, що об'єм SiC-зразка більший – принаймні вдвічі – від об'єму кремнію, а також більш інтенсивним нагрівом кремнію за рахунок променевого випромінювання від внутрішньої поверхні внутрішнього тигля. Як бачимо на рис. 6, верхня частина SiC-зразка прогрівається майже до такого ж самого рівня температури, як і кремній, а в нижній частині температура менша, ніж в його верхній частині. Це може призвести до уповільнення

або припинення на деякий час процесу просочування не тільки нижньої частини, а також і всього зразка, оскільки зі зниженням температури в'язкість рідкого кремнію та кут змочування ним стінок пор SiC-зразка зростають [41, 42].

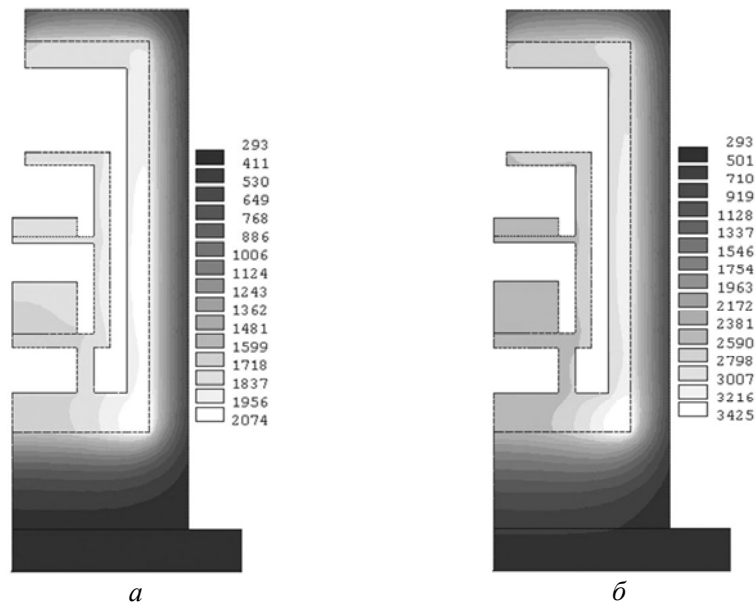


Рис. 9. Розподіл температури в технологічній установці на третій (7200 с, *a*) і четвертій (13200 с, *б*) стадіях спікання.

На рис. 10 представлено зміну в часі найменшої (T_{\min}) і найбільшої (T_{\max}) температури в SiC-зразку, а на рис. 11 – зміну максимальних значень температури в зовнішньому ($T_{\text{зовн}}$) та внутрішньому ($T_{\text{внутр}}$) тиглях в процесі нагрівання. Видно, що по мірі тривалості нагрівання різниця між значеннями величин T_{\max} і T_{\min} та $T_{\text{зовн}}$ і $T_{\text{внутр}}$ зростає. Протягом другої половини часу нагрівання, коли SiC-зразок повністю прогрівся до температури плавлення кремнію, різниця $T_{\max} - T_{\min}$ зростає на 37 % – від 100 до 137 градусів, а різниця $T_{\text{зовн}} - T_{\text{внутр}}$ зростає більше, ніж втричі – від 179 до 624 градусів. Очевидно, що в першу чергу це пов'язано зі зростанням протягом всього часу

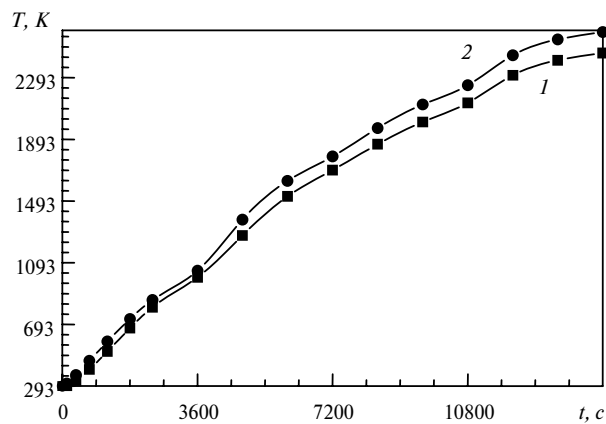


Рис. 10. Зміна в часі мінімальної (1) та максимальної (2) температури в SiC-зразку.

нагрівання як потужності нагрівання, так і струму в індукторі (див. таблицю). Слід відмітити, що за результатами обчислень перепад температури в кремнію до моменту його розплавлення (6698 с) також зростає і не перевищує 32 градусів.

