

Інструмент, порошки, пасти

УДК 622.24.051:536.2

В. А. Дутка*, А. Л. Майстренко, В. М. Колодніцький,
С. Д. Заболотний**

Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля

НАН України, м. Київ, Україна

*vadutka@ukr.net

**vasylkolod56@gmail.com

Ефективна модель теплових процесів під час зварювання тертям з перемішуванням жаростійких сплавів інструментом з надтвердих матеріалів

Побудовано ефективну комп'ютерну модель теплових процесів під час зварювання тертям з перемішуванням (ЗТП) жаростійких сплавів інструментом із надтвердих матеріалів. Модель складається тільки з функціонального елемента і зварюваних (з'єднуваних) деталей (пластин) з відповідними граничними умовами на поверхнях елементів цієї моделі. Граничні умови було вибрано за результатами комп'ютерних експериментів із використанням повної моделі, яка складається з функціонального елемента, його оснащення, зварюваних деталей та опорної пластини. Обґрунтовано вибір граничних умов для ефективної моделі на поверхнях контакту її елементів з іншими елементами устаткування для ЗТП та за розподілом теплового потоку на поверхні зварюваних деталей, який прямує в опорну пластину. Показано, що в існуючих спрощених моделях неврахування розподілу теплового потоку призводить до суттєвих похибок у результаті обчислення розподілу температурного поля у зварюваних деталях. З використанням ефективної моделі час обчислень зменшується у 2–2,5 рази порівняно із використанням розширеної моделі. За результатами чисельних експериментів визначено значення параметрів процесу ЗТП, за яких можливо забезпечити термостійкість інструменту з кибориту в процесі ЗТП.

Ключові слова: зварювання тертям з перемішуванням, жароміцні сплави, інструмент із кибориту, теплові процеси, моделювання.

ВСТУП

Під час зварювання тертям з перемішуванням (ЗТП) температурне поле є одним з головних чинників, що впливають на перебіг процесу з'єднання зварюваних деталей [1–5], на отримання якісного зварного шва та на стійкість і зношування інструменту [6–11]. Останнє є особливо важливим для ЗТП жаростійких сплавів інструментом із надтвердих матеріалів, зокрема, на основі полікристалічного кубічного нітриду бору – кибориту [7, 9–13]. Такий інструмент є високовартісним через високу вартість складових функ-

ціонального елементу (вольфраму, ренію і т. ін.) та складні технологічні умови його виготовлення [9, 12, 13].

З урахуванням вище наведеного, моделювання теплового стану інструменту і деталей в процесі ЗТП є надзвичайно важливим етапом дослідження. Використання моделі теплових процесів як складової більш узагальненої моделі термомеханічних процесів під час ЗТП вимагає великих витрат машинного часу. Тому не менш важливою є також розробка спрощеної ефективної моделі теплових процесів під час ЗТП із погляду суттєвого зменшення витрат машинного часу. Для того, щоб така модель була ефективною, потрібно, щоб вона складалася, перш за все, з мінімальної кількості геометричних компонентів, а саме, зі зварюваних деталей та інструменту. Вплив явно відсутніх у такій моделі деталей кріплення інструменту та деталей кріплення зварюваних пластин враховують відповідно вибраними граничними умовами на поверхнях інструменту і з'єднуваних деталей [1–6, 10, 11]. Водночас, як показують результати чисельних експериментів, є важливим коректне задавання на поверхнях зварюваних деталей граничних умов конвекційного теплообміну, за яких буде забезпечено адекватне моделювання картин температури в цих деталях. Особливо це стосується коректного задавання умов конвекційного теплообміну на нижній поверхні пластин, що зварюють, з використанням, як правило, ефективного (деякі автори називають ще еквівалентного або фіктивного) коефіцієнта конвекції [1, 2], який враховує вплив опорної пластини на тепловіддачу від зварюваних пластин.

На даний час у більшості робіт з моделювання теплових полів у процесі ЗТП якраз використовують спрощені моделі, що містять лише зварювані деталі і робочий елемент інструменту [1–6, 10, 11]. В [1, 4] розрахункова геометрична область складається зі зварюваних пластин з алюмінієвих сплавів і сталевго штиря інструменту. На нижній поверхні зварюваних пластин задається умова конвекційного теплообміну з уведенням ефективного коефіцієнта конвекції. В [1] значення цього коефіцієнта не вказано, а в [4] вибрано його значення $200 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. У [2] на нижній поверхні зварюваних пластин також розглядали умову конвекційного теплообміну з уведенням фіктивного коефіцієнта тепловіддачі. Для визначення значення цього коефіцієнта і теплового потоку, що прямує в штир, автори використовують метод оберненого аналізу, проте, значення фіктивного коефіцієнта конвекції у [2] не наведено. У [3] для моделювання процесу ЗТП інструментом із вольфраму сталевих пластин (нержавіюча сталь AISI 304) розміром $300 \times 150 \text{ мм}$ значення коефіцієнта конвекційного теплообміну на нижній стороні пластин вибрали рівним $120 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

В [5] наведено огляд моделювання теплообміну на нижній поверхні зварюваних пластин: коли опорна пластина не моделюється явно і коли опорна пластина моделюється явно. У першому разі теплообмін із опорною пластиною моделювали через завдання умови конвекційного теплообміну із введенням еквівалентного (або ефективного) коефіцієнта конвекції. Для моделювання ЗТП алюмінієвих сплавів одні автори вводять значення ефективного коефіцієнта конвекції $200 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ [14], інші – $1000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ [15]. У другому разі в ряді цитованих у [5] робіт запропоновано розглядати залежну від температури контактну провідність між заготовкою та опорною пластиною, а також залежну від тиску умову контакту на межі зварюваної пластини і опорної пластини.

У [6] ефективний коефіцієнт конвекції введено як залежний від місця пристискання зварюваної пластини до опорної пластини і він змінюється від 100 до $1000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. У [10] для моделювання ЗТП сталевих (AISI 304) пластин значення ефективного коефіцієнта конвекції вибирають у межах 350–

2000 Вт/(м²·К). В [11] для моделювання ЗТП сталевих пластин значення ефективного коефіцієнта конвекції на їхній нижній стороні прийняли 2000 Вт/(м²·К); тут зварювані пластини контактують з опорними сталевими пластинами і сталеву основою верстату. У [16] теплообмін між нижньою стороною пластин з алюмінієвих сплавів із опорною сталеву пластину моделювали у вигляді завдання умов конвекції з ефективним коефіцієнтом тепловіддачі 350 Вт/(м²·К), а в [17] – 1000 Вт/(м²·К).

