

# МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ІНДУКЦІЙНОЇ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ З РЕЙКОВИХ ВИСОКОМІЦНИХ СТАЛЕЙ

Р.С. Губатюк, С.В. Римар, О.С. Прокоф'єв, В.А. Костін, О.В. Дідковський, Є.В. Антіпін

ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: [office@paton.kiev.ua](mailto:office@paton.kiev.ua)

Вибір технологічних параметрів режиму процесу термічної обробки, що забезпечує отримання необхідних структурно-фазових перетворень зварного стику рейок, є досить затратним процесом, який вимагає проведення великої кількості експериментів із значними затратами енергетичних, часових, трудових та фінансових ресурсів. В статті запропоновано метод математичного і фізичного моделювання теплових процесів для визначення оптимальних параметрів термічної обробки зварного з'єднання рейок на модельних зразках на основі теорії подібності з урахуванням взаємопов'язаних властивостей і фізичних явищ з оригіналом дослідження. Отримані при реалізації даного методу рішення дають можливість суттєво скоротити ресурси при визначенні оптимальних режимів нагріву виробів з високоміцних вуглецевих сталей, зокрема, рейок. На основі масштабних коефіцієнтів критеріїв електромагнітної та теплової подібності розроблена математична модель індукційної системи для чисельного розрахунку розповсюдження електромагнітних та теплових полів. Застосовувався метод скінченних елементів, який є інструментом для сполучення інтегральних характеристик із значеннями векторних характеристик досліджуваних електромагнітних полів. Враховано залежність фізичних властивостей матеріалів від температури. В ході параметричного дослідження визначено параметри і конфігурацію системи «індуктор–виріб» та визначено просторово-часовий розподіл температурного поля в процесі моделювання термічної обробки. Отримані дані чисельного розрахунку повинні використовуватися при фізичному моделюванні відпрацювання режимів термічної обробки зразка і дозволять істотно скоротити кількість експериментів по визначенню впливу термічного нагріву на фазові перетворення і механічні властивості сталі в зоні зварного з'єднання. Бібліогр. 18, табл. 2, рис. 9.

*Ключові слова:* індукційний нагрів, термічна обробка, зварний стик залізничних рейок, математичне моделювання, теорія подібності

На сьогодні при будівництві та реконструкції залізничних магістралей здійснюється укладання безстикових колій. Це викликано загальною тенденцією зростання швидкості рухомого складу, особливо високошвидкісних пасажирських поїздів, збільшеною інтенсивністю руху і вантажно-напруженістю. Для забезпечення підвищеної надійності та експлуатаційної стійкості рейок при укладанні безстикових колій використовують високоміцні рейкові сталі нового покоління з підвищеним вмістом вуглецю [1].

При будівництві залізничних колій з'єднання високоміцних рейок здійснюють за допомогою зварювання їх торців. У більшій частині з'єднання виконуються способом контактно-стикового зварювання оплавленням, розробленим в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України [2] або автоматичного електродугового зварювання плавленням. Світовий досвід показує, що у вилучених дефектних рейках зварний шов є місцем, де спостерігається до 30 % дефектів. Хоча дефекти в зварному шві не є переважаючими, вони заслуговують на пильну увагу при контролі якості рейкового шляху. У зоні зварного з'єднання присутня неоднорідність мікроструктури металу, а також

спостерігаються несприятливі залишкові напруги, що продукують умови для утворення внутрішніх дефектів, які послаблюють ділянку рейки зі зварним швом. Зона термічного впливу (ЗТВ) зварного з'єднання рейки має різні ділянки, яким характерна наявність м'яких шарів металу на поверхні катання рейки і шарів з меншою пластичністю і в'язкістю, більш схильних до крихких руйнувань, в порівнянні з основним металом рейки.

Підвищена кількість вуглецю кардинально змінює зварюваність сталей. По одному з головних показників зварюваності сталі – вуглецевому еквіваленту  $C_e$  – рейкова сталь близька до високоміцних середньолегованих сталей з вмістом вуглецю 0,30...0,45 %. Значення показників вуглецевого еквіваленту для цих сталей приблизно однакове –  $C_e = 0,8...1,0$  %. Це вказує на те, що сучасні високоміцні рейкові сталі за критерієм зварюваності відносяться до задовільних, тобто до таких, яким необхідні спеціальні режими зварювання і технологічні заходи, без яких неможливо забезпечити гарантовану цілісність і якість зварного з'єднання [1].

Одним з таких заходів є термічна обробка (ТО) зварного з'єднання рейок, яка мінімізує наслідки високотемпературного нагріву металу в процесі

зварювання, подрібнює його мікроструктуру, підвищує міцність зварного з'єднання, знімає залишкові напруги. Застосування ТО позитивно позначається на терміні служби зварного стику рейок [3].

**Мета і завдання дослідження.** Метою і завданням дослідження є розробка математичної моделі для чисельного моделювання процесу високочастотного індукційного нагріву модельного зразка із високовуглецевої високоміцної рейкової сталі зі зварним з'єднанням з визначенням параметрів і конфігурації системи «індуктор–виріб» для подальшого виконання реальної індукційної ТО модельного зразка, а також визначення просторово-часового розподілу температурного поля в процесі виконання ТО.

При цьому для зменшення часу розрахунку процес математичного моделювання доцільно розділити на два етапи: перший – моделювання процесу високочастотного індукційного нагріву системи «індуктор–виріб»; другий – моделювання структури фазових перетворень і властивостей металу шва в виробі в залежності від термічного циклу.

