

ВПЛИВ ПОПЕРЕДНЬОГО ПІДГРІВУ НА ТЕРМІЧНИЙ ЦИКЛ АРГОНОДУГОВОГО ЗВАРЮВАННЯ ЖАРОМІЦНОГО ТИТАНОВОГО СПЛАВУ СИСТЕМИ Ti–Al–Zr–Sn–Mo–Nb–Si

Р.В. Селін¹, В.Ю. Білоус¹, С.Б. Руханський¹, І.Б. Селіна², Л.М. Радченко¹

¹ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: selinrv@gmail.com

²НТУУ «Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського». 03056, м. Київ, просп. Перемоги, 37

Основним напрямком підвищення експлуатаційних характеристик титанових сплавів є створення жароміцних титанових сплавів. Висока питома міцність та корозійна стійкість сплавів такого типу, при температурах до 500...600 °С дозволяє зробити їх основним конструкційним матеріалом для авіа- та ракетобудування. Але їх широке застосування пов'язане з проблемою виділення крихких фаз при зварюванні, яке вимагає застосування додаткових технологічних операцій, таких як, локальна термічна обробка або попередній підігрів. В даній роботі, методом математичного моделювання, досліджено особливості термічного циклу аргонодугового зварювання жароміцного титанового сплаву системи Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si без попереднього підігріву та із застосуванням попереднього підігріву та побудовані діаграми швидкостей охолодження зварних з'єднань цього сплаву. Бібліогр. 10, табл. 2, рис. 12.

Ключові слова: жароміцний титановий сплав, аргонодугове зварювання, математичне моделювання

Вступ. Титанові сплави завдяки унікальному поєднанню фізичних і механічних характеристик є одним з найбільш перспективних конструкційних матеріалів. Безперервне розширення виробництва та застосування титану в різних галузях техніки викликане, перш за все, його підвищеною питомою міцністю (відношення границі міцності до густини). Відмінна корозійна стійкість титану в атмосферних умовах, морській воді та інших середовищах обумовлює його ефективне використання для виготовлення різноманітних конструкцій [1]. Основним напрямком подальшого підвищення механічних та експлуатаційних характеристик титанових сплавів є створення жароміцних титанових сплавів нового покоління, легованих тугоплавкими елементами, такими як ніобій. Висока питома міцність та корозійна стійкість сплавів такого типу, при температурах до 500...600 °С дозволяє зробити їх основним конструкційним матеріалом для авіа- та ракетобудування. Але їх широке застосування пов'язане з низькою здатністю до зварювання, яке вимагає застосування додаткових технологічних заходів, таких як попередній або супутній підігрів і післязварювальна термічна обробка. Застосування математичного моделювання термічного циклу зварювання дозволяє встановити розподіл швидкостей охолодження, визначити структурно-фазовий стан металу шва та зони термічного впливу (ЗТВ), за рахунок застосування режимів зварювання зі збільшеними значеннями погонної енергії або застосування попереднього підігріву оптимізувати умови протікання фазових перетворень,

для формування стану який необхідний для отримання більш високих механічних властивостей зварних з'єднань, та можливого підвищення продуктивності зварювальних операцій [2].

Мета роботи. Дослідити особливості впливу термічного циклу аргонодугового зварювання вольфрамовим електродом з застосуванням попереднього підігріву на форму та розмір зони проплавлення і ЗТВ, а також на розподіл швидкостей охолодження в металі шва та ЗТВ.

Матеріали та методи дослідження. Дослідження впливу термічного циклу аргонодугового зварювання вольфрамовим електродом з попереднім підігрівом проводилось для жароміцного титанового сплаву, хімічний склад якого наведено в табл. 1 [3, 4].

Розрахункове дослідження впливу термічного циклу зварювання на структурно-фазовий стан зварних з'єднань двофазних титанових сплавів проводили за допомогою нестационарного теплового скінченно-елементного аналізу з урахуванням теплоти фазового переходу. Виконувалося математичне моделювання за методом кінцевих елементів процесу аргонодугового зварювання вольфрамовим електродом. Була побудована тривимірна математична модель теплових процесів в титані при зварюванні з рухомим джерелом нагрівання. Для проведення нестационарного те-

Таблиця 1. Хімічний склад жароміцного титанового сплаву, мас. %

Ti	Al	Zr	Sn	Mo	Nb	Si
Основа	6,5	5,3	2,2	0,6	0,5	0,75

Селін Р.В. – <https://orcid.org/0000-0002-2990-1131>, Білоус В.Ю. – <https://orcid.org/0000-0002-0082-8030>,