Отже, у наведених вище роботах для моделювання теплообміну між зварюваними пластинами (алюмінієві сплави або сталі) і опорними пластинами значення ефективного коефіцієнта конвекції вибирали в межах 120–2000 Вт/(м²·К). Як показано у наведених вище роботах, вибір значення цього коефіцієнта залежить від ряду факторів: місця і умов контакту між зварюваними пластинами і опорами, розподілу температури у зварюваних пластинах, від теплофізичних властивостей – перш за все теплопровідності – матеріалу опорної пластини, її товщини і т. ін.

Метою даної роботи є побудова ефективної комп'ютерної моделі теплових процесів під час ЗТП жаростійких сплавів інструментом із надтвердих матеріалів, прогнозування температурного поля у зварюваних деталях із жаростійких сплавів у процесі ЗТП залежно від режимів зварювання, а також прогнозування термостійкості інструменту.

МОДЕЛЮВАННЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ПРОЦЕСІ ЗТП

Моделі розрахункових просторових областей температурного поля

Як було зазначено вище, ефективність комп'ютерної моделі температурного поля в процесі ЗТП полягає в тому, що її просторова розрахункова область містить мінімальну кількість компонентів – лише зварювані деталі та функціональний елемент інструмента. Тому з метою розроблення такої моделі після побудови просторової розрахункової області потрібно правильно визначити для неї граничні умови. Це можна зробити двома способами:

- використанням результатів розрахунків для розширеної моделі, яка, крім зварюваних деталей та функціонального елемента інструмента, містить ще деталі оснащення функціонального елемента та опорні пластини;

- використанням результатів експериментів з вимірювання температури в процесі ЗТП і т. п. Авторами було вибрано перший спосіб.

Було послідовно розглянуто три таких моделі по мірі їхнього спрощення: від першої (початкової) до третьої (ефективної). Перша (початкова) модель містить зварювані деталі і опорну пластину, функціональний елемент інструмента і його оснащення відповідно до обладнання, яке використовують для реалізації процесу ЗТП жаростійких сплавів. Обладнання виконано на базі фрезерного верстату (рис. 1). Схему початкової моделі показано на рис. 2, а і б. Друга модель містить зварювані деталі і опорну пластину та функціональний елемент інструмента (див. рис. 2, в); третя, ефективна з погляду витрат часу обчислень, містить лише зварювані деталі і функціональний елемент інструмента (див. рис. 2, г).

Базове рівняння теплопровідності

Для моделювання температурного поля в досліджуваній просторовій області Ω в процесі ЗТП використовують нелінійне рівняння стаціонарної теплопровідності для рухомого середовища

$$C_p \rho (\mathbf{u} \cdot \text{grad } T) = \text{div}(\lambda \text{grad } T), \quad (1)$$

де $T = T(x, y, z)$ – температура; $C_p = C_p(\mathbf{r}, T)$, $\rho = \rho(\mathbf{r}, T)$, $\lambda = \lambda(\mathbf{r}, T)$ – відповідно питома теплоємність, густина і коефіцієнт теплопровідності; $\mathbf{u}$ – вектор шви-

дкості поступального руху деталей відносно інструменту (див. рис. 1, *а*); $\mathbf{r}$ – радіус-вектор досліджуваної точки області Ω , $\mathbf{r} \in \Omega$. На поверхнях інструменту та деталей (пластин) задають граничні умови.

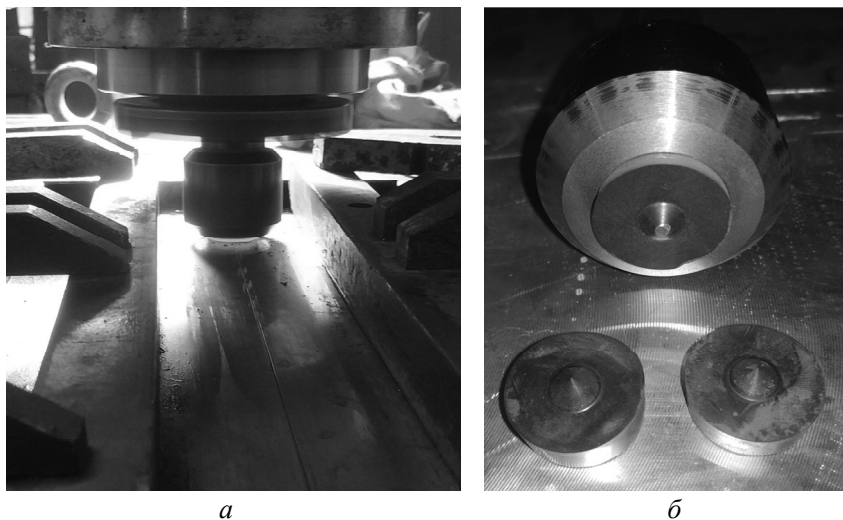


Рис. 1. Зображення процесу ЗТП інструментом із кибориту пластин зі сталі 304 (*а*) та інструменту і його кріплення в державці (*б*).