Для досягнення цілі були поставлені наступні задачі:

- розробити концепцію фізичного моделювання індукційної ТО зварних з'єднань високоміцних залізничних рейок на модельних зразках;
- на базі фізичної моделі розробити математичну модель для чисельного розрахунку індукційного нагріву модельного зразка зі зварним з'єднанням із високоміцної рейкової сталі;
- розробити макет та виконати експериментальні дослідження фізичного моделювання індукційного нагріву модельного зразка.

**Аналіз літературних даних та постановка задачі.** Аналіз застосування розрахункових моделей систем індукційного нагріву показує збільшення застосування чисельних методів моделювання при вирішенні задач оптимізації технологічних параметрів процесу ТО. Завдяки чисельному моделюванню індукційних систем з'явилася можливість досліджувати не тільки окремі аспекти поширення електромагнітних і теплових полів, а також супутніх явищ і процесів, таких як напружено-деформований стан та структурні перетворення металу, розробляти мультифізичні моделі, які враховують нерозривний зв'язок даних процесів і фізичних явищ.

В роботі [4], при розробці математичної моделі системи індукційного нагріву, пропонуються методи аналізу індукційної системи, які дають можливість послідовно врахувати нелінійні залежності теплофізичних властивостей металу, що нагрівається, а в роботі [5] застосувати метод параметричної оптимізації з розподіленими пара-

метрами. Однак при цьому не враховуються перетворення в сталі при перевищенні температури точки магнітних перетворень, що вносить похибку при розрахунку енергетичних характеристик досліджуваної індукційної системи.

У роботах [6, 7] при розробці чисельної моделі індукційного нагріву тіл різного поперечного перерізу з пригніченням крайових і кінцевих ефектів для отримання більш рівномірного температурного поля в заготовці застосовуються технологічні прийоми зміни кількості секцій індуктора, частоти струму, різні конструкції магнітних концентраторів, регулювання швидкості переміщення заготовки тощо. При цьому не враховується залежність магнітної проникності заготовки як від температури, так і від напруженості магнітного поля.

В моделях індукційного нагріву робіт [8, 9] застосовують температурозалежні  $B-H$  криві, нелінійні залежності теплофізичних властивостей матеріалу і зміни фазового перетворення в процесі термічної обробки зразка при швидкому нагріванні і охолодженні. Матеріалом модельного зразка слугує однорідний по всьому перетину основний метал досліджуваного об'єкта, який попередньо не піддавався ні термічному, ні механічному впливу. При моделюванні застосовуються зразки у відповідності до нормативних стандартів, або зразки довільної форми і геометричних розмірів без зазначення критеріїв вибору того чи іншого параметра, що впливає на точність отриманих результатів при переході від фізичного моделювання на модельних зразках до реальних об'єктів і реально-технологічного процесу.

З огляду на те, що сучасні технології індукційної ТО не завжди оптимальні і не в повній мірі дозволяють отримати необхідні характеристики металу в зоні зварних з'єднань рейок [1], виникає необхідність проведення подальших досліджень і вивчення особливостей фазових перетворень в зварному з'єднанні рейки після здійснення ТО. Для виконання якісної ТО потрібно відпрацювання режимів і оптимізація параметрів, що впливають на процеси нагріву, проведення великої кількості вартісних досліджень щодо впливу швидкостей нагріву, часу витримки і охолодження на особливості структуроутворення в зоні зварного з'єднання. Рішення такого роду задач вимагає комплексного підходу, що включає раціональне застосування для дослідження методів математичного та фізичного моделювання і визначення ключових параметрів процесу ТО. Таке завдання актуально і доцільно спочатку вирішувати шляхом моделювання на малих модельних зразках зварних з'єднань з рейкової сталі. Для цього на основі теорії подібності необхідно розробити математичну модель процесу ТО модельних зразків з ураху-

ванням взаємопов'язаних властивостей і фізичних явищ з оригіналом дослідження. На малому модельному зразку можна відпрацювати оптимальні режими нагріву і досліджувати властивості обробленого металу шва, після чого здійснити перехід до уточнення режимів ТО зварного стику реальної рейки [10]. Запропонований підхід дає можливість значно скоротити ресурси при визначенні оптимальних режимів нагріву виробів з високоміцних вуглецевих сталей, зокрема, рейок. Розроблені моделі індукційного процесу ТО дозволяють оптимізувати конструкцію індуктора для забезпечення необхідного температурного поля в зоні зварного з'єднання об'єкта, що нагрівається, і дозволяє більш ефективно виконувати процес ТО.

**Методологія та методи дослідження індукційної системи.** При індукційному нагріві електромагнітні та теплові процеси взаємопов'язані і описуються нелінійними диференціальними рівняннями, які не вирішуються аналітично. Вирішення такого роду задач можливо лише чисельними методами. Для моделювання систем індукційного нагріву широко застосовують метод скінченних елементів, який є інструментом для сполучення інтегральних характеристик зі значеннями векторних характеристик досліджуваних полів. Завдання з моделювання індукційного нагріву відносяться до мультифізичних задач, що включає взаємопов'язані розрахунки поширення електромагнітних і теплових полів [11].

При зміні температури в широких межах важливо враховувати і зміну фізичних властивостей матеріалів, оскільки це суттєво впливає на електромагнітні і теплові характеристики системи «індуктор–виріб». Для коректного вирішення шляхом математичного моделювання процесу індукційного ТО та розв'язання пов'язаних між собою задач розповсюдження електромагнітних і теплових полів доцільно використовувати мультифізичні програмні пакети скінченно-елементного аналізу, наприклад, Comsol Multiphysics.