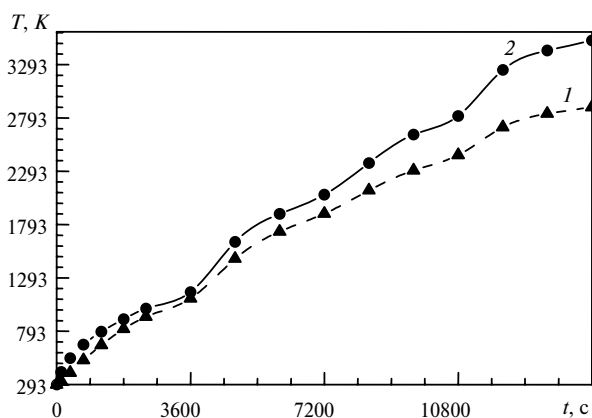


Рис. 11. Зміна в часі максимальних температур у внутрішньому (1) та зовнішньому (2) тиглях.

Отримана інформація про температурне поле в технологічній установці в процесі індукційного та променевого нагрівання під час спікання може бути використана при проектуванні технологічних установок спікання композитних матеріалів, для оптимізації режиму нагрівання, при дослідженні процесу консолідації компонентів SiC-зразків під час спікання.

В процесі нагрівання проводили вимірювання температури на верхній поверхні кремнію (див. рис. 1), а після його розплавлення і просочення крізь інфільтраційну решітку в SiC-зразок – на верхній поверхні інфільтраційної решітки. Вимірювання температури виконано за допомогою пірометра “Промінь” через отвори у верхніх кришках зовнішнього та внутрішнього тиглів. На рис. 12 наведено графіки зміни в часі температури на поверхнях кремнію та інфільтраційної решітки, отримані за результатами обчислень та вимірювань. В усі моменти часу, для яких проводиться порівняння, значення температури, отримані в результаті обчислень, є більшими від значень температури, виміряних експериментально. Ймовірно, це пов’язано із система-

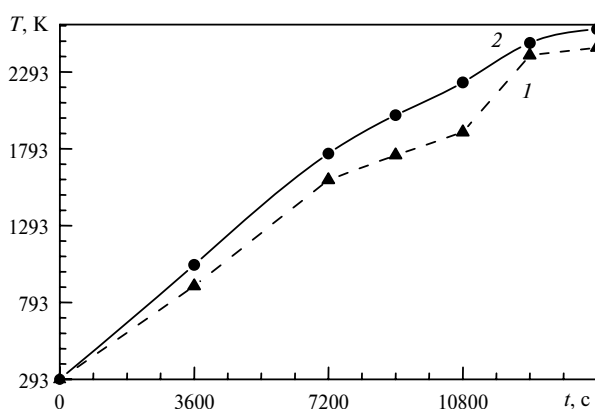


Рис. 12. Порівняння результатів обчислень та вимірювань температури на поверхнях кремнію та інфільтраційної решітки: розрахунок (1), експеримент (2).

тичною похибкою вимірювання температури, зумовленою наявністю газового середовища із продуктів випаровування в об'ємі зовнішнього та внутрішнього тиглів, яке знаходиться на шляху від окуляра пірометра до поверхонь кремнію та інфільтраційної решітки і яке частково розсіює і частково поглинає від останніх світловий сигнал. Як видно з рис. 12, результати розрахунків температури та результати вимірювань добре узгоджуються між собою. Це свідчить про адекватність комп'ютерної моделі температурного поля в установці в процесі спікання композиційних матеріалів з використанням індукційного та променевого нагрівання.

ОБГОВОРЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ

Осесиметрична комп'ютерна модель температурного поля, яку використано в даній роботі, є наближенням реального розподілу температури в технологічній установці в процесі спікання. В реальних ситуаціях одночасно спікають декілька SiC-зразків, у яких форма часто не осесиметрична, а може мати вигляд тонких прямокутних пластин або прямих паралелепіпедів. Тому отримані результати обчислень є, в певній мірі, наближеними до характеристик реальних випадків спікання. Однак отримані оцінки перепаду температури в об'ємі SiC-зразка (100–137 градусів) і в об'ємі кремнію (32 градуси), які є невеликими порівняно із різницею температури розплавленого інфільтратора і його початкової температури та є навіть співмірними із похибкою вимірювань температури (± 50 градусів) пірометром, дають підстави зробити висновок про те, що використання розробленої комп'ютерної моделі є правомірним для чисельного дослідження температурного поля в технологічній установці в процесі спікання.