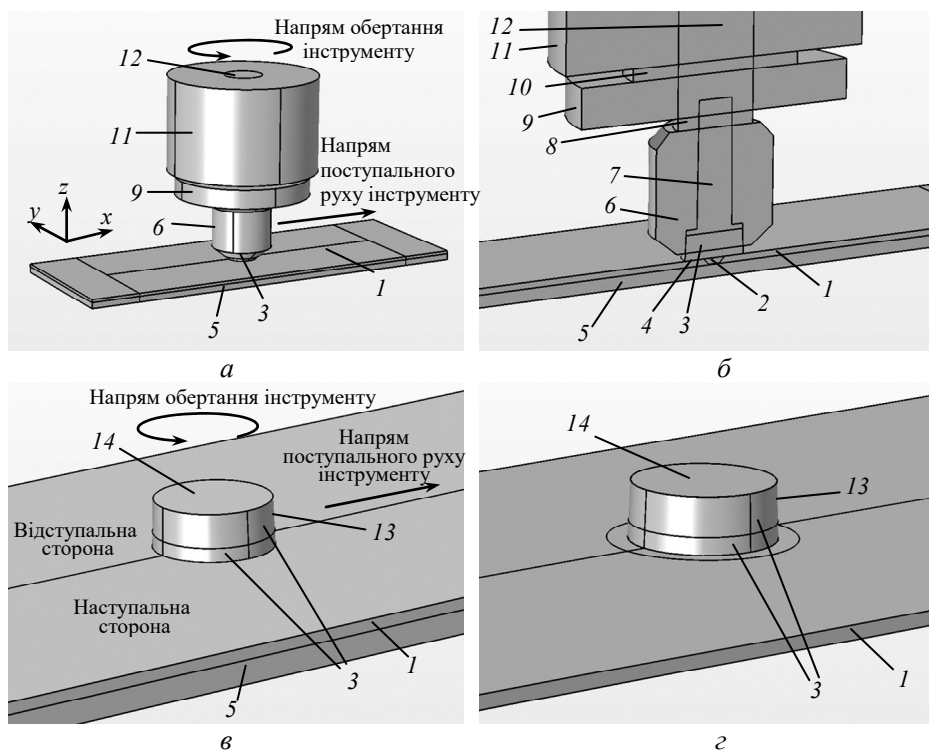


Рис. 2. Моделі розрахункових областей (початкова модель – загальний вигляд (*а*), переріз вертикальною площиною (*б*); спрощена модель (*в*); ефективна модель (*г*)): 1 – зварювана пластина (сталі ХН78Т); 2 – штир; 3 – основа функціонального елемента (киборит); 4 – буртик; 5 – опорна плита; 6 – державка; 7 – повітряна порожнина; 8 – тримач державки; 9 – фланець; 10 – шайба; 11 – шпindel; 12 – тримач шпинделя; 13 – верхня частина бічної поверхні; 14 – торець основи інструменту, які контактують із його спорядженням; 5, 6, 8–12 – сталь 38ХГСА.

Моделювання джерел тепла

Як вказано у [18, 19], кількість тепла, яке генерується внаслідок в'язко-пластичного деформування матеріалу деталей в зоні біля буртика і штиря, становить $\sim 4,4\%$ від загальної кількості теплової енергії, що генерується в процесі ЗТП. Отже, основна частина теплової енергії генерується на поверхнях контакту буртика і штиря з деталями. Тому в даній роботі дію об'ємних джерел тепла, згенерованого внаслідок в'язко-пластичного деформування матеріалу деталей, безпосередньо не враховували, а дію теплових джерел моделювали тільки на поверхнях контакту буртика і штиря з деталями.

Аналогічно [1] вважали, що на поверхні контакту буртика з деталлю Γ_s тепло генерується внаслідок дії сил тертя. Тоді, згідно з [1, 20, 21], потужність поверхневих теплових джерел q_s на цій поверхні обчислювали за формулою

$$q_s = C_s \begin{cases} \frac{\mu V F_n}{A_s}, & \text{за } T < T_{\text{пл}}; \\ 0, & \text{за } T \geq T_{\text{пл}}, \end{cases} \quad (2)$$

де V – абсолютне значення вектора швидкості $\mathbf{V} = (V_x, V_y, 0)$ відносного руху точки поверхні Γ_s відносно деталі; $\mu = \mu(T)$ – коефіцієнт тертя; F_n – осьове зусилля, що діє на інструмент; A_s – площа проекції на площину XOY поверхні контакту інструменту з деталями; $T_{\text{пл}}$ – температура плавлення матеріалу пластин; C_s – коефіцієнт пропорційності. Проекції V_x, V_y вектора швидкості $\mathbf{V}$ на координатні осі визначали згідно з [3, 10].

На поверхнях контакту буртика з деталями та на поверхнях контакту штиря з деталями можуть відбуватися явища ковзання чи прилипання, або поєднання цих явищ [10, 20, 22, 23]. Тому на основі порівняння із результатами експериментів у математичних моделях вибирають на певних поверхнях контакту інструменту з деталями умови ковзання чи умови прилипання або їхнього поєднання. Проте, як показано у [23] на прикладі моделювання ЗТП деталей із алюмінієвого сплаву, вплив умов контакту ковзання чи прилипання на температурне поле є невеликим – різниця була в межах 20–30 градусів. Тому можна прийняти, що на поверхні контакту буртика з деталлю Γ_s генерація тепла відбувається в основному завдяки тертя ковзання. Тому тепловий потік на цій поверхні обчислюємо за формулою (2).

Так само, як в [1], приймали, що на поверхні контакту штиря і деталі Γ_s тепло генерується за рахунок пластичного деформування матеріалу деталей. Тому на цій поверхні, згідно з [1, 21, 24], тепловий потік q_p обчислювали за формулою

$$q_p = C_{\text{пр}} \begin{cases} \frac{\mu Y(T)}{\sqrt{3(1+\mu^2)}} V, & \text{за } T < T_{\text{пл}}; \\ 0, & \text{за } T \geq T_{\text{пл}}, \end{cases} \quad (3)$$

де $Y(T)$ – межа текучості матеріалу деталі; $C_{\text{пр}}$ – коефіцієнт пропорційності. Використання коефіцієнтів C_s і $C_{\text{пр}}$ дає можливість врахувати той факт, що, як вказано було вище, певна частина тепла в процесі ЗТП генерується в об'ємі деталей поблизу зони контакту інструменту з деталями.

Граничні умови конвекційного та променевого теплообміну

На верхній поверхні зварюваних пластин задають граничні умови конвекційного та променевого теплообміну із навколишнім середовищем

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_c) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_c^4), \quad (4)$$

де T – температура в досліджуваній точці поверхні; T_c – температура зовнішнього середовища; h – коефіцієнт конвекції; σ – стала Стефана–Больцмана; ε – випромінювальна здатність.

На поверхнях розрахункової області, які контактують із елементами спорядження устаткування для ЗТП, задають умови конвекційного теплообміну із введенням ефективного (або фіктивного) коефіцієнта тепловіддачі $h_{\text{еф}}$:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h_{\text{еф}}(T - T_c). \quad (5)$$

Обчислення провели за таких даних: зварювальні пластини розміром $250 \times 60 \times 2,5$ мм, радіус нижньої і верхньої частин основи функціонального елемента – 12,50 і 12,15 мм, його висота – 10 мм, штир у вигляді зрізаного конуса висотою 2,3 мм і з діаметрами основ 4,5 і 2,2 мм, кругова швидкість інструменту – 630 об/хв, швидкість зварювання – 40 мм/хв, вертикальне зусилля на інструмент – 11,992 кН.

Значення для теплофізичних властивостей матеріалів зварюваних пластин вибрано за даними [25–27], дані для межі текучості сталі ХН78 (які є близькими до таких для сталі AISI 304) – із [3], для коефіцієнта тертя – із [11]. Для кибориту використано такі дані: густина – 3365 кг/м^3 , коефіцієнт теплопровідності – $70 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$ [12], питома теплоємність (як для нітриду бору BN) – із [28].

Значення коефіцієнта конвекції, обчислені, як у [29], за методикою [30], задавали такими: на верхній поверхні пластин, що зварюються, $h = 18,5 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$; на нижній поверхні опорної пластини $h = 11,4 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$; на бічній поверхні основи інструменту $h = 48,4 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$; на поверхні кріплення державки $h = 73,4 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$; на поверхні фланця і бічній поверхні шпинделя $h = 112,3 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$, на верхній поверхні шпинделя $h = 500 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$. На поверхнях, котрі знаходяться близько до зони високих температур задавали такі значення випромінювальної здатності ε : 0,4 – на верхній поверхні зварюваних пластин і на нижній поверхні опорної пластини; 0,8 – на бічній поверхні інструмента; 0,6 – на поверхні державки та на нижній і бічній поверхнях фланця.