Об'єктом дослідження є індукційна система «індуктор–виріб», яка складається з циліндричного багатовиткового індуктора, що охоплює циліндричний зразок у вигляді суцільного стрижня з високоміцної рейкової сталі з підвищеним вуглецевим еквівалентом, що має поперечне зварне з'єднання.

*Введені спрощення.* Складна форма поперечної перетину рейки та різні масогабаритні параметри її основних частин не дають змоги проводити математичне моделювання процесу індукційної ТО в двовимірній чи вісесиметричній постановці задачі, а лише в 3D формулюванні, що потребує значного розрахункового ресурсу обчислювальної техніки та досить значного машинного часу. Для отримання більш швидкого оціночного результату

математичного і фізичного моделювання процесу індукційного нагріву зварного стику рейки було запропоновано звести поперечний перетин рейки до простішого вигляду та досліджувати індукційний нагрів основних елементів рейки – головки, шийки і підшви окремо. При цьому ці елементи замінюються простими фігурами – суцільним (для головки) і порожнистими (для шийки і підшви) циліндричними стрижнями з рівністю периметрів, площ поверхонь і мас елементів рейки і стрижнів. До того ж, з метою спрощення фізичного моделювання нагріву, прості фігури можна ще і зменшити, застосовуючи теорію подібності [12, 13].

Як приклад, розглянемо головку рейки, яка найбільш схильна до динамічних навантажень, зносу поверхні кочення і схильна до зародження в зоні поперечного зварного шва дефектів і тріщин. Головка містить шари загартованого, перехідного і основного металу.

Поперечний переріз головки рейки на рис. 1 представляється у вигляді суцільного циліндричного стрижня з діаметром  $D_1$ , периметром  $L_1$  і площею  $S_1$ , які дорівнюють відповідно периметру зони нагріву під індуктором головки  $L_g$  та площі головки  $S_g$ . Таке геометричне перетворення дозволяє зберегти масогабаритні параметри головки та стрижня і забезпечує коректні результати фізичного моделювання. У місці передбачуваного осьового перерізу  $P$  рейки прийнята умова, що температура даної області така ж, як і на поверхні головки і відтік тепла в цьому напрямку не відбувається.

За критеріями геометричної, електродинамічної подібності та подібності теплових процесів можна визначити параметри математичної і фізичної моделі, геометричні розміри досліджуваного циліндричного зразка із поперечним зварним з'єднанням, частоту живлячого індуктор струму. Геометричні параметри індуктора визначаються в ході рішення задачі.

Для спрощення подальшого фізичного моделювання індукційного нагріву зменшимо габарити циліндричного натурального стрижня, що на рис. 1, до модельного стрижня, вводячи в розгляд масштабні коефіцієнти [13, 14].

*Масштабні коефіцієнти, подібність електромагнітних процесів.* Для індукційної системи, що

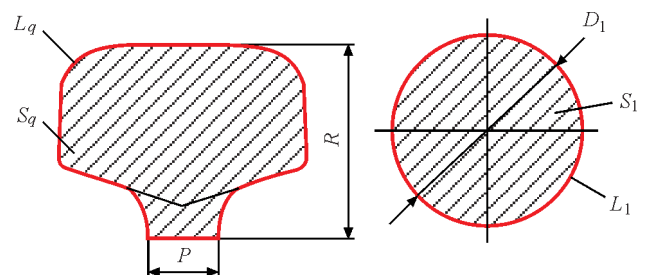


Рис. 1. Поперечні перетини головки рейки і суцільного циліндричного стрижня, що заміщує її

розглядається, прийємо масштаби магнітної індукції  $m_B$ , магнітної проникності сталі  $m_\mu$ , напруженості магнітного поля  $m_H$  і питомої електричного опору  $m_\rho$  натурального 1 і модельного 2 стрижнів рівними одиниці, що справедливо в разі використання сталі з однаковими електрофізичними характеристиками:

$$m_B = \frac{B_1}{B_2} = 1, \quad m_\mu = \frac{\mu}{\mu_2} = 1, \quad m_H = \frac{H_1}{H_2} = 1, \\ m_\rho = \frac{\rho_1}{\rho_2} = 1, \quad (1)$$

де  $B_1, B_2; \mu_1, \mu_2; H_1, H_2; \rho_1, \rho_2$  – відповідно магнітні індукції, магнітні проникності, напруженості магнітного поля й питомі електричні опори в натурному та модельованому стрижнях, які відповідно рівні між собою.

В якості основних лінійних  $l$  геометричних розмірів прийємо: діаметри натурального і модельного циліндричних стрижнів  $d_1, d_2$ ; довжини магнітних силових ліній в стрижнях під індуктором  $l_1, l_2$  (в розглянутих моделях близьких до довжини індуктора); глибини проникнень магнітних потоків і індукованих струмів в стрижні  $\Delta_1, \Delta_2$ . Масштаб лінійних розмірів  $m_p$  рівний відношенню названих геометричних розмірів, буде дорівнювати:

$$m_l = \frac{d_1}{d_2} = \frac{\Delta_1}{\Delta_2} = \frac{l_1}{l_2}. \quad (2)$$

Глибина проникнення індукованих струмів у натурному та модельному стрижнях для сталі [15]:

$$\Delta_{1,2} = \frac{1}{k_R} \sqrt{\frac{2\rho}{2\pi f_{1,2} \mu_0 \mu_r}}, \quad (3)$$

де  $k_R \approx 1,4$  – коефіцієнт зменшення глибини проникнення для феромагнітного середовища;  $f_1, f_2$  – частоти індукованих струмів у натурному і модельному стрижнях;  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м – магнітна постійна;  $\mu_r$  – відносне значення магнітної проникності сталі. Для неферомагнітної сталі, яка втратила магнітні властивості, коли її температура перевищила точку Кюрі (приблизно 740 °C),  $k_R = 1$  і  $\mu_r = 1$ .