Селіна І.Б. – <https://orcid.org/0000-0002-4010-3819>

© Р.В. Селін, В.Ю. Білоус, С.Б. Руханський, І.Б. Селіна, Л.М. Радченко, 2023

плогового аналізу з фазовим переходом необхідно встановити залежність ентальпії від температури для жароміцного сплаву $Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si$ [5, 6]. З численних емпіричних співвідношень твердих тіл, що пропонуються для обчислення теплоємностей, найбільше поширення має правило Неймана - Коппа, відоме ще як правило адитивності теплоємності [7]. Це правило дозволяє приблизно обчислювати теплоємність хімічних сполук. Згідно з цим правилом, молярна теплоємність хімічних сполук у твердому стані дорівнює сумі молярних теплоємностей елементів, що входять до цієї сполуки. Для наближеної оцінки питомої теплоємності сплаву використовується співвідношення виду [7]:

$$C = pC_1 + qC_2 + \dots \quad (1)$$

де C – питома теплоємність сплаву; p, q – масові частки компонентів сплаву; C_1, C_2 – питомі теплоємності компонентів сплаву.

Теплоємності легуючих елементів наведено на графіку (рис. 1). За наведеною формулою (1), була встановлена залежність ентальпії від температури для дослідного жароміцного титанового сплаву $Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si$ у порівнянні із теплоємністю титанового сплаву BT1-00 (рис. 2).

Теплоємність при температурі $0^\circ C$ складає $0,526$ (кДж/кг·К). У діапазоні температур від $327 K$ до $1127 K$, теплоємність сплаву $Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si$ на $5...7\%$ більше, ніж

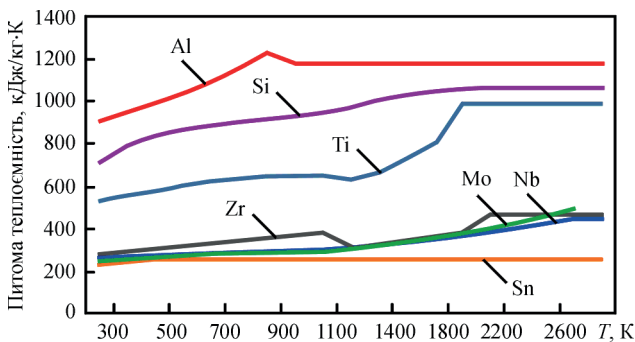


Рис. 1. Теплоємності легуючих елементів жароміцного титанового сплаву $Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si$

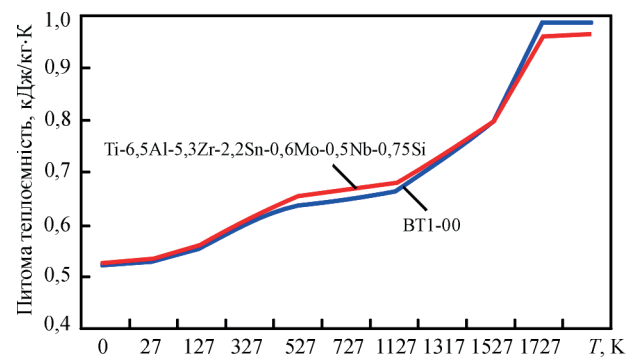


Рис. 2. Теплоємності жароміцного титанового сплаву $Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si$ та титанового сплаву BT1-00

теплоємність сплаву BT1-00, а у діапазоні температур від $1527 K$ до $1860 K$ – на $7...10\%$ менше.

У процесі дослідження враховувався вплив таких параметрів процесу АДЗ вольфрамовим електродом як струм зварювання, напруга на дузі, швидкість переміщення анодної плями на розміри і форму проплавлення основного металу, зони термічного впливу, ймовірний фазовий склад металу шва і ЗТВ.

Моделювання проводилось для пластини, розміром $200 \times 600 \times 6$ мм. До побудованої за цими розмірами моделі була застосована розрахункова кінцево-елементна адаптивна сітка з розмірами, вказаними на рис. 3.

Для розрахункового визначення впливу параметрів режиму зварювання на формування зварного шва, враховуючи вище згадані припущення, була побудована тривимірна математична модель теплових процесів в титані при зварюванні, основу якої складає диференціальне рівняння теплопровідності [9, 10].

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{d}{dx} \left(\lambda_x \frac{dT}{dx} \right) + \frac{d}{dy} \left(\lambda_y \frac{dT}{dy} \right) + \frac{d}{dz} \left(\lambda_z \frac{dT}{dz} \right), \quad (2)$$

де: t – поточний час, сек; ρ – густина матеріалу, кг/м³; c – питома теплоємність, кДж/(кг·К); λ – коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К).