Адекватність розробленої комп'ютерної моделі було встановлено на підставі доброго узгодження отриманих результатів [29] із результатами [10] моделювання температурного поля в процесі ЗТП деталей із нержавіючої сталі 304 L.

РЕЗУЛЬТАТИ ОБЧИСЛЕНЬ ТА ОБГОВОРЕННЯ

Повна модель температурного поля

Спочатку було проведено моделювання температурного поля в інструменті та зварюваних деталях з використанням першої моделі розрахункової просторової області. Для моделювання зварюваних пластин і опорної пластини використовували два способи:

- використання нескінченних елементів [31] для врахування віддаленості кінців пластин;

- виконання обчислення для вказаних вище розмірів пластин.

Різниця результатів обчислень за цими двома способами виявилася незначною. Тому в подальшому обчислення виконували для вказаних розмірів пластин. Результати обчислень температурного поля наведено на рис. 3.

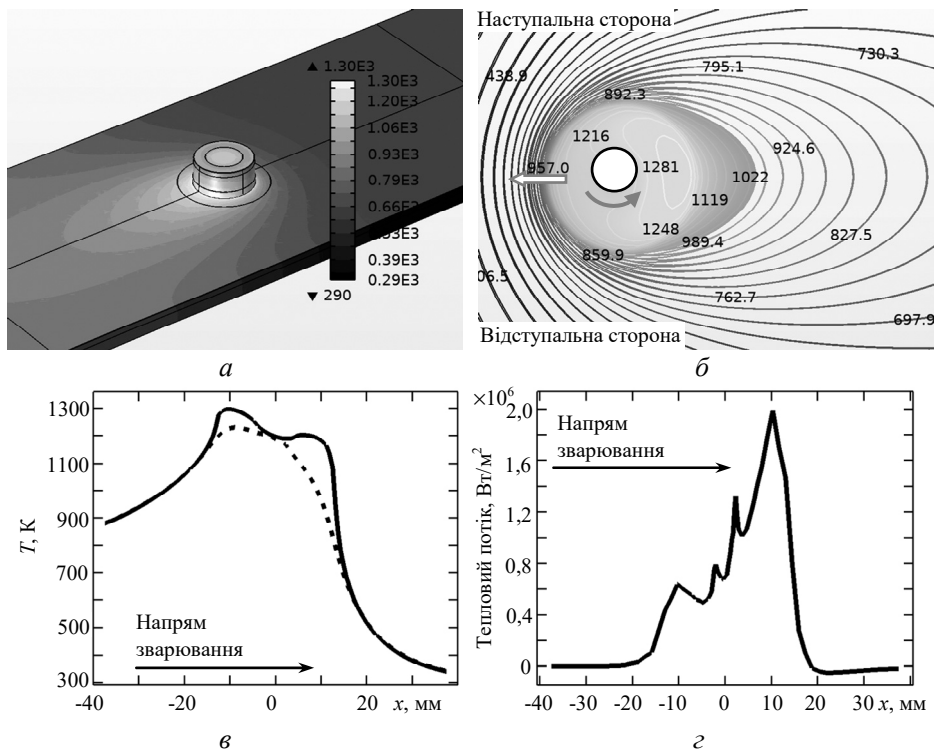


Рис. 3. Результати обчислень для повної моделі температурного поля: розподіл температури в інструменті, зварюваних деталях і опорній пластині (а); на верхній поверхні зварюваних пластин (б); вздовж лінії зварювання на верхній (суцільна крива) і на нижній (штрихова крива) поверхнях деталей вздовж лінії зварювання (в); розподіл теплового потоку вздовж лінії зварювання на нижній поверхні деталей, що прямує в опорну пластину перпендикулярно до її поверхні, точка $x = 0$ лежить на осі обертання штиря (г).

Під час побудови ефективної числової моделі та встановлення її адекватності контролювали як розподіл температурного поля в інструменті і зварюваних пластинах (див. рис. 3, а, б), так і розподіл температури вздовж лінії зварювання на верхній і нижній поверхнях пластин (див. рис. 3, в). Крім цього, контролювали також розподіл теплового потоку вздовж лінії зварювання на нижній поверхні зварюваних пластин перпендикулярно до опорної пластини (див. рис. 3, г). Як видно з рис. 3, а–в, максимальний рівень температури – близько 1290 К – знаходиться в задній частині поверхні контакту буртика і пластини. Слід зауважити, що обчислений розподіл температури на поверхні інструменту в зоні його контакту зі зварюваними деталями не зовсім відповідає реальному розподілу, оскільки в цій моделі обертання інструменту відносно деталей не повністю враховано. Проте, як показують результати тепловізійного сканування теплового поля (див. рис. 1, а) і результати у [3, 10] з моделювання температурного поля під час ЗТП нержавіючих сталей, обчислений розподіл температури на поверхні зварюваних деталей є адекватним реальному розподілу температури. Як видно на рис. 3, б і в, різниця температур між передньою і задньою сторонами поверхні контакту інструменту з деталями дорівнює ~ 120 градусів. А на рис. 3, г видно, що тепловий потік зі зварюваних деталей в опорну плиту на передній стороні поверхні контакту інструменту з деталями значно більший – майже втричі, ніж на задній стороні. Зокрема, це проявляє той факт, що температура на передній стороні по-

верхні контакту інструменту з деталями менша, ніж на задній стороні цієї поверхні. Час обчислень одного варіанту першої моделі – 30–32 с.

Спрощена модель температурного поля

Для моделювання температурного поля з використанням другої моделі вплив оснащення інструменту – державки і шпинделя з їхніми тримачами, а також фланця (див. рис. 2, *a*) на розподіл температури моделювали через завдання ефективних коефіцієнтів конвекції $h_{\text{еф}}$ на поверхнях основи інструменту (див. рис. 2, *в* і *з*), які контактують із вказаними деталями оснащення. Значення $h_{\text{еф}}$ у другій моделі вибирали за результатами комп'ютерних експериментів такими, щоб досягнути розподілу температури в інструменті і деталях якомога близького до того, що в першій – повній моделі. На бічній поверхні основи інструменту, яка контактує з державкою, задавали $h_{\text{еф}} = 1500$, а на торці основи інструменту – $h_{\text{еф}} = 400 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$. Результати обчислень наведено на рис. 4.