Розділивши  $\Delta_1$  на  $\Delta_2$ , використовуючи вирази (1)–(3), отримаємо:

$$m_l = \frac{\Delta_1}{\Delta_2} = \sqrt{\frac{f_2}{f_1}} = \frac{1}{\sqrt{m_f}}, \quad (4)$$

де  $m_f$  – масштаб частоти струму,

$$m_l = \frac{f_1}{f_2} = \frac{1}{m_f^2}, \quad (5)$$

Час обернено пропорційний частоті  $t \sim 1/f$ . Тому масштаб часу за один період коливання струму  $m_p$ , при врахуванні виразу (5), буде дорівнювати:

$$m_t = \frac{t_1}{t_2} \sim \frac{f_2}{f_1} = \frac{1}{m_f} = m_l^2. \quad (6)$$

Згідно із законом електромагнітної індукції напруга в натурному та модельному циліндричних стрижнях (в першому наближенні):

$$U_{1,2} = 2\pi f_{1,2} B_{1,2} S_{1,2}, \quad (7)$$

де  $S_1, S_2$  – площі перетинів, по яких проходить магнітний потік в стрижнях. При високих частотах

$$S_{1,2} = \pi k_d d_{1,2} \Delta_{1,2}, \quad (8)$$

де  $k_d$  – коефіцієнт зменшення діаметра стрижня, приблизно на глибину проникнення магнітного потоку. Цей коефіцієнт однаковий для обох стрижнів.

Масштаб напруги  $m_U$ , з урахуванням виразів (1), (2), (5), (7) і (8), дорівнює:

$$m_U = \frac{U_1}{U_2} \approx \frac{f_1 d_1 \Delta_1}{f_2 d_2 \Delta_2} = m_f m_l m_l, \quad (9)$$

що відповідає масштабу  $m_e$ .

Електричний опір ділянок стрижнів, по яких протікає струм:

$$R_{1,2} = \rho \pi k_d \frac{d_{1,2}}{S'_{1,2}}, \quad (10)$$

де  $S'_1, S'_2$  – площі перетинів, за якими протікає струм в стрижнях. При високих частотах:

$$S'_1 \approx \Delta_{1,2} l_{1,2}. \quad (11)$$

Масштаб електричного опору  $m_R$ , з урахуванням виразів (2), (10) і (11), дорівнює:

$$m_R = \frac{R_1}{R_2} \approx \frac{d_1 \Delta_2 l_2}{d_2 \Delta_1 l_1} = \frac{m_l}{m_l m_l} = \frac{1}{m_l}. \quad (12)$$

Згідно із законом Ома струм:

$$I_{1,2} = \frac{U_{1,2}}{R_{1,2}}. \quad (13)$$

Масштаб струму  $m_I$ , з урахуванням виразів (9), (12) і (13), дорівнює:

$$m_I = \frac{I_1}{I_2} = \frac{m_U}{m_R} = m_l. \quad (14)$$

Щільність струму:

$$J_{1,2} = \frac{I_{1,2}}{S'_{1,2}}. \quad (15)$$

Масштаб щільності струму  $m_J$ , з урахуванням виразів (2), (11), (14) і (15), дорівнює:

$$m_J = \frac{J_1}{J_2} \approx \frac{I_1 \Delta_2 l_2}{I_2 \Delta_1 l_1} = \frac{m_I}{m_l m_l} = \frac{1}{m_l}. \quad (16)$$

Повна та активна потужність:

$$S_{1,2} = U_{1,2} I_{1,2}; \quad P_{1,2} = I_{1,2}^2 R_{1,2}. \quad (17)$$

Масштаби повної  $m_S$  и активної  $m_P$  потужності, з урахуванням виразів (9), (12), (14) і (17), дорівнюють:



$$m_s = \frac{S_1}{S_2} = m_U m_I = m_l; \quad (18)$$

$$m_p = \frac{P_1}{P_2} = m_l^2 m_R = \frac{m_U^2}{m_R} = m_l.$$

Енергія за один період коливання струму пропорційна потужності і часу  $W \sim Pt$ , при цьому її масштаб  $m_W$ :

$$m_W = \frac{W_1}{W_2} \sim \frac{P_1 t_1}{P_2 t_2} = m_p m_t = m_l^3. \quad (19)$$

Потокозчеплення  $\Psi$ :

$$\Psi_{1,2} = w \Phi_{1,2} = w B_{1,2} S_{1,2}, \quad (20)$$

де  $w$  – кількість витків, для стрижнів  $w = 1$ ;  $\Phi_1, \Phi_2$  – магнітні потоки в стрижнях. При цьому масштаб потокозчеплення  $m_\Psi$  і магнітних потоків  $m_\Phi$  з виразів (1), (8) і (20):

$$m_\Psi = \frac{\Psi_1}{\Psi_2} = \frac{d_1 \Delta_1}{d_2 \Delta_2} = m_l m_l = m_l^2; \quad L_{1,2} = \frac{\Psi_{1,2}}{I_{1,2}}. \quad (21)$$