Були сформовані граничні умови, що описують теплообмін зразка з навколишнім середовищем, а також зварювальне джерело нагріву. У загальному випадку визначені наступні початкові і граничні умови:

1. $T_{t=0} = T_c$ – задана температура виробу в початковий момент часу, дорівнює температурі навколишнього середовища ($20^\circ C$).

2. Тепловий потік на поверхні в зоні дії зварювального джерела нагріву дорівнює:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial t} = q_T + q_n + q_d, \quad (3)$$

де q_m – конвективний теплообмін, Вт/(м²·К):

$$q_T = h_f (T - T_c) \quad (4)$$

де h_f – коефіцієнт конвективної тепловіддачі, в даній моделі він вважається постійним та рівним 70 Вт/(м²·К), T_c – температура навколишнього середовища, T – температура поверхні моделі.

q_n – радіаційна тепловіддача, Вт/(м²·К):

$$q_n = \varepsilon \sigma (T^4 - T_c^4) \quad (5)$$

де ε – коефіцієнт випромінювання = $0,3$; σ – стала Стефана-Больцмана ($\sigma = 5,6704 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴)).

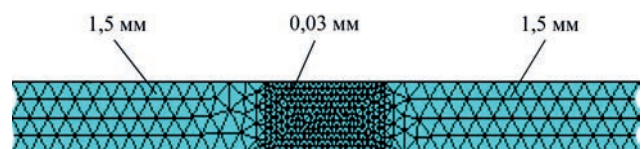


Рис. 3. Кінцево-елементна адаптивна сітка, використана для розрахунків

q_d – розподіл теплового потоку від джерела нагріву, Вт/(м²·К):

$$q_d = q_m \exp\left\{-\frac{(x-Vt)^2 + y^2}{R^2}\right\}, \quad (6)$$

де q_m – найбільший тепловий потік в центрі нагріву, Вт/(м²·К), V – швидкість зварювання, м/с, R – радіус плями нагріву, м.

Розрахунок теплових полів проводився для 3-х режимів зварювання (табл. 2). Режим № 1 передбачає отримання зварного з'єднання з неповним проваром та без використання попереднього підігріву, режим № 2 є таким самим, як і режим № 1, але із використанням попереднього підігріву для отримання повного провару; на режимі № 3 забезпечується глибина проплавлення така ж сама, як і на режимі 1, але із меншою погонною енергією та попереднім підігрівом (режим № 3).

Результати досліджень. З урахуванням вищенаведених початкових і граничних умов були отримані розрахункові теплові поля в зварному виробі. За результатами розрахунків, були побудовані ізотерми максимальних температур, за якими визначали геометрію і розміри зони проплавлення, ЗТВ, зони поліморфного перетворення. Результат розрахунку теплових полів в зварному з'єднанні в тривимірному вигляді представлений на рис. 4.

Були підібрані такі режими зварювання, при яких можна отримати повне та неповне проплавлення металу шва. Це зроблено з метою визначення впливу попереднього підігріву на форму та розмір металу шва та зони термічного впливу. На режимі 1 не було отримано повного провару (рис 5, а). Глибина проплавлення – 4,2 мм, ширина наплавленого валика 9,2 мм, площа – 28,5 мм², ширина зони термічного впливу складає 13 мм,

Таблиця 2. Режими аргонодугового зварювання жароміцного титанового сплаву Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si

№ режиму	Струм зварювання, А	Напруга на дузі, В	Швидкість зварювання, м/г	Попередній підігрів, °С
1	310	12	8	-
2	310	12	8	400
3	190	12	8	400

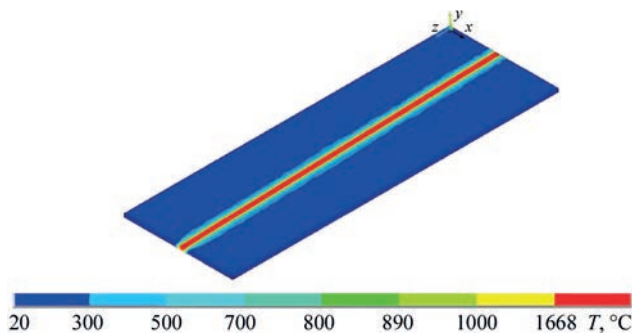


Рис. 4. Розподіл максимальних температур в зварному з'єднанні після моделювання аргонодугового зварювання

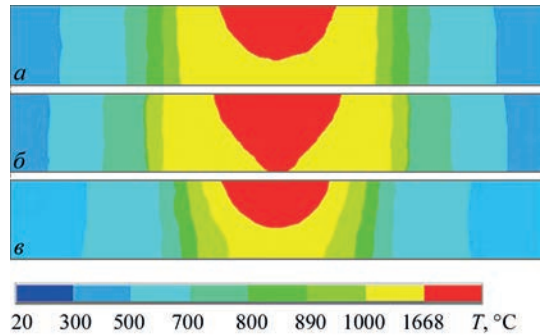


Рис. 5. Форма та розмір зони проплавлення (металу шва) та зони термічного впливу: а – режим № 1, б – режим № 2, в – режим № 3

площа – 73 мм². Така ж сама глибина, ширина та площа були отримані на режимі 3 (рис. 5, в).