На рис. 3, *a–в* і рис. 4, *a–в* видно, що за допомогою спрощеної моделі такий розподіл температури досягнуто. На рис. 3, *з* і рис. 4, *з* видно, що водночас у спрощеній моделі досягнуто також і розподіл теплового потоку, близький до його розподілу в повній моделі. Крім графічного контролю за розподілом температури і теплового потоку у зварюваних деталях в усіх моделях обчислювали також сукупну кількість тепла, що виходить зі зварюваних деталей через їхню нижню поверхню. Оскільки основний обсяг тепла генерується в зоні під буртиком і штирем, то відтік кількості тепла Q_i від зварюваних пластин обчислювали інтегруванням по поверхні Γ_0 – по крузі радіусом $1,5 r_s$ і з центром на осі обертання штиря:

$$Q_i = \int_{\Gamma_0} q_n dS, i = 1, 2, 3, \quad (6)$$

де $r_s = 12,5 \text{ мм}$ – радіус нижньої основи функціонального елемента, значення індексу i відповідає номеру моделі 1, 2 і 3. Обчислена кількість тепла для повної і спрощеної моделей дорівнюють $Q_1 = 763 \text{ Вт}$ і $Q_2 = 761 \text{ Вт}$ відповідно і є дуже близькими. У підсумку з наведеного вище випливає, що результати моделювання температурного поля з використанням обох моделей є також близькими між собою. Час обчислень одного варіанту другої моделі складає – 17 с і є майже вдвічі меншим від часу обчислень для першої моделі.

Отже, побудована спрощена модель адекватно описує температурне поле під час ЗТП жаростійких сталей інструментом із кибориту.

Варто відмітити, що для моделювання впливу спорядження на температурне поле вибір значення ефективного коефіцієнта конвекції на поверхні інструменту можна здійснювати також за результатами лабораторних вимірювань температури в процесі ЗТП.

Ефективна модель температурного поля

Розрахункова область ефективної моделі складається лише з робочого елемента інструменту і зварюваних пластин (див. рис. 2, *з*). Граничні умови на поверхні інструменту і верхній стороні зварюваних пластин задавали такими ж, як і в другій моделі. На нижній поверхні зварюваних пластин для врахування реального відтоку тепла в опорну пластину задавали умову ефективного конвекційного теплообміну (див. формулу (5)) із ефективним коефіцієнтом $h_{\text{еф}}$, значення якого змінювалося залежно від теплового потоку в даному місці нижньої поверхні пластин (рис. 5, табл. 1).

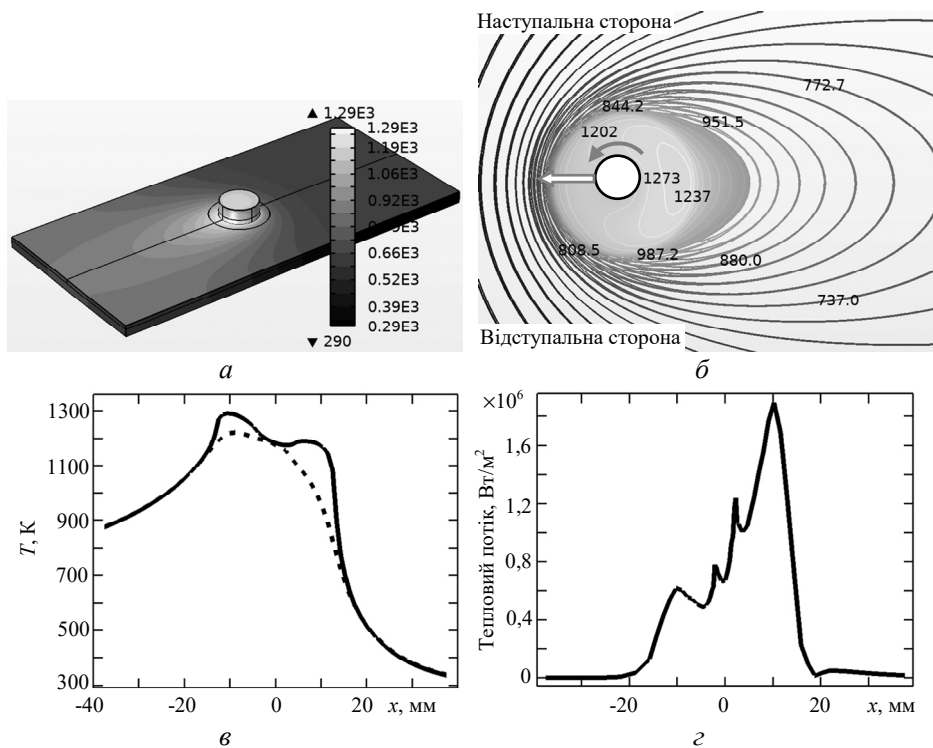


Рис. 4. Те саме, що на рис. 3 для спрощеної моделі температурного поля.

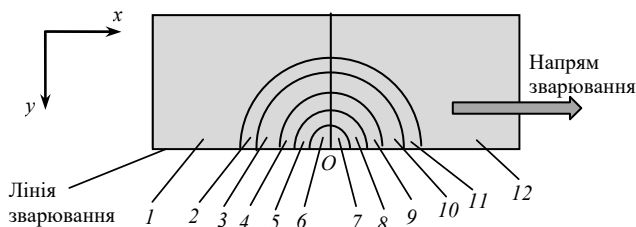


Рис. 5. Схема задавання значення ефективного коефіцієнта конвекції $h_{\text{еф}}$ на нижній поверхні зварюваної пластини.

Значення ефективного коефіцієнта конвекції $h_{\text{еф}}$ для зон нижньої поверхні зварюваної пластини

Номер зони	$h_{\text{еф}}$, Вт/(м ² ·град)	Номер зони	$h_{\text{еф}}$, Вт/(м ² ·град)
1	15	7	1100
2	25	8	1800
3	350	9	2900
4	600	10	2000
5	500	11	1300
6	900	12	15

Значення $h_{\text{еф}}$ для моделі вибирали в кругових зонах (див. рис. 2, 2–11) біля штиря і у віддалених зонах (див. рис. 2, 1 і 12) так, щоби досягнути певної схожості розподілу температури і теплового потоку з відповідними розподілами у повній (рис. 3, г) і спрощеній (див. рис. 4, г) моделях.

На рис. 6 представлено результати обчислень з використанням ефективної моделі. На рис. 4 і 6 видно, що в повній і спрощеній моделях картини температурного поля і розподілу теплового потоку для повної і спрощеної моделей є ідентичними. Обчислене значення кількості тепла Q_3 для ефективної моделі, яке має витікати через нижню поверхню зі зварюваних пластин поблизу штиря і буртика, дорівнює $Q_3 = 749$ Вт і є близьким до відповідних значень для повної і спрощеної моделей. Час обчислень одного варіанту спрощеної моделі – 12 с і у 2,5 разів менший, ніж у повної моделі.

