

УДК 621.791.052:539.4

Сливінський О. А., Шерепенко О. П., Препіяло А. О.

ОЦІНКА ТЕПЛООВОГО СТАНУ МЕТАЛУ ПІД ЧАС ВИПРОБУВАНЬ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ ПРИ ЗВАРЮВАННІ МЕТОДОМ PVR

У практиці лабораторних дослідів опірності металів та сплавів до утворення гарячих тріщин при зварюванні найчастіше застосовують машинні методи випробувань із зовнішнім примусовим деформуванням зразків під час їх зварювальної обробки. Розвиток методів випробувань цього типу відбувається за напрямом спрощення конструкції зразків і вдосконалення та ускладнення спеціалізованого устаткування [1]. Переважна більшість методів машинних випробувань передбачає застосування плоских прямокутних зразків, а отже всі особливості створення умов, що провокують зародження в металі гарячих тріщин, покладено на машинну складову цих методів, яка забезпечує примусове руйнування зразків унаслідок додаткової дії зовнішніх зусиль. За таких умов відхилення результатів випробувань від загальновідомих з практичного досвіду зварювання залежностей будуть тим більшими, чим більше відрізнятимуться форма зварного валика, характер деформування матеріалу зразка та його температурний стан від існуючих в реальних умовах зварювання. Застосування плоских прямокутних зразків зі схемою навантаження, що забезпечує повздовжній або поперечний машинний розтяг під час зварювання, певною мірою наближує умови випробування до випадків однопрохідного стикового зварювання двох пластин. Однак відносно невеликий поперечний перетин зразків для машинних випробувань не завжди дозволяє уникати надлишкового перегрівання випробувального металу в порівнянні з реальними умовами зварювання.

Метою даної роботи є оцінка теплового стану металу зразків та, у разі необхідності, розробка рекомендацій щодо вдосконалення методики машинного випробування тріщиностійкості при зварюванні.

Для проведення дослідів було обрано випробування методом PVR [2], рекомендоване міжнародним нормативним документом CEN ISO/TR 17641-3:2004 для оцінки схильності основного та присадного металу до утворення гарячих тріщин при зварюванні.

Випробування PVR за схемою навантаження зразка та застосованими показниками тріщиностійкості принципово не відрізняється від рекомендованого останнім чинним у СРСР стандартом ГОСТ 26389-84 випробування типу ЛТП-1 [3, 4]. Принцип випробування типу PVR полягає в одночасному розтягуванні плоского зразка у повздовжньому напрямку та проплавленні його дугою в цьому ж напрямку на деяку залежну від параметрів процесу глибину (рис. 1). Проте, на відміну від ЛТП-1, під час випробувань типу PVR швидкість розтягування $v_{роз}$ монотонно зростає за лінійним законом. Завдяки цьому кожній точці виконаного валика відповідає своє значення швидкості розтягування. Порівняльним показником тріщиностійкості виступає критична швидкість розтягування $v_{кр}$, тобто така швидкість розтягування, при якій в металі зразка виникає перша гаряча тріщина. Відповідно, чим більше значення $v_{кр}$ виказує під час випробувань певний матеріал, тим вищою вважається його опірність гарячим тріщинам при зварюванні.

Монотонно зростаюча під час випробування швидкість розтягу дозволяє виконати оцінку тріщиностійкості матеріалу з використанням меншої кількості зразків, ніж у випадку застосування методики ЛТП-1, де швидкість розтягу в межах одного зразка залишається постійною. Іншою перевагою методики PVR є можливість одночасного визначення схильності металу до утворення різних типів гарячих тріщин.

Машинні випробування за методикою PVR проводились спільно з фахівцями Магдебурзького університету ім. Отто фон Геріке (ФРН). Зразки виготовлялись згідно вимог нормативної документації за ескізом, що приведено на рис. 1. Досліджуваний матеріал зразків – жароміцний нікелевий сплав NiCr15Fe8 (табл. 1).