На режимі 2 (рис. 5, б) ширина зони проплавлення становить – 10,8 мм (на 17 % більше, ніж на режимі 1), площа – 56 мм² (на 96 % більше, ніж на режимі 1). Ширина ЗТВ на цьому режимі складає 18,05 мм, а площа – 107 мм².

Зіставлення результатів розрахунку з експериментальними даними підтвердило адекватність розробленої математичної моделі (рис. 6). Різниця у ширині зони проплавлення в розрахунковому та експериментальному зразку складала 4 %, ширина зворотного валика – 3 %.

Були побудовані графіки термічного циклу зварювання для всіх режимів в 4-х точках: точка 1 – на поверхні в середині шва, точка 2 – в середині шва на відстані 3 мм від поверхні, точка 3 – на поверхні в зоні термічного впливу на відстані 14 мм від середини шва, точка 4 – в зоні термічного впливу на відстані 3 мм від поверхні на відстані 14 мм від середини шва.

Із побудованих графіків видно, що в металі шва найшвидше охолоджується метал на режимі 1. Застосування попереднього підігріву дозволило зменшити швидкості охолодження зразків (рис.7).

Для підтвердження розрахунків, були отримані експериментальні термічні цикли аргонодугового зварювання. Аргонодугове зварювання вольфрамовим електродом жароміцного титанового сплаву Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si виконувалось з застосуванням установки ОБ1826. Аргонодугове зварювання виконували на постійному струмі прямої полярності, з застосуванням джерела живлення ВДУ 511. Для попереднього пі-

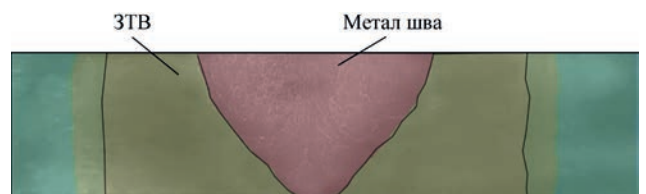


Рис. 6. Перевірка адекватності моделі за допомогою макрошліфа зварного з'єднання жароміцного титанового сплаву Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si, виконаного на режимі 2