Індуктивність:

$$L_{1,2} = \frac{\Psi_{1,2}}{I_{1,2}}. \quad (22)$$

Масштаб індуктивності  $m_L$ , з урахуванням виразів (1), (14), (20) і (22), дорівнює:

$$m_L = \frac{L_1}{L_2} = \frac{\Psi_1 I_2}{\Psi_2 I_1} = \frac{m_\Psi}{m_I} = m_l. \quad (23)$$

Індуктивний (реактивний) опір:

$$X_{1,2} = 2\pi f_{1,2} L_{1,2}. \quad (24)$$

Масштаб індуктивного опору  $m_X$ , з урахуванням виразів (5), (23) і (24), дорівнює:

$$m_X = \frac{X_1}{X_2} = \frac{f_1 L_1}{f_2 L_2} = m_f m_l = \frac{1}{m_l}. \quad (25)$$

Масштаб повного опору  $m_Z$ , з урахуванням виразів (23) і (25):

$$m_Z = \frac{Z_1}{Z_2} = \sqrt{m_R^2 + m_X^2} = \frac{1}{m_l}. \quad (26)$$

*Подібність теплових процесів.* Критерій Фур'є [16] для нестационарних теплових процесів має вигляд:

$$Fo = \frac{at'}{l^2}, \quad (27)$$

де  $a$  – коефіцієнт температуропровідності:

$$a = \frac{\lambda'}{\gamma c}, \quad (28)$$

де  $\lambda$  – теплопровідність;  $\gamma$  – щільність;  $c$  – теплоємність ( $a, \lambda, \gamma$  і  $c$  однакові для натурального та модельного стрижнів);  $t'$  – час нагріву (або охолодження).

$$m_t' = \frac{t_1'}{t_2'} = \left( \frac{l_1}{l_2} \right) = m_l^2. \quad (29)$$

Швидкість нагріву  $v$  ділянок стрижнів прямо пропорційна температурі  $T$  і обернено пропорційна часу  $t'$ ,  $v \sim T/t'$ . Оскільки температури повинні бути однакові, то масштаб швидкості для теплових процесів нагріву стрижнів  $m_v$ , з урахуванням виразу (29):

$$m_v = \frac{v_1}{v_2} \sim \frac{t_2'}{t_1'} = \frac{1}{m_t'} = \frac{1}{m_l^2}. \quad (30)$$

*Масштабування моделі.* Для натурального зразка частота струму тиристорного перетворювача частоти становить  $f_1 = 2,4$  кГц, для модельного зразка транзисторний перетворювач частоти має частоту струму  $f_2 = 130$  кГц. Масштабний коефіцієнт частоти за формулою (5)  $m_f = 18,462 \cdot 10^{-3}$ , а масштабний коефіцієнт лінійних розмірів за формулою (4)  $m_l = 7,36$ .

Глибини проникнення індуктованих струмів у натурному і модельному стрижнях за формулою (3) (при  $\rho_{850C} \approx 7,76 \cdot 10^{-7}$  Ом·м) –  $\Delta_1 = 9,05$  мм,  $\Delta_2 = 1,23$  мм в разі, коли сталь втратила магнітні властивості.

Діаметр натурального зразка  $d_1 = 62,7$  мм. За допомогою масштабного коефіцієнта лінійних розмірів визначаємо діаметр модельного зразка  $d_2 = d_1/m_l \approx 8,5$  мм.

У табл. 1 наведено значення масштабних коефіцієнтів для модельного стрижня, а в табл. 2 – вихідні дані для чисельного моделювання даної індукційної системи «індуктор–стрижень».

Розрахункова область досліджуваної моделі індукційної системи представлена на рис. 2. Вона містить тривитковий водоохолоджуваний індуктор  $\Omega_1$  з мідного провідника у вигляді круглої трубки

**Таблиця 1.** Значення масштабних коефіцієнтів індукційної системи

Параметр	Коефіцієнт переходу	Масштабний коефіцієнт
Лінійні розміри $l$	$m_l = 1/\sqrt{m_f}$	7,360
Частота струму $f$	$m_f = 1/m_l^2$	$18,46 \cdot 10^{-3}$
Період струму $T$	$m_t = m_l^2$	54,200
Струм $I$	$m_I = m_l$	7,360
Електричний опір $R$	$m_R = 1/m_l$	0,135
Щільність струму $J$	$m_J = 1/m_l$	0,135
Потужність $S$	$m_S = m_l$	7,360
Потужність $P$	$m_P = m_l$	7,360
Енергія $W$	$m_W = m_l^3$	398,680
Потокозчеплення $\Psi$	$m_\Psi = m_l^2$	54,20
Індуктивність $L$	$m_L = m_l$	7,360
Реактанс $X$	$m_X = 1/m_l$	7,360
Імпеданс $Z$	$m_Z = 1/m_l$	0,135

Таблиця 2. Вихідні дані для чисельного моделювання системи «індуктор–стрижень»

Параметр	Високовуглецева сталь (0,8 % C)
Довжина зразка, мм	110
Діаметр зразка, мм	8,5
Температура оточуючого середовища, °C	20
Початкова температура зразка, °C	20
Частота живлячого струму, кГц	130
Струм індуктора, А	200
Задана температура нагріву зони, °C	850...900
Зовнішній діаметр індуктора, мм	28...33*
Внутрішній діаметр індуктора, мм	8,75...10,75*
Ширина індуктора, мм	28...38*
Відстань між витками індуктора, мм	7...10*
Діаметр трубки, мм	6
Примітка. * – початкові значення для параметричного дослідження геометричних розмірів індуктора.	