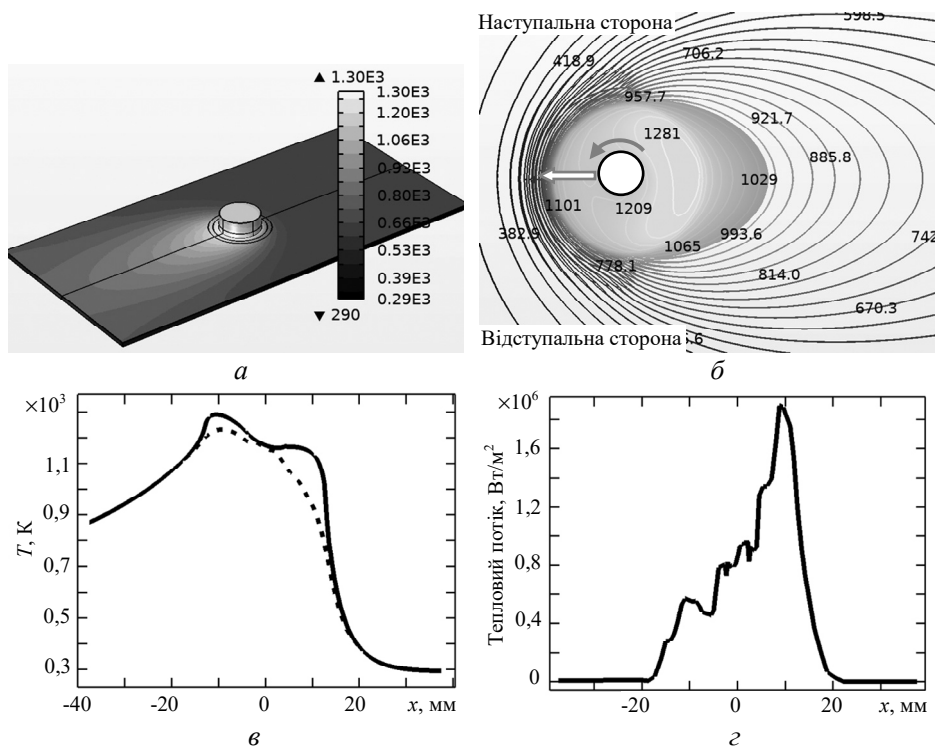


Рис. 6. Те саме, що на рис. 3 для ефективної моделі температурного поля.

Як було вже відзначено вище, у роботах по моделюванню температурного поля в процесі ЗТП [1–4, 6, 11] задають переважно постійне по всій нижній поверхні зварюваних пластин значення ефективного коефіцієнта конвекції в межах 120–2000 Вт/(м²·град). Тому у даній роботі авторами було проведено чисельні експерименти з моделювання температурного поля з використанням ефективної моделі за постійного значення $h_{\text{еф}}$ на всій нижній поверхні зварюваних пластин. На рис. 7 наведено результати моделювання температурного поля в разі $h_{\text{еф}} = 500$ Вт/(м²·град). Звідси видно, що в цьому разі картини розподілу температури (див. рис. 7, а–в) і теплового потоку (див. рис. 7, г) суттєво відрізняються від картин розподілу температури (див. рис. 6, а–в) і теплового потоку (див. рис. 6, г) у разі, коли значення ефективного коефіцієнта конвекції $h_{\text{еф}}$ вибирали змінним у залежності від значення теплового потоку по поверхні зварюваних пластин. Особливо ця відмінність розподілу температури і теплового потоку проявляється біля задньої частини інструменту і досягає для температури 250–300 градусів і для теплового потоку $4 \cdot 10^5$ Вт/м².

Відтік теплової енергії зі зварюваних пластин через поверхню Γ_0 складає $Q_3 = 405$ Вт, що значно менше відтоку теплової енергії для трьох попередніх

досліджень: 763, 761 і 749 Вт. Звідси можна зробити висновок, що для проведення моделювання температурного поля в процесі ЗТП для відтворення реальної картини його розподілу доцільно вибирати ефективний коефіцієнт конвекції на нижніх поверхнях зварюваних деталей змінним у залежності від локального значення теплового потоку.

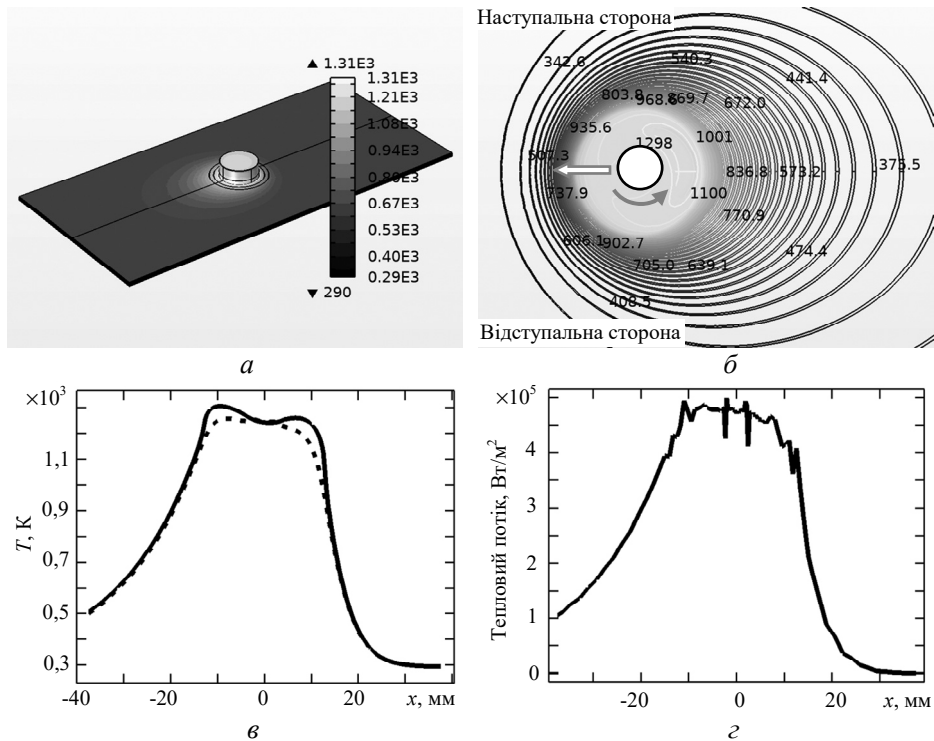


Рис. 7. Те саме, що на рис. 3 для ефективної моделі температурного поля за постійного ефективного коефіцієнта конвекції $h_{\text{еф}} = 500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$ на нижній стороні зварюваних пластин зі сталі ХН78Т.