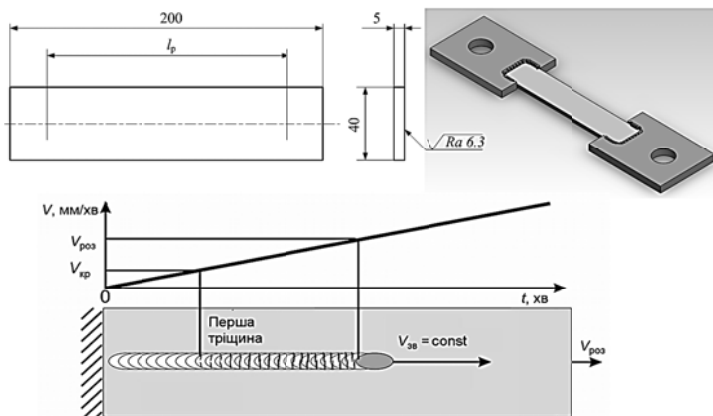


Рис. 1. Ескіз, аксонометричне зображення зразка та принципова схема випробувань за методом PVR

Таблиця 1

Хімічний склад сплаву NiCr15Fe8 за даними сертифікату виробника (плавка № 60260), %

Ni	Cr	Fe	C	Mn	Si	Cu	Al	Ti	P	S	Co	B
74,12	16,4	8,2	0,07	0,21	0,33	0,02	0,2	0,3	0,008	0,002	0,1	0,002

Для закріплення зразків в захватах випробувальної машини до них приварювались конструктивні елементи з низьковуглецевої сталі. Довжину робочої частини зразків l_p , що дорівнює відстані між початком та кінцем зварного валика, обирали таким чином, щоб виключити вплив закріплень на стан випробувального матеріалу. Для випробувань застосовувалось аргонодугове зварювання вольфрамовим електродом (табл. 2) без наскрізного проплавлення металу зразка.

Таблиця 2

Параметри PVR-випробування

№ серії	Максимальна швидкість розтягу $V_{роз}$, мм/хв	Прискорення, мм/с ²	Видовження зразка, мм	Час, с	Зварювальний струм, I, А	Напруга дуги U, В	Швидкість зварювання v , см/хв	Початкова робоча довжина зразка l_p , мм
1	45	0,01644	17,11	45,6	180	12	20	135
2	60	0,02099	23,82	47,6				

Результати випробувань (рис. 2) показали наявність в металі зразків гарячих тріщин кристалізаційного (в зварних валиках), сегрегаційного (в навколошовній ділянці) та підсолідусного (в зоні термічного впливу) типів. Класифікація тріщин підтверджувалась металографічними та фрактографічними дослідженнями.

Найменша критична швидкість тріщиноутворення була зафіксована для підсолідусних тріщин, що співпадає з теоретичними відомостями про підвищену схильність випробуваного матеріалу саме до підсолідусного типу гарячих тріщин. В той же час підвищення швидкості наростання деформації не вплинуло на опірність сплаву проти підсолідусних та сегрегаційних тріщин (відмінності в критичних швидкостях тріщиноутворення для цих типів тріщин лежать в межах похибки), але зменшило його опірність проти кристалізаційних тріщин, що узгоджується з представленими в [5] залежностями високотемпературної пластичності від швидкості деформації.

Для аналізу температурного стану металу зразків в окремих точках під час випробувань виконувались вимірювання за допомогою термопар. Результати вимірювань порівнювались із тепловими розрахунками.

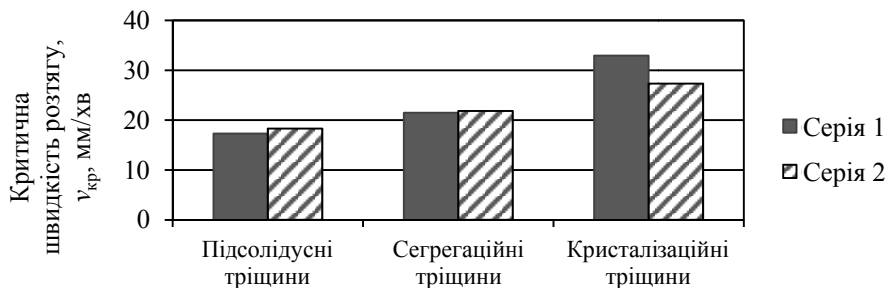


Рис. 2. Критична швидкість тріщиноутворення (усереднені значення) за результатами PVR-випробувань

Для вимірювання термічних циклів застосовувались NiCr-Ni-термопари діаметром 0,5 мм. Три термопари розміщувались на поверхні зразка на відстані 50 мм від початку зварювання, з інтервалом 2; 4 та 6 мм по нормалі від очікуваного положення лінії сплавлення. Після проведення випробувань місце розташування термопар уточнювалось за допомогою стереомікроскопу. Так, для зразка серії 2 відстань термопар від початку зварного валика, з урахуванням подовження зразка, склала 54 мм, а відстані термопар від фактичного положення лінії сплавлення дорівнювали 2,02; 4,32 та 6,37 мм відповідно.