з внутрішнім прямокутним концентратором магнітного поля і є джерелом змінного електромагнітного поля заданої частоти. Виріб, що нагрівається – зразок у вигляді суцільного циліндричного стрижня  $\Omega_2$  з високовуглецевої феромагнітної рейкової сталі з імітацією ЗТВ зварного з’єднання  $\Omega_3$  по його центру і навколишнього повітряного середовища  $\Omega_4$ . Математична модель з огляду осьової симетрії представлена у двовимірній циліндричній вісесиметричній системі координат  $rOz$ . Електромагнітна задача розглядалася в частотній області, а теплова нестационарна задача в часовій області. При моделюванні приймалися до уваги наступні фізичні процеси: джоулів нагрів металу зразка за рахунок індуктованих в ньому індуктором вихрових струмів, теплопровідності в об’ємі металу, втрати тепла за рахунок випромінювання і конвекції.

Процес індукційного нагріву описується нелінійною взаємозалежною системою рівнянь Максвелла і Фур’є для електромагнітного і теплового полів з відповідними граничними умовами [16].

Для вирішення електромагнітної частини розрахунку система рівнянь Максвелла представлена в диференційній формі:

$$\begin{aligned} \operatorname{rot} \bar{H} &= \bar{J} + \frac{\partial \bar{D}}{\partial t}; \operatorname{rot} \bar{E} = -\frac{\partial \bar{B}}{\partial t}; \\ \operatorname{div} \bar{D} &= \rho_e; \operatorname{div} \bar{B} = 0, \end{aligned} \quad (31)$$

де  $\bar{H}$ ,  $\bar{E}$  – вектори напруженості магнітного і електричного полів;  $\bar{D}$ ,  $\bar{B}$  – вектори електричної та магнітної індукції;  $\bar{J}$  – вектор щільності струму провідності,  $\bar{J} = \sigma \bar{E}$ ;  $\sigma$  – питома електропровідність;  $\rho_e$  – щільність стороннього електричного заряду.

Щільність струму зміщення  $\frac{\partial \bar{D}}{\partial t}$  помітно не впливає до мегагерцового діапазону частот,

оскільки щільність струму провідності набагато більше щільності струму зміщення, тому можна їм знехтувати, тоді рівняння приймає вид:

$$\operatorname{rot} \bar{H} = \bar{J}. \quad (32)$$

Система рівнянь (31) доповнювалася матеріальними рівняннями для зв’язку між напруженістю магнітного поля і магнітною індукцією, електричного зміщення і напруженості електричного поля, які характеризують електричні і магнітні властивості середовища:

$$\bar{B} = \mu_0 \mu_r \bar{H}; \bar{D} = \epsilon_0 \epsilon_r \bar{E}, \quad (33)$$

де  $\epsilon_0$  – абсолютна діелектрична проникність речовини;  $\epsilon_r$  – відносна діелектрична проникність речовини.

Чисельний розрахунок електромагнітних полів індукційної системи методом кінцевих елементів виконується з використанням представлення розподілу векторів  $\bar{H}$ ,  $\bar{E}$  у вигляді функцій потенціалів, і рівняння записуються з використанням векторного магнітного потенціалу  $\bar{A}$  і скалярного електричного потенціалу  $\bar{V}$ , які визначаються наступним чином [17]:

$$\bar{B} = \operatorname{rot} \bar{A}; \bar{E} = -\frac{\partial \bar{A}}{\partial t} - \operatorname{grad} \bar{V}. \quad (34)$$

Так як у вісесиметричній моделі струми спрямовані нормально до площини геометричної моделі, то векторний магнітний потенціал  $\bar{A}_\varphi$  має єдину складову  $(0, \varphi, 0)$ , на відміну від полів  $\bar{H}$ ,  $\bar{B}$ , які мають в цій площині дві складові  $(r, z)$ .

Із системи рівнянь Максвелла з урахуванням прийнятих припущень і зв’язків для провідних областей (індуктора і сталевго стрижня) диференціальні рівняння запишуться у вигляді:

$$\begin{aligned} \nabla \left( \frac{\nabla}{\mu_0 \bar{A}} \right) &= \bar{J}_0; \\ j\omega \sigma(T) \bar{A} + \nabla \left( \frac{\nabla}{(\mu_0 \mu_r(T)) \bar{A}} \right) &= 0, \end{aligned} \quad (35)$$

де  $\nabla$  – оператор Набла;  $\bar{J}_0$  – вектор щільності струму;  $j = \sqrt{-1}$  – уявна одиниця;  $\omega$  – кутова частота поля,  $\omega = 2\pi f$ . Тут  $\sigma$  і  $\mu_r$  залежать від температури  $T$ .

Для коректного розрахунку параметрів індукційної системи необхідно врахувати залежність електрофізичних властивостей сталі від температури  $T$ , а також втрату нею магнітних властивостей при досягненні температури точки Кюрі –  $T_K$ , що змінить глибину проникнення магнітного поля і вихрових струмів в сталь, резонансну частоту і добротність контуру індукційної системи.