Із виконаної процедури побудови повної, спрощеної та ефективної моделей впливає послідовність побудови ефективної моделі температурного поля під час ЗТП:

- проведення експериментів з вимірювання температури в процесі ЗТП і/або моделювання температурного поля в процесі ЗТП з використанням повної моделі температурного поля в процесі ЗТП;
- побудова спрощеної моделі температурного поля в процесі ЗТП;
- побудова ефективної моделі температурного поля в процесі ЗТП.

Як видно з наведених вище результатів обчислень, максимальну температуру має поверхня пластин позаду буртика інструмента. Контролювати рівень температури важливо як для забезпечення якісного з'єднання пластин у результаті ЗТП, так і задля забезпечення термостійкості інструменту в процесі ЗТП. Тому з використанням ефективної моделі було виконано чисельне дослідження впливу швидкості обертання інструмента на рівень температури в зварюваних пластинах за різних швидкостей зварювання. Водночас було враховано вплив швидкості зварювання на механічне зусилля, що діє на інструмент. Відомо [32, 33], що зі збільшенням швидкості зварювання u зростають також вертикальна і горизонтальна складові сили, що діє на інстру-

мент: очевидно, що за постійної швидкості обертання для швидшого руху інструмента в процесі ЗТП необхідно збільшити зусилля на інструмент. В обчисленнях було прийнято таку залежність нормальної сили F_n від швидкості зварювання u :

$$F_n = F_0 \left(2 - k + \frac{k-1}{40} u \right), \quad (7)$$

де $k = 1,1$ – коефіцієнт пропорційності; $F_0 = 12$ кН. На рис. 8 наведено результати обчислень за різних швидкостей зварювання, де видно, що зі збільшенням швидкості обертання рівень температури в деталях зростає: за нижчих швидкостей обертання максимальна температура зростає швидше, ніж за більших. Для однакових швидкостей обертання зі збільшенням швидкості зварювання рівень температури зменшується. Таке явище виникає внаслідок того, що зі збільшенням швидкості зварювання та ж сама кількість тепла підводиться на більшу довжину деталі; в результаті та ж сама кількість тепла розсіюється на більший об'єм, тобто питомі витрати тепла на одиницю об'єму зменшуються. Ці результати узгоджуються з результатами [3, 32, 34].

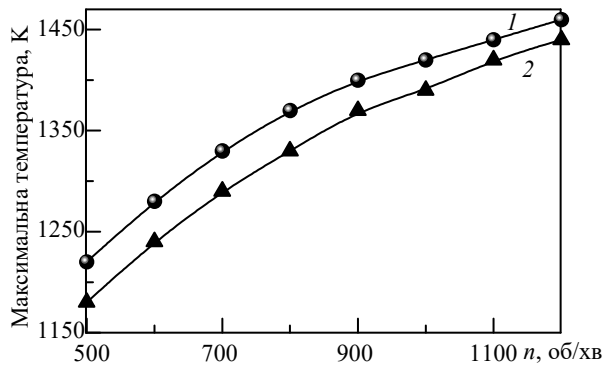


Рис. 8. Вплив швидкості обертання інструменту на рівень температури в зварюваних деталях за швидкості зварювання $u = 40$ (1), 80 (2) мм/хв.

За допомогою залежностей (див. рис. 8) можна приблизно визначити параметри процесу ЗТП, за яких забезпечується термостійкість інструменту з кибориту. Як відомо, температурна межа, вище від якої матеріал кибориту різко втрачає міцність, дорівнює 1400 К. Так, за залежностями рис. 8 знаходимо, що за швидкості зварювання $u = 40$ мм/хв термостійкість інструменту можна забезпечити за швидкостей обертання, які менші від 900 об/хв ($T < 1400$ К), а за швидкості зварювання $u = 80$ мм/хв термостійкість інструменту можна забезпечити за швидкостей обертання, які не перевищують 1020 об/хв. Очевидно, що такі висновки остаточно можна підтвердити лише експериментально. Проте, комп'ютерний експеримент дає можливість зменшити витрати ресурсів під час вибору параметрів процесу ЗТП.

ВИСНОВКИ

Побудовано ефективну комп'ютерну модель теплових процесів під час зварювання тертям з перемішуванням жаростійких сплавів інструментом із надтвердих матеріалів, яка складається тільки з функціонального елемента і зварюваних (з'єднуваних) деталей (пластин) з відповідними граничними умовами на їхніх поверхнях.

Обґрунтовано вибір граничних умов на поверхні зварюваних деталей з урахуванням розподілу теплового потоку на їхній поверхні контакту з опорою. Показано, що в існуючих спрощених моделях неврахування розподілу теплового потоку призводить до суттєвих похибок під час обчислення розподілу температурного поля у зварюваних деталях. З використанням ефективної моделі час обчислень зменшується у 2–2,5 разів порівняно із використанням розширеної моделі.

За результатами чисельних експериментів визначено значення параметрів процесу ЗТП, за яких можливо забезпечити термостійкість інструменту з кибориту в процесі ЗТП.

ФІНІНСУВАННЯ

Дану роботу не фінансували із зовнішніх джерел.

КОНФЛІКТ ІНТЕРЕСІВ

Автори заявляють про відсутність конфлікту інтересів.

V. A. Dutka, A. L. Maystrenko, V. M. Kolodnitskyi, S. D. Zabolotnyi
Bakul Institute for Superhard Materials,
National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, Ukraine
Effective model of thermal processes during friction stir welding
of heat-resistant alloys with a superhard materials tool

An effective computer model of thermal processes during friction stir welding (FSW) of heat-resistant alloys with a tool made of superhard materials has been constructed. The model consists only of a functional element and welded (joined) parts (plates) with appropriate boundary conditions on the surfaces of the elements of this model. The boundary conditions were selected based on the results of computer experiments using an extended model consisting of a functional element, its equipment, welded parts, and a support plate. The choice of boundary conditions for the effective model on the contact surfaces of its elements with other elements of the FSW equipment and on the distribution of the heat flux on the surface of the welded parts, which goes into the support plate, is justified. It is shown that in existing simplified models, the failure to take into account the distribution of the heat flux leads to significant errors in calculating the temperature field distribution in the welded parts. When using an effective model, the calculation time is reduced by 2–2.5 times compared to using an extended model. Based on the results of numerical experiments, the values of the parameters of the FSW process were determined, at which it is possible to ensure the thermal stability of the cyborite tool in the FSW process.

Keywords: friction stir welding, heat-resistant alloys, cyborite tool, thermal processes, modeling.