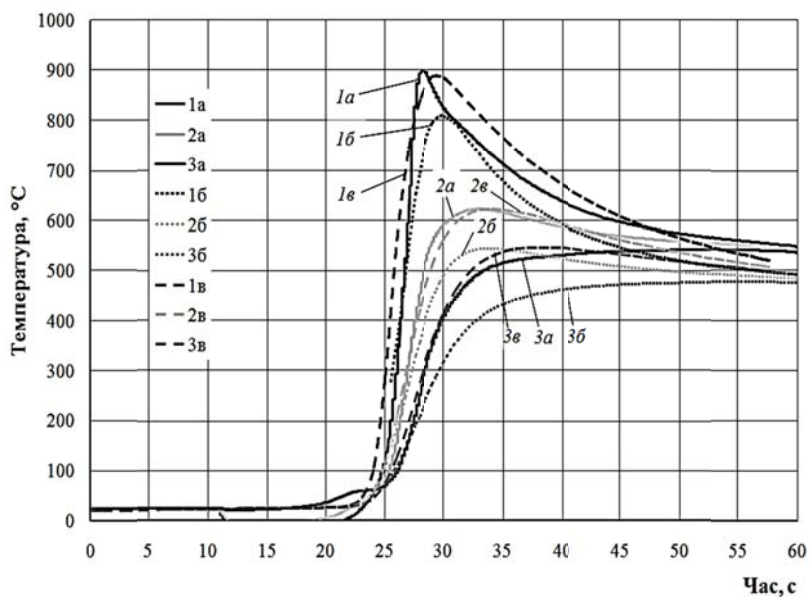


Рис. 3. Термічні цикли в точках 1, 2 та 3 зразка, що відстоять від лінії сплавлення на відстанях 2,02; 4,32 та 6,37 мм відповідно:

а – експериментально виміряні за допомогою термопар; б – розраховані для рухомого точкового джерела тепла в пластині за Рикаліним; в – розраховані для об’ємно-розподіленого джерела нагрівання за Голдаком

Експериментально визначені термічні цикли порівнювались з розрахованими для аналогічних точок зразків термічними циклами (рис. 3). Розрахунки виконувались методом джерел тепла за Рикаліним [6] для схеми рухомого точкового джерела тепла в пластині з урахуванням відбиття тепла граничними поверхнями зразка. Крім того, одержані результати порівнювались з результатами моделювання теплових процесів в металі зразка методом кінцевих елементів (МКЕ) на базі моделі об’ємно-розподіленого джерела нагрівання за Голдаком [7, 8].

Аналітична модель Голдака задає нормальне (за Гаусом) розподілення густини потужності джерела нагрівання в об’ємі тіла, який має форму еліпсоїда (рис. 4).

Відмінність еліпсоїдної моделі за Голдаком від інших моделей об’ємних джерел нагрівання полягає в тому, що в ній розподіл об’ємної густини потужності джерела задається для фронтальної (індекс *f*) та хвостової (індекс *r*) чвертей еліпсоїда незалежно:

$$q_{vol, f} = f_f \frac{6\sqrt{3}Q}{a_f b c \pi^{3/2}} \exp \left\{ -3 \left[\left(\frac{x + v(\tau - t)}{a_f} \right)^2 + \left(\frac{y}{b} \right)^2 + \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right] \right\}; \quad (1)$$

$$q_{\text{vol, r}} = f_r \frac{6\sqrt{3}Q}{a_r b c \pi^{3/2}} \exp \left\{ -3 \left[\left(\frac{x + v(\tau - t)}{a_r} \right)^2 + \left(\frac{y}{b} \right)^2 + \left(\frac{z}{c} \right)^2 \right] \right\}, \quad (2)$$

де Q – ефективна теплова потужність джерела нагрівання, Вт (для дугового зварювання $Q = \eta IU$);
 τ – час, що пройшов від початку дії джерела;

t – поточний час;

v – швидкість переміщення джерела (швидкість зварювання);

x, y, z – півосі еліпсоїда за координатними напрямками Ox, Oy, Oz ;

f_f і f_r – коефіцієнти, що визначають співвідношення тепла, введеного у фронтальну та хвостову частину еліпсоїда;

a_f, a_r, b, c – відповідні радіуси нормального розподілення.