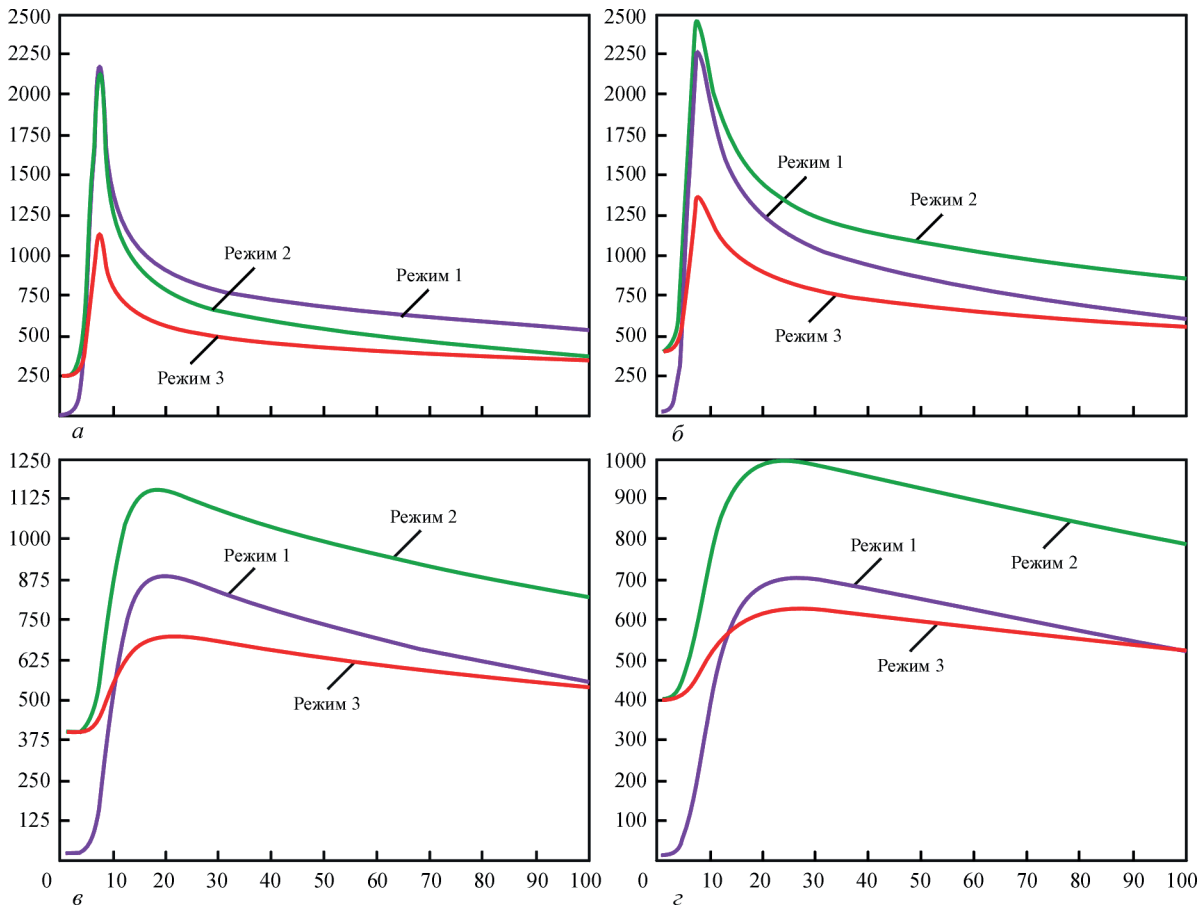


Рис. 7. Термічні цикли зварювання, отримані методом математичного моделювання: *а* – на поверхні в центрі шва; *б* – в середині зразка в центрі шва; *в* – на поверхні ЗТВ; *г* – в середині зразка в ЗТВ

дiгрiву зразкiв було застосовано електричну пiч, оснащену пiдiгрiвом захисного газу – аргону для захисту зворотної сторони зварного з’єднання. Застосування електричної пiчi, з пiдiгрiвом захисного газу дозволило виконувати попереднiй пiдiгрiв зразкiв жаромiцного титанового сплаву $\text{Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si}$ до температур 400°C .

Зварювання виконувалося на режимах 1 та 2 (див. табл. 2), товщина пластин складала 6 мм, довжина зразкiв 180 мм, ширина зразкiв 100 мм. На режимi 2 було отримано повний провар зварного з’єднання дослiдного жаромiцного титанового сплаву $\text{Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si}$. Експериментальнi термiчнi цикли були отриманi за допомогою термопар складу хромель-алюмель, якi були розташованi у точцi 3 – на поверхнi в зонi термiчного впливу, на вiдстанi 14 мм вiд середини шва. Отриманi експериментальнi термiчнi цикли, разом iз розрахунковими термiчними циклами, отриманими в результатi моделювання, наведенi на рис. 8. Як видно iз рисунку, рiзниця мiж експериментальними та розрахунковими даними становить 2...5%.

В результатi проведених робiт були побудованi в поперечному перетинi зварного з’єднання дiаграми розподiлу швидкостей охолодження в дiапазонi температур $600...1200^{\circ}\text{C}$. Встановле-

но, що при охолодженнi з температури 1200°C до 1100°C швидкостi охолодження на поверхнi в серединi шва сягають бiльше 130°C/s , в нижнiй частинi металу шва та на границях шва та зони термiчного впливу швидкостi охолодження становлять $70...130^{\circ}\text{C/s}$, на рештi частини ЗТВ метал охолоджується на швидкостi, не менше, нiж 31°C/s (рис. 9, *а*). У випадку застосування попереднього пiдiгрiву при температурi 400°C , при охолодженнi з температури 1200°C до 1100°C швидкостi охолодження на поверхнi центру шва сягають також бiльше 130°C/s , в нижнiй частинi металу шва та на границях шва та зони термiч-

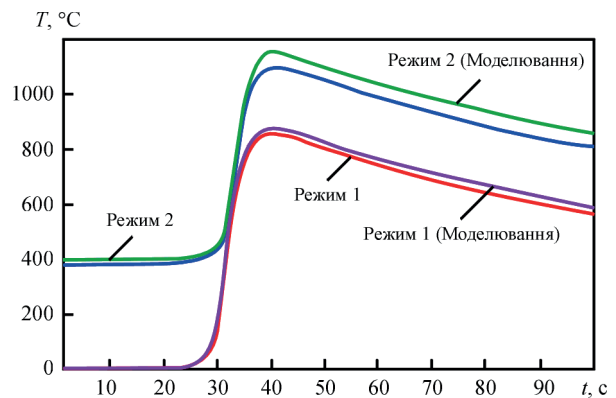


Рис. 8. Порiвняння експериментальних та розрахункових термiчних циклiв зварювання

ного циклу – 70...130 °C/c, на решті частини ЗТВ метал охолоджується на швидкості, не менше, ніж 31 °C/c (рис. 9, б). В порівнянні із режимом 1, на режимі 2 збільшується ширина зони із швидкостями охолодження більше 70 °C/c.