ВИСНОВКИ

Розроблено комп'ютерну модель температурного поля в об'ємі технологічної установки в процесі високотемпературного спікання композитних керамічних матеріалів з використанням індукційного та променевого нагрівання. На підставі доброго узгодження чисельних результатів із результатами вимірювання температури встановлено адекватність комп'ютерної моделі.

Хоча SiC-зразок, що спікається, знаходиться ближче до зони максимальної температури в технологічній установці, однак до моменту досягнення температури плавлення інфільтратора (кремнію) об'єм останнього прогрівається швидше, ніж SiC-зразок; до цього моменту SiC-зразок не встигає повністю прогрітись до температури плавлення кремнію.

З моменту початку процесу просочування перепад температури в зразку, що спікається, зростає на третину і змінюється від 100 до 137 градусів, а різниця між максимальними значеннями температури у зовнішньому та внутрішньому тиглях зростає дуже суттєво – від 179 до 624 градусів.

Отримані результати можуть бути використані при проектуванні та вдосконаленні конструкції технологічної установки для високотемпературного спікання композитних матеріалів з використанням індукційного і променевого нагрівання, для оптимізації режимів нагрівання, при дослідженні процесу консолідації компонентів SiC-зразків в процесі спікання.

Автор висловлює подяку кандидату технічних наук В. Г. Куличу за надані результати вимірювання температури.

The computer model of temperature field in technological furnace during sintering of the ceramic powder specimen using inductive and radiation heating was developed.

The computer model is based on finite elements method and Newton-Rafson time scheme; for the simulation of radiative heat transfer the radiosity method is used. The numerical analysis of temperature field in technological furnace during sintering process was accomplished. The results of numerical and experimental investigations of temperature on the surface of infiltrator are presented. The good agreement of the numerical results with experimental data ratify the adequacy of computer model.

Keywords: *computer simulation, induction and radiative heating, sintering, carbide composites.*

Разработана компьютерная модель температурного поля высокотемпературной установки спекания порошковых образцов из керамических материалов с использованием индукционного и лучистого нагревов. Для численного решения системы уравнений, описывающих процессы индукционного и лучистого нагревов, используется метод конечных элементов в сочетании с конечноразностной процедурой по времени, базирующейся на схеме Ньютона-Рафсона, а при моделировании лучистого теплообмена – метод радиоактивности. Проведен численный анализ температурного поля в технологической установке в процессе спекания. Приведено сравнение численных результатов с результатами измерения температуры на поверхности инфильтратора в процессе спекания композитной смеси с карбидокремниевым каркасом; на основе согласия результатов вычислений с результатами измерений сделан вывод об адекватности компьютерной модели.

Ключевые слова: *компьютерное моделирование, индукционный и лучистый нагрев, спекание, карбидные композиты.*

1. Зигель Р., Хауэлл Дж. Теплообмен излучением. – М.: Мир, 1975. – 935 с.
2. Кутателадзе С. С. Основы теории теплообмена. – М.: Атомиздат, 1979. – 416 с.
3. Лисиенко В. Г., Волков В. В., Гончаров А. Л. Математическое моделирование теплообмена в печах и агрегатах. – Киев: Наук. думка, 1984. – 232 с.
4. Greenberg D. P., Cohen M. F., Torrance K. E. Radiosity: a method for computing global illumination // Visual Computer. – 1986. – N 2. – P. 291–297.
5. Baum D. R., Rushmeier H. E., Winget J. M. Improving radiosity solutions through the use of analytically determined form-factors // Computer Graphics. – 1989. – 23, N 3. – P. 325–334.
6. Griffith B., Curcia D., Türler D., Arasteh D. K. Improving computer simulations of heat transfer for projecting fenestration products: using radiation view-factor models // ASHRAE Transactions. – 1998. – N 104 (1). – P. 845–855.
7. Hofmann N., Neises J., Hediger F., Proff U. Numerical simulation of radiation-heated mobile casting moulds // Computer Systems Eng. – 1995. – 6, N 1. – P. 73–81.
8. Khoukhi M., Maruyama S. Temperature and heat flux distributions through single and double window glazing nongray calculation // Smart Grid Renewable Energy. – 2011. – N 2. – P. 21–26.
9. Hong S. H., Welty J. R. Monte Carlo simulation of radiation heat transfer in a three-dimensional enclosure containing a circular cylinder // Numerical Heat Transfer, Part A: Appl. – 1999. – 36, N 4. – P. 395–409.
10. Ruther S. J. Radiation heat transfer simulation of a small particle solar receiver using the Monte- Carlo method. – Submitt. for the Degree of Master of Sci. in Mechanical Eng. – San Diego: San Diego State University, 2010. – 105 p.
11. Amaya J., Collado E., Cuenot B. and Poinsot T. Coupling LES, radiation and structure in gas turbine simulations // Proc. the Summer Program 2010: Center for Turbulence Research. – Stanford, 2010. – P. 239–249.
12. Colomer G., Costa M., Consul R., Oliva A. Three-dimensional numerical simulation of convec and radiation in a differentially heated cavity using discrete ordinates method // Int. J. Heat Mass Transfer. – 2004. – N 47. – P. 257–269.
13. Яшина К. В. Один из способов управления технологическим процессом дуговой сталеплавильной печи // Математичне та комп'ютерне моделювання. Серія: Техн. науки. – 2008. – Вип. 1. – С. 197–201.
14. Суринов Ю. А. Об итерационно-зональном методе исследования и расчета локальных характеристик лучистого теплообмена // Теплофизика высоких температур. – 1972. – 10, № 4. – С. 844–852.