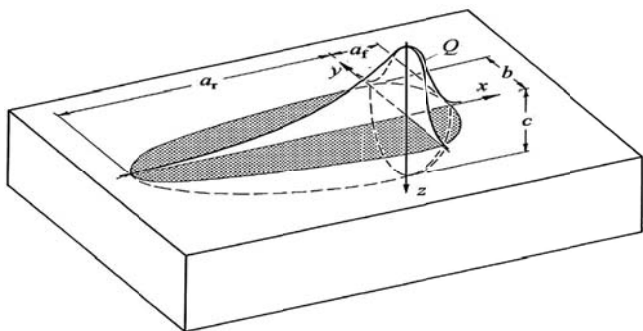


Рис. 4. Модель об'ємного зварювального джерела нагрівання за Голдаком [7]

Необхідні для розрахунків за допомогою рівнянь (1) та (2) значення геометричних параметрів моделі: a_f, a_r, b та c обирались за результатами металографічних вимірювань параметрів провару в зразках після закінчення випробування. Середня глибина проплавлення для зразків серії 2 склала 1,7 мм, ширина валика – 7,9 мм, а довжина зварювальної ванни – 12,5 мм.

Як можна бачити з представлених на рис. 3 залежностей, термічні цикли 1в, 2в, 3в, побудовані за результатами МКЕ-моделювання теплових процесів для

об'ємно-розподіленого джерела нагрівання, в порівнянні з термічними циклами 1б, 2б, 3б, розрахованими для рухомого точкового джерела тепла в пластині, мають більш високу збіжність з експериментальними вимірами (1а, 2а, 3а). Максимальні температури в досліджених точках згідно розрахунку за Рикалінім на 90...100 градусів менші, ніж за результатами вимірів. В той же час похибка максимальних температур, розрахованих за Голдаком відрізняється від визначених експериментально максимальних температур не більше, ніж на 5–10 °С.

Слід однак зазначити, що швидкості нагрівання в точках ЗТВ, виміряні термопарами – дещо більші, ніж за даними розрахунків. При цьому охолодження за даними експериментальних дослідів виявляється, навпаки, дещо повільнішим, ніж це показує розрахунок. Ця розбіжність може бути пояснена впливом машинного розтягу зразка на стан закріплених на його поверхні термопар, або недоліками заданих у розрахунках умов вільного охолодження та потребує додаткового вивчення.

На рис. 5 представлено розподіл температур на поверхні зразка за даними МКЕ-моделювання. Можна бачити, що бічні грані зразка не нагріваються вище за прибіл. 400 °С. Враховуючи більш уповільнене за даними вимірювань охолодження, в порівнянні з результатами розрахунків (рис. 3), можна покласти, що фактичні температури периферійних ділянок зразків зі сплаву NiCr15Fe8 для розглянутих умов не перебільшують 450 °С.

Виявлені в зразках підсолідусні тріщини, порівняно з іншими типами тріщин, мають значно меншу протяжність (від 0,25 мкм до 1...1,5 мм) та кут розкриття. Вони розташовуються в ЗТВ з обох боків від зварного шва на відстанях 0,8...4,2 мм від лінії сплавлення. Відповідно максимальна температура в областях утворення підсолідусних тріщин, за даними розрахунку, лежить в межах 1150–650 °С. Ізотерми цих температур, за винятком періоду теплонасичення на початку зварювання та вирівнювання температур після його закінчення, зберігають протягом випробування незмінну форму та розміри, а отже відповідають умові квазістаціонарного температурного поля граничного стану, не дивлячись на певне перегрівання металу внаслідок відбиття тепла від бічних граней зразка.