Режим із меншою погонною енергією (рис. 9, в) дозволяє знизити швидкості охолодження на 30...32 % відносно режиму 2, та на 35...60 % відносно режиму 1 у всьому діапазоні температур.

Схожа картина спостерігається і в інтервалі температур 1000...900 °C (рис. 10, а), за винятком того, що зона максимальних швидкостей охолодження (більше 130 °C/c) дещо менша, але в цій зоні фіксуються вищі максимальні швидкості охолодження. При застосуванні попереднього підігріву (режим 2), в цьому ж інтервалі температур, максимальні швидкості охолодження фіксуються в центрі шва на поверхні і складають 130 °C/c. В ЗТВ – 59...70 °C/c. (рис. 10, б). На режимі 3 в металі шва, швидкості охолодження більші за 130 °C/c не фіксуються взагалі (рис. 10, в).

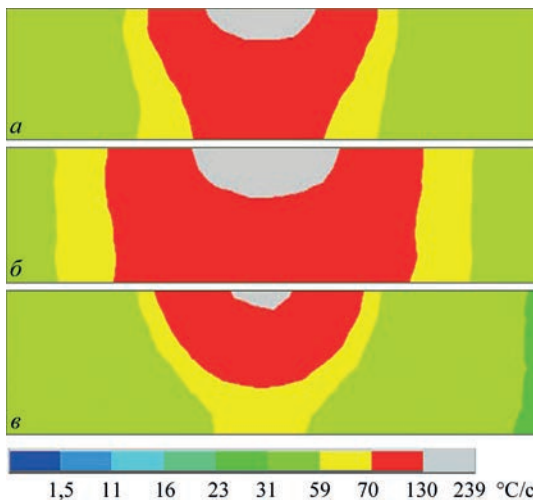


Рис.9. Розподіл швидкостей охолодження в інтервалі температур 1200...1100 °C: а – режим № 1; б – режим № 2; в – режим № 3

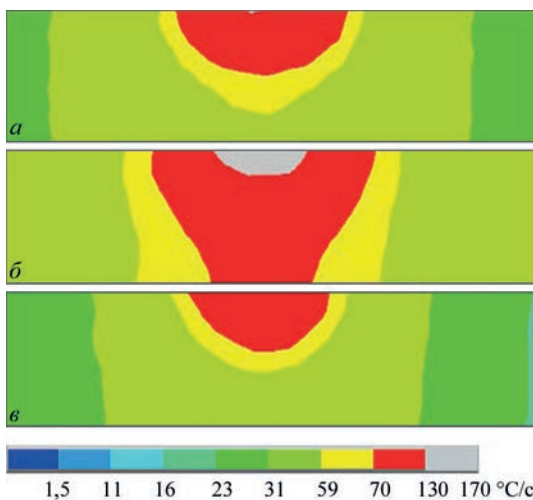


Рис.10. Розподіл швидкостей охолодження в інтервалі температур 1000...900 °C: а – режим № 1; б – режим № 2; в – режим № 3

При охолодженні з температури 700 °C та менше, швидкості охолодження все ще залишаються на достатньо високому значенні (120 °C/c в центрі шва, 31...70 °C/c в ЗТВ (рис. 11, а). При цьому, максимальні швидкості охолодження на режимі 1 мають більші значення, ніж на режимі 2 із попереднім підігрівом. При охолодженні із температури 700 °C, на режимі 2 (рис. 11, б), в порівнянні із режимом без попереднього підігріву, помітно зростає загальний діапазон швидкостей охолодження, який складає 1,5...31 °C/c. Режим 3 – з меншою погонною енергією та попереднім підігрівом дозволяє знизити швидкості охолодження на 35...60 % відносно режиму 1 та забезпечує глибину провару зразків 4,15 мм. Така глибина провару досягається при зварюванні на режимі 1.