1. Song M., Kovacevic R. Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 2003. Vol. 43. P. 605–615.
2. Zhu X.K., Chao X.K. Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304L stainless steel. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. Vol. 146. P. 263–272.
3. Nandan R., Roy G. G., Lienert T. J., DebRoy T. Numerical modelling of 3D plastic flow and heat transfer during friction stir welding of stainless steel. *Sci. Technol. Weld. Join.* 2006. Vol. 11, no. 5. P. 526–537.
4. Welding Technology / ed. Davim J.P. Switzerland: Springer Nature, 2021. 422 p.
5. Simar A., Bréchet Y., Meester B., Denquin A., Gallais C., Pardoën T. Integrated modeling of friction stir welding of 6xxx series Al alloys: Process, microstructure and properties. *Prog. Mater. Sci.* 2012. Vol. 57, no 1. P. 95–183.
6. Wang H., Colegrove P. A., Dos Santos G. F. Numerical investigation of the tool contact condition during friction stir welding of aerospace aluminium alloy. *Comput. Mater. Sci.* 2013. Vol. 71. P. 101–108.

7. Lunetto V., De Maddis M., Lombardi F., Russo Spena P.A. Review of friction stir welding of industrial alloys: tool design and process parameters. *J. Manuf. Mater. Process.* 2025. Vol. 9, no. 36. P. 1–51.
8. Hasan A.F., Bennett C.J., Shipway P.H., Cater S., Martin J. A numerical methodology for predicting tool wear in Friction Stir Welding. *J. Mater. Proc. Technol.* 2017. Vol. 241. P. 129–140.
9. <https://megastir.com/tools-toolholders/> (дата звернення: 30.07.2025).
10. Darvazi A.R., Iranmanesh M. Thermal modeling of friction stir welding of stainless steel 304L. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 2014. Vol. 75. P. 1299–1307.
11. Almoussawi M., Smith A., Young A., Faraji M., Cater S. An advanced numerical model of friction stir welding of DH36 steel. In: 11th International Symposium on Friction Stir Welding, TWI, Cambridge, 17–19 May 2016.
12. Беженар Н.П., Романенко Я.М., Коновал С.М., Гарбуз Т.А., Зеленин В.И., Полещук М.А., Лукаш В.А., Зеленин Е.В., Никитюк Ю.А. Киборит: новые материалы и новые области применения. Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2016. Вып. 19. С. 184–193.
13. Новиков Н.В., Шульженко А.А., Беженар Н.П., Божко С.А., Боримский А.И., Нагорный П.А. Киборит: получение, структура, свойства, применение. *Сверхтвердые материалы*. 2001. № 2. С. 40–51.
14. Guerdoux S., Fourment L. A 3D numerical simulation of different phases of friction stir welding. *Model. Simul. Mater. Sci. Eng.* 2009. Vol. 17, no. 7, art. 075001.
15. Zahedul M., Khandkar H., Khan J.A. Thermal modeling of overlap friction stir welding for Al-alloys. *J. Mater. Process. Manuf. Sci.* 2001. Vol. 10. P. 91–105.
16. Padmanaban R., Ranta Kishore V., Balusamy V. Numerical simulation of temperature distribution and material flow during friction stir welding of dissimilar aluminum alloys. *Proc. Eng.* 2014. Vol. 97. P. 854–863.
17. Al-Badour F., Merah N., Shuaib A., Bazoune A. Thermo-mechanical finite element model of friction stir welding of dissimilar alloys. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 2014. Vol. 72. P. 607–617.
18. Nandan R., Roy G.G., Lienert T.J., DebRoy T. Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. *Acta Materialia*. 2007. Vol. 55. P. 883–889.
19. Bastier A., Maitournam M.H., van Dang K., Roger F. Steady state thermomechanical modeling of friction stir welding. *Sci. Technol. Weld. Join.* 2006. Vol. 11. P. 278–288.
20. Schmidt H., Hattel J., Wert J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Model. Simul. Mater. Sci. Eng.* 2004. Vol. 12, no. 1. P. 143–157.
21. Colegrove P.B. 3 Dimensional Flow and Thermal Modelling of the Friction Stir Welding Process / Submitted for the Degree of Master of Engineering Science, The University of Adelaide, January, 2001. 316 p.
22. Nandan R., Roy G.G., DebRoy T. Numerical simulation of three-dimensional heat transfer and plastic flow during friction stir welding. *Metall. Mater. Trans. A*. 2006. Vol. 37. P. 1247–1259.
23. Wang H., Colegrove P.A., Dos Santos J.F. Numerical investigation of the tool contact condition during friction stir welding of aerospace aluminium alloy. *Comput. Mater. Sci.* 2003. Vol. 71. P. 101–108.
24. Nourani M., Milani A. S., Yannacopoulos S. Taguchi optimization of process parameters in friction stir welding of 6061 aluminum alloy: A review and case study. *Engineering*. 2011. Vol. 3. P. 144–155.
25. https://www.splav-kharkov.com/mat_start.php (дата звернення: 03.09.2025).
26. <https://msk-metall.com/marki-stali/> (дата звернення: 21.03.2025).
27. <https://www.metalcor.de/en/datenblatt/116/> (дата звернення: 21.03.2025).
28. <https://webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?ID=C10043115&Type=JANAFS&Plot=on> (дата звернення: 21.03.2025).
29. Дутка В.А., Майстренко А.Л., Заболотний С.Д., Степанець А.М. Прогнозування теплового стану інструменту з надтвердих матеріалів при зварюванні тертям з перемішуванням жаростійких сплавів. Інструментальне матеріалознавство: Зб. наук. праць. 2023. Вип. 26. С. 295–305.
30. Çengel Y. A., Ghajar A. J. Heat and mass transfer: fundamentals & applications. New York: McGraw-Hill Education, 2020. 1018 p.
31. Zienkiewicz O.C., Morgan K. Finite Elements and Approximation. New York: Wiley-Interscience, 1983. 353 p.

32. Colegrove P.A., Shercliff H.R., Zettler R. Model for predicting heat generation and temperature in friction stir welding from the material properties. *Sci. Technol. Weld. Join.* 2007, Vol. 12, no 4. P. 284–297.
33. Assidi M., Fourment L., Guerdoux S., Nelson T. Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 2010. Vol. 50. P. 143–155.
34. Sato Y. S., Urata M., Kokawa H. Parameters controlling microstructure and hardness during friction-stir welding of precipitation-hardenable aluminum alloy 6063. *Metall. Mater. Trans. A.* 2002. Vol. 33. P. 625–635.

Надійшла до редакції 18.07.25

Після доопрацювання 29.07.25

Прийнята до опублікування 04.08.25