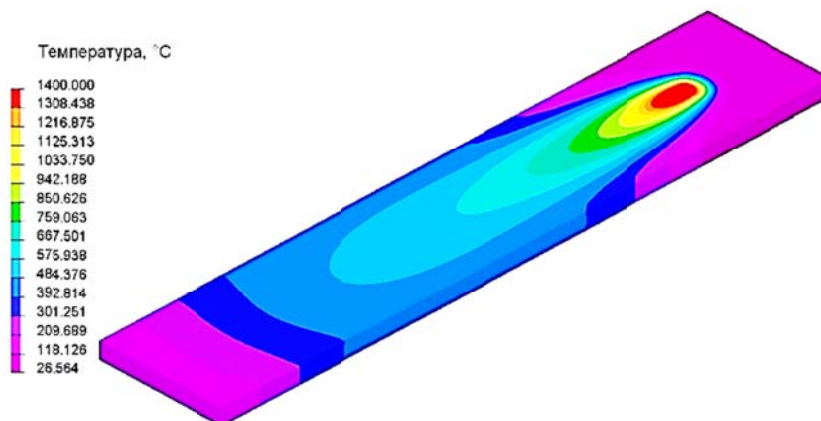


Рис. 5. Ізотерми на поверхні зразка наприкінці зварювання за результатами МКЕ-моделювання (параметри PVR-випробувань відповідають серії № 2, табл. 2)

Таким чином, для малопотужного аргондугового зварювання вольфрамовим електродом без наскрізного проплавлення навіть відносно незначний робочий перетин досліджуваних зразків (40×5 мм) дозволяє проводити порівняльну характеристику технологічної міцності різних матеріалів, випробуваних в однакових умовах. Разом із цим, застосування для випробувань методом PVR потужних способів дугового зварювання плавким електродом під флюсом або в захисному газі, вимагає збільшення робочого перетину зразка і, відповідно, більш потужного обладнання для його розтягу. Особливо, якщо основний метал матиме меншу теплопровідність, ніж досліджуваний в нашому випадку сплав.

ВИСНОВКИ

Розміри зразка для випробувань методом PVR, за вимогами CEN ISO/TR 17641-3:2004, не впливають на ізотерми температур виникнення та розвитку гарячих тріщин у випадку застосування малопотужного аргондугового зварювання вольфрамовим електродом без наскрізного проплавлення. Вирішення задачі теплопровідності для умов зварювання на базі моделі об'ємно-розподіленого джерела нагрівання за Голдаком має більш високу збіжність з експериментальними вимірами температур, ніж у разі застосування схеми рухомого точкового джерела тепла у вузькій пластині за Рикалінім.

СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Farrar J. C. M. *Hot Cracking Tests – The Route to International Standardization* / J. C. Farrar, Th. Böllinghaus, H. Herold (Eds.). // *Hot Cracking Phenomena in Welds*– Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005. – S. 291–304.
2. Folkhard E. *Der PVR-Test, ein neues Verfahren zur Ermittlung der Heißrissicherheit von Schweißwerkstoffen mit hoher quantitativer Aussagekraft* / E. Folkhard, G. Rabensteiner, H. Schabereiter, K. Fuchs // *50 Jahre Böhler Schweißtechnik*. – 1977. – 259 s.
3. Якушин Б. Ф. *Машина для определения склонности металлов к горячим трещинам при сварке* / Б. Ф. Якушин, Н. Н. Прохоров, Н. Н. Новиков // *Автоматическая сварка*. – 1970. – № 10. – С. 47–49.
4. Якушин Б. Ф. *Современное состояние проблемы горячих трещин в сварных соединениях* / Б. Ф. Якушин // *Трещины в сварных соединениях сталей : сб. докл. I симпозиума СЭВ (Высокие Татры, ЧССР, 13–17 апреля 1981 г.) : доклады МВТУ*. – Москва – Братислава, 1981. – С. 22–36.
5. Новиков И. И. *Горячеломкость цветных металлов и сплавов* / Илья Изриэлович Новиков. – М. : «Наука», 1966. – 300 с.
6. Рыкалин Н. Н. *Расчеты тепловых процессов при сварке* / Н. Н. Рыкалин. – М. : Машигиз, 1951. – 296 с.
7. Goldak J. *A new finite element model for welding heat source* / J. Goldak, A. Chakravarti, M. Bibby // *Metallurgical Trans. B*. – 1984. – 15 B. – P. 299–305.
8. Сливінський О. А. *Подвійна еліпсоїдна модель зварювального джерела нагрівання* / О. А. Сливінський, А. О. Препіяло // *Зварювання та споріднені процеси і технології : V Всеукр. міжгалуз. наук.-техн. конф. студентів, аспірантів та наук. співробітників, 18–20 квітня 2012 р. : матеріали конф.* – К. : НТУУ «КПІ», 2012. – С. 45–49.