15. Тимошпольский В. И., Герман М. Л., Гринчук П. С., Ознобишин А. Н. Численное решение уравнения переноса излучения в поглощающей, излучающей и рассеивающей среде со сложной 3-D геометрией // Инж.-физ. журнал. – 2005. – 78, № 1. – С. 138–147.
16. Тимошпольский В. И., Герман М. Л., Гринчук П. С., Андрианов Д. Н. Расчет характеристик переноса теплового излучения в рабочем пространстве кольцевой печи // Там же. – 2005. – 78, № 3. – С. 3–14.
17. Озарків І. М., Максимів В. М., Кобринович М. С., Копинець З. П. Моделювання променевого теплообміну методом електротеплових аналогій // Наук. вісник Нац. лісотехн. ун-ту України. – 2007. – Вип. 17.2. – С. 53–57.
18. Бушланов В. П., Бушланов И. В. Метод расчета теплообмена излучением в топке осесимметричной конфигурации на основе уравнений для компонент суммарного вектора потока лучистой энергии. Система уравнений // Изв. Томского политехн. ун-та. Сер.: Энергетика. – 2008. – 312, № 4. – С. 13–19.
19. Евдокимов И. Е., Сорокин А. А. Моделирование излучения струи горячих газов в ANSYS CFX // Вестн. двигателестроения. – 2010. – № 2. – С. 29–33.
20. Демидович В. Б. Теория, исследование и разработка индукционных нагревателей для металлургической промышленности // Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Санкт-Петербург, 2002. – 26 с.
21. Обухова А. В. Исследование и разработка индукционной системы выплавки тротила для конверсионных технологий // Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Самара, 2003. – 20 с.
22. Шумаков М. А. Разработка и исследование системы индукционного нагрева вязких жидкостей при производстве строительных мастик // Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Самара. – 2003. – 19 с.
23. Гачкевич О., Дробенко Б. Математичне моделювання процесу індукційного нагрівання електропровідних тіл // Вісник Львів. ун-ту: Сер. прикл. матем. інформ. – 2004. – Вип. 8. – С. 97–111.
24. Лепешкин А. Р. Разработка эффективных режимов скоростного индукционного нагрева изделий с учетом термических напряжений // Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Москва, 2007. – 34 с.
25. Dughiero F., Forzan M., Lupi S. 3D solution of electromagnetic and thermal couplet field problems in the continuous transverse flux heating of metal strips // IEEE Trans. Magnetics. – 1997. – 33, N 2. – P. 2147–2150.
26. Thompson M. T. Simple models and measurements of magnetically induced heating effects in ferromagnetic fluids // Ibid. – 1998. – 34, N 5. – P. 3755–3764.
27. Chaboudez C., Clain S., Glardon R., Mari D., Rappaz J., Swierkosz M. Numerical modeling in induction heating for axisymmetric geometries // Ibid. – 1997. – 33, N 1. – P. 739–745.
28. Yuan J, Kang J, Rong Y, Sisson Jr. Finite element analysis of induction hardening process of Steel // Heat treating and surface engineering: Proc. of 22nd Heat Treating Society Conf. and the 2nd Int. Surface Engineering Congress, Indianapolis, Indiana, USA, 15–17 Sept., 2003. – Indianapolis: ASM Int. – P. 104–111.
29. Cajner F., Smoljan B., Landek D. Computer simulation of induction hardening // J. Mater. Proc. Techn. – 157–158. – 2004. – P. 55–60.
30. Kurek K., Dolega D. Modeling of induction hardening // Int. Sci. Colloquium: Modeling of Electromagnetic Processing, Hannover, Germany, 24–26 March, 2003. – P. 125–130.
31. Karban P., Mach M., Doležel I., Barglik J. Continual surface induction hardening of profile prismatic steel bodies // Int. Sci. Colloquium: Modelling for Material Processing, Riga, Latvia, 8–9 June, 2006. – P. 215–220.
32. Barglik J, Arendarska J., Dolega D., Smagor A. Numerical modeling of induction hardening of steel bodies // Int. Sci. Colloquium: Modelling for Electromagnetic processing, Hannover, Germany, 27–29 Oct., 2008. – P. 111–116.
33. Tavakoli M. H., Karbaschi H., Samavat F. Computational modeling of induction heating process // PIER Letters. – 2009. – 11. – P. 93–102.
34. Дутка В. А. Комп'ютерне моделювання створення перепаду механічних властивостей на поверхні державки твердосплавного різця в результаті гартування після індукційного паювання // Сверхтв. материалы. – 2010. – № 1. – С. 75–85.
35. Заикина Н. В. Моделирование и оптимальное управление процессом индукционного нагрева алюминиевых заготовок, вращающихся в магнитном поле постоянного тока // Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Самара, 2010. – 23 с.