Для визначення магнітної проникності  $\mu$  сталевго зразка з вмістом вуглецю в межах 0,5...1,0 %

від напруженості магнітного поля  $\bar{H}_0$  і температури, була прийнята апроксимаційна функція виду [18]:

$$\mu(H_0, T) = \begin{cases} 1 + \frac{\alpha' H_0^{\beta'} - 1}{\left[1 + \left(\frac{T}{T_K - T}\right)^\chi\right]^{\delta'}}, & \text{if } T < T_K; \\ 1, & \text{if } T \geq T_K, \end{cases} \quad (36)$$

де  $\alpha' = 3 \cdot 10^5$ ;  $\beta' = -0,85$ ;  $\chi' = 1,9$ ;  $\delta' = 0,16$  – коефіцієнти апроксимації.

При моделюванні процесу індукційного нагріву в якості граничних умов електромагнітної частини задачі задавалися: на осі симетрії  $Oz$  умова Неймана  $\frac{\partial \bar{H}}{\partial t} = 0$  – відсутність тангенціальної складової напруженості магнітного поля; умова Діріхле  $\bar{A}_\varphi = 0$  – наявність магнітної ізоляції на зовнішніх границях, коли поле локалізоване в межах розрахункової області. Так само приймалася умова постійної температури (30 °C) в витках індуктора завдяки їх охолодженню.

Для вирішення нестационарної теплової задачі в часовій області [16] використовувалося рівняння Фур'є, що описує розподіл температурного поля:

$$\gamma c(T) \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \lambda \nabla T = Q, \quad (37)$$

де  $Q$  – питома потужність джерел тепла.

З огляду на нелінійність залежностей фізичних параметрів  $\gamma$ ,  $c$ ,  $\lambda$  і  $\sigma$  від температури  $T$ , вони в рівнянні (37) були задані інтерполяційними функціями на основі довідкових даних для високовуглецевої сталі.

Розрахунок питомої потужності внутрішніх джерел тепла пов'язує електромагнітну та теплову задачу за допомогою визначення омичних втрат від вихрових індуктованих струмів в зразку, що має ненульовий опір, і ненульову щільність по закону Джоуля-Ленца:

$$P = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\bar{J}_i}{\sigma}, \quad (38)$$

де  $P$  – об'ємна потужність, що виділяється;  $\bar{J}_i$  – повна щільність струму в точці інтегрування  $i$ .

Для врахування теплових втрат від конвекції і випромінювання з бічної і торцевих поверхонь стрижня, задавався вираз:

$$q = -\bar{n}(-k \nabla T) = k(T - T_0) + \varepsilon \delta (T^4 - T_0^4), \quad (39)$$

де  $\bar{n}$  – одиничний вектор зовнішньої нормалі;  $k$  – конвективний коефіцієнт тепловіддачі;  $T_0$  – температура навколишнього середовища;  $\varepsilon$  – постійна Стефана-Больцмана;  $\delta$  – коефіцієнт випромінювання.

Для коректного обліку поверхневого ефекту в провідниках і виробі, в тонкому шарі глибини проникнення магнітного поля і вихрових струмів,

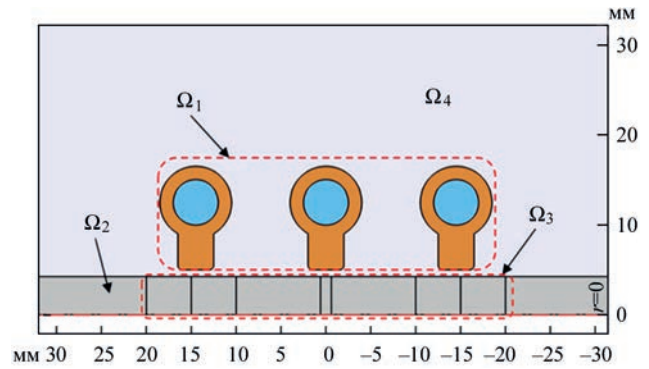


Рис. 2. Віссиметрична модель індукційної системи

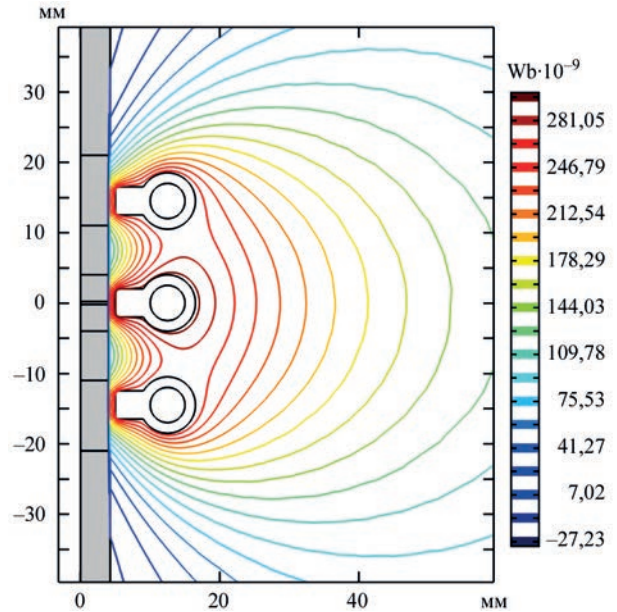


Рис. 3. Розподіл силових ліній магнітного поля індукційної системи

осередки розрахункової сітки обрані прямокутними і дуже дрібними. В інших областях осередки сітки мають вигляд трикутників.

**Результати дослідження математичного моделювання індукційної системи процесу термічної обробки.** В результаті вирішення задачі в частотній області отримано розподіл електромагнітного поля індукційної системи (рис. 3). Внаслідок кільцевого ефекту силові лінії магнітного поля згущуються поблизу внутрішньої поверхні індуктора і зовнішньої поверхні стрижня з високою напруженістю магнітного поля. Струм так само концентрується в цій області на внутрішній поверхні провідників індуктора – на краях прямокутних концентраторів магнітного поля поблизу стрижня, а у стрижні – на поверхні під індуктором.

На рис. 4, а показано розподіл магнітної індукції  $\bar{B}$ , а на рис. 4, б – розподіл щільності струму  $\bar{J}$ . На представлених рисунках яскраво виражений кільцевий ефект і скін-ефект в провідниках індуктора і стрижня.

На рис. 5, а показано розподіл щільності струму в поперечному перерізі стрижня від його центру до бічної поверхні при його магнітному і не-



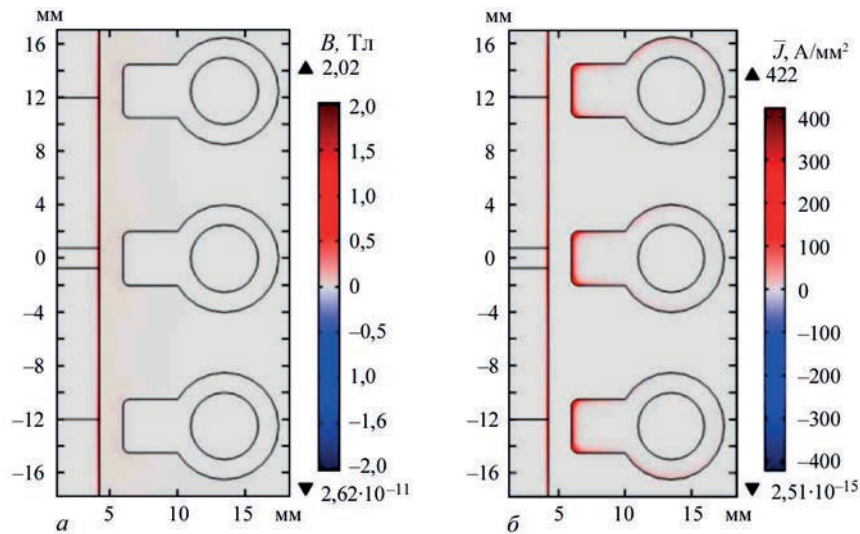


Рис. 4. Розподіл енергетичних характеристик індукційної системи: *a* – магнітної індукції; *б* – щільності струму

магнітному (температура вище точки Кюрі) стані. На поверхні стрижня в магнітному стані щільність струму максимальна і досягає значення 422 А/мм<sup>2</sup>, у міру просування до центру стрижня щільність струму різко зменшується і на глибині 0,02 мм її значення становить 313 А/мм<sup>2</sup>, на глибині 0,04 мм – 234 А/мм<sup>2</sup>, на глибині 0,1 мм – 96 А/мм<sup>2</sup> і на глибині 0,4 мм – всього 2 А/мм<sup>2</sup>. У немагнітному стані на поверхні стрижня щільність струму найбільша і дорівнює 49 А/мм<sup>2</sup>, на відстані 4 мм від

центру стрижня – 30 А/мм<sup>2</sup>, на відстані 3 мм – 8 А/мм<sup>2</sup>, на відстані 2 мм – 1 А/мм<sup>2</sup>. Розподіл щільності струму в осьовому напрямку на поверхні стрижня представлено на рис. 5, *б*. Його пікові значення знаходяться під прямокутними концентраторами магнітного поля витків індуктора, де відстань до поверхні стрижня найменша.

В ході моделювання були досліджені енергетичні параметри індукційної системи в залежності від частоти струму індуктора  $f = 0,05 \dots 130,0$  кГц.

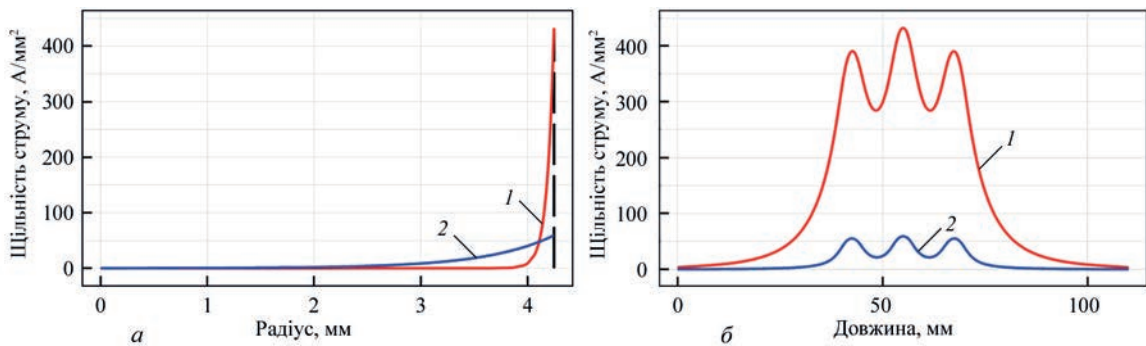


Рис. 5. Розподіл щільності струму у модельному зразку: *a* – в поперечному перерізі стрижня від його центру до поверхні при його магнітному (1) і немагнітному (2) стані; *б* – в осьовому напрямку на поверхні стрижня