Побудовано порівняльний графік залежності максимальних значень швидкостей охолодження від температур в діапазоні від 1200 °C до 500 °C для точок на поверхні в середині зварного шва, в яких, відповідно, фіксуються максимальні швидкості охолодження. Було встановлено, що швидкості охолодження при зварюванні зразків товщиною 6 мм жароміцного сплаву Ti-6,5Al-5,3Zr-2,2Sn-0,6Mo-0,5Nb-0,75Si на режимі 2 (із використанням попереднього підігріву до 400 °C) менші, ніж на режимі 1 (без використання попереднього підігріву) – на 7...12 % (рис. 12).

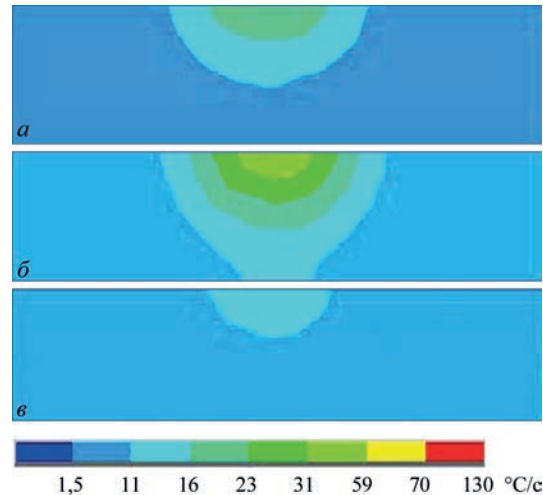


Рис.11. Розподіл швидкостей охолодження в інтервалі температур 700...600 °C: а – режим № 1; б – режим № 2; в – режим № 3

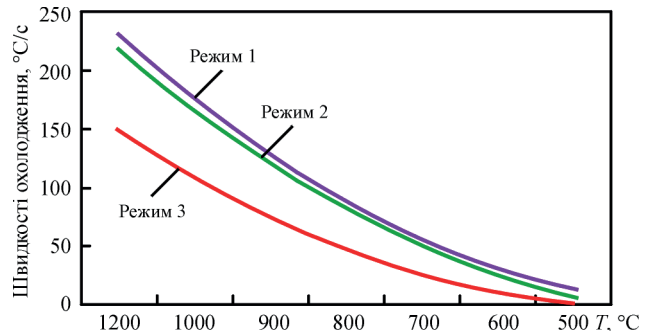


Рис.12. Порівняння значень швидкостей охолодження

Висновки

Розроблена математична модель аргонодугового зварювання вольфрамівим електродом жароміцного титанового сплаву системи Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si із урахуванням попереднього підігріву зварного з'єднання до температури 400 °С.

Встановлено, що теплоємність дослідного жароміцного титанового сплаву системи Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si у діапазоні температур від 327 К до 1127 К, на 5...7 % більше, ніж теплоємність сплаву ВТ1-00, а у діапазоні температур від 1527 К до 1860 К – на 7...10 % менше.

Показано, що застосування попереднього підігріву до температури 400 °С дозволяє збільшити глибину проплавлення зварних з'єднань жароміцного сплаву Ti–6,5Al–5,3Zr–2,2Sn–0,6Mo–0,5Nb–0,75Si на 30 %, при цьому ширина шва збільшується на 17 %.

Побудований розподіл швидкостей охолодження зварного з'єднання в діапазоні температур 500...1200 °С дозволив зробити висновок, що швидкості охолодження при зварюванні з застосуванням попереднього підігріву 400 °С менші, ніж при зварюванні без застосування попереднього підігріву – на 7...12 % відповідно.