36. *Kosec B., Karpe B., Licen M., Kosec G.* Inductive heating and quenching of planetary shafts // *J. Achiev. Mater. Manufact. Eng.* – 2010. – 39, N 2. – P. 190–196.
37. *Umbrashko A., Baake E., Nacke B., Jakovics A.* Experimental investigations and numerical modelling of the melting process in the cold crucible // *COMPEL: Int. J. Comput. Math. Electrical Electronic Eng.* – 2005. – 24, N 1. – P. 314–323.
38. *Lavers J. D., Ahmed M. R.* A boundary element method to predict the shape of a molten metal free surface in an electromagnetic confinement field // *IEEE Trans. Magnetics.* – 1988. – N 24. – P. 2521–2523.
39. *Дутка В. А.* Математическое моделирование электромагнитных и термомеханических полей при горячем прессовании керамических материалов с использованием индукционного нагрева // *Докл. АН УССР. Сер. А.* – 1991. – № 2. – С. 15–19.
40. *Дулюцкий А. Е., Рыскин С. Е., Немков В. С., Павлов Н. А., Бамунэр А. В.* Индукторы для индукционного нагрева. – Л.: Энергия, 1974. – 264 с.
41. *Глазов В. М., Чижевская С. Н.* Жидкие полупроводники. – М.: Наука, 1968. – 244 с.
42. *Гнесин Г. Г.* Карбидокремниевые материалы. – М.: Metallurgy, 1977. – 216 с.
43. *Yushmanov S. P., Crompton J. S., Korpenhoefer K. C.* Simulation of manufacturing process of ceramic matrix composites // *Excerpt Proc. COMSOL Conf.* – Boston, 2008. – P. 1–6.
44. *Тучинский Л. И.* Композиционные материалы, получаемые методом пропитки. – М.: Metallurgy, 1986. – 208 с.
45. *Свойства элементов: Справ. Ч. 1. Физические свойства / Под ред. Г. В. Самсонова.* – М.: Metallurgy, 1976. – 600 с.
46. *Таблицы физических величин: Справ. / Под ред. акад. И. К. Кикоина.* – М.: Атомиздат, 1976. – 1008 с.
47. *Физико-химические свойства окислов: Справ. / Под ред. Г. В. Самсонова.* – М.: Metallurgy, 1969. – 456 с.
48. *Дульнев Г. Н., Заричняк Ю. П.* Теплопроводность смесей и композиционных материалов. – Л.: Энергия, 1974. – 264 с.
49. *Самсонов Г. В., Винницкий И. М.* Тугоплавкие соединения: Справ. – М.: Metallurgy, 1976. – 560 с.
50. *Свойства конструкционных материалов на основе углерода: Справ. / Под ред. В. П. Соседова.* – М.: Metallurgy, 1975. – 336 с.
51. *Єлізаров М. О., Журав В. В.* Вплив механічного складу і вологості ґрунту на його електропровідність // *Вісник Кременчуцького нац. ун-ту.* – 2010. – Вип. 6, ч. 1. – С. 182–185.
52. *Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент: Справ. / Под общ. ред. В. А. Григорьева, В. И. Зорина.* – М.: Энергоиздат, 1982. – 510 с.

Ін-т надтвердих матеріалів
ім. В. М. Бакуля НАН України

Надійшла 21.02.12