Література/References

1. Таранова, Т.Г., Туник, А.Ю., Ахонін, С.В. та ін. (2012) Особливості структури з'єднань титанових сплавів Ti–Si–X з дисперсійним зміцненням, виконаних електронно-променевим зварюванням. *Вісник НУК*, **5**, 125–130.
Taranova, T.G., Tunik, A.Yu., Akhonin, S.V. et al. (2012) Peculiarities of structure of Ti–Si–X titanium alloy joints with dispersion hardening performed by electron beam welding. *Visnyk NUK*, **5**, 125–130 [in Ukrainian].
2. Anca, A., Cardona, A., Risso, J., Fachinotti, V.D. (2011) Finite element modeling of welding processes. *Applied Mathematical Modelling*, **35**(2), 688–707.
3. Ахонін С.В., Березос В.О., Пікулін О.М. та ін. (2022) Отримання жароміцних титанових сплавів системи Ti–Al–Zr–Si–Mo–Nb–Sn способом електронно-променевої плавки. *Сучасна електрометалургія*, **2**, 3–9. DOI: <https://doi.org/10.37434/sem2022.02.01>
Akhonin, S.V., Berezos, V.O., Pikulin, O.M. et al. (2022) Producing high-temperature titanium alloys of Ti–Al–Zr–Si–Mo–Nb–Sn system by electron beam melting. *Suchasna Elektrometal.*, **2**, 3–9 [in Ukrainian]. DOI: <https://doi.org/10.37434/sem2022.02.01>
4. Ахонін, С.В., Северин, А.Ю., Пікулін, О.М. та ін. (2022) Структура та механічні властивості жароміцного титанового сплаву системи Ti–Al–Zr–Si–Mo–Nb–Sn після деформаційної обробки. *Сучасна електрометалургія*, **4**, 43–48. DOI: <https://doi.org/10.37434/sem2022.04.07>
Akhonin, S.V., Severin, A.Yu., Pikulin, O.M. et al. (2022) Structure and mechanical properties of high-temperature titanium alloy of Ti–Al–Zr–Si–Mo–Nb–Sn system after deformation treatment. *Suchasna Elektrometal.*, **4**, 43–48 [in Ukrainian]. DOI: <https://doi.org/10.37434/sem2022.04.07>
5. Ахонін, С.В., Білоус, В.Ю., Селін, Р.В. та ін. (2022) Аргонодугове зварювання жароміцного титанового сплаву, легованого кремнієм. *Автомат. зварювання*, **5**, 33–39.
Akhonin, S.V., Bilous, V.Yu., Selin, R.V. et al. (2022) Argon-arc welding of high-temperature titanium alloy doped by silicon. *The Paton Welding J.*, **5**, 26–32. DOI: <https://doi.org/10.37434/tpwj2022.05.04>
6. Akhonin, S.V., Belous, V.Yu., Selin, R.V. (2021) Effect of pre-heating and post-weld local heat treatment on the microstructure and mechanical properties of low-cost β -titanium alloy welding joints, obtained by EBW. *Defect and Diffusion Forum*, **416**, 87–92.
7. Bros, H., Michel, M., Castanet, R. (1994) Enthalpy and heat capacity of titanium based alloys. *J. of Thermal Analysis and Calorimetry*, **41**(1), 7–24.
8. Maglič, K.D., Pavičić, D.Z. (2001) Thermal and electrical properties of titanium between 300 and 1900 K. *Inter. J. of Thermophysics*, **22**, 1833–1841.
9. Akhonin, S.V., Belous, V.Y., Selin, R.V., Kostin, V.A. (2021) Influence of TIG welding thermal cycle on temperature distribution and phase transformation in low-cost titanium alloy. In: *Proc. of IOP Conf. Series: Earth and Environmental Sci.*, **688**(1), 012012.
10. Ахонін, С.В., Белоус, В.Ю., Мужиченко, А.Ф., Селін, Р.В. (2013) Математическое моделирование структурных превращений в ЗТВ титанового сплава ВТ23 при сварке ТИГ. *Автомат. сварка*, **3**, 26–29.
Akhonin, S.V., Belous, V.Yu., Muzhichenko, A.F., Selin, R.V. (2013) Mathematical modeling of structural transformations in HAZ of titanium alloy VT23 during TIG welding. *The Paton Welding J.*, **3**, 24–27.

INFLUENCE OF PRE-HEATING ON TIG-WELDING THERMAL CYCLE OF HIGH-TEMPERATURE TITANIUM ALLOY OF Ti–Al–Zr–Sn–Mo–Nb–Si SYSTEM

R.V. Selin¹, V.Yu. Bilous¹, S.B. Rukhanskyi¹, I.B. Selina², L.M. Radchenko¹¹E.O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine. 11 Kazymyr Malevych Str., 03150, Kyiv, Ukraine.E-mail: selinrv@gmail.com²National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute» 37 Prospect Beresteiskyi (former Peremohy), 03056, Kyiv, Ukraine

The main direction of improving the operational characteristics of titanium alloys is the creation of heat resistant and high temperature titanium alloys. The high specific strength and corrosion resistance of this type of alloys, at temperatures up to 500...600 °С, enables making them the main structural material for aircraft and rocket engineering. However, their widespread use is associated with the problem of precipitation of brittle phases during welding, which requires the use of additional technological operations, such as local heat treatment or pre-heating. In this paper, the finite element modeling method was applied to study the influence of the TIG welding thermal cycle of the high temperature titanium alloy of Ti–6.5Al–5.3Zr–2.2Sn–0.6Mo–0.5Nb–0.75Si system with and without the use of pre-heating and to plot the cooling rates diagrams of the produced welded joints. Ref. 10, Tabl. 2, Fig. 12.

Keywords: high temperature titanium alloy, TIG welding, finite element modeling, pre-heating

Надійшла до редакції 13.03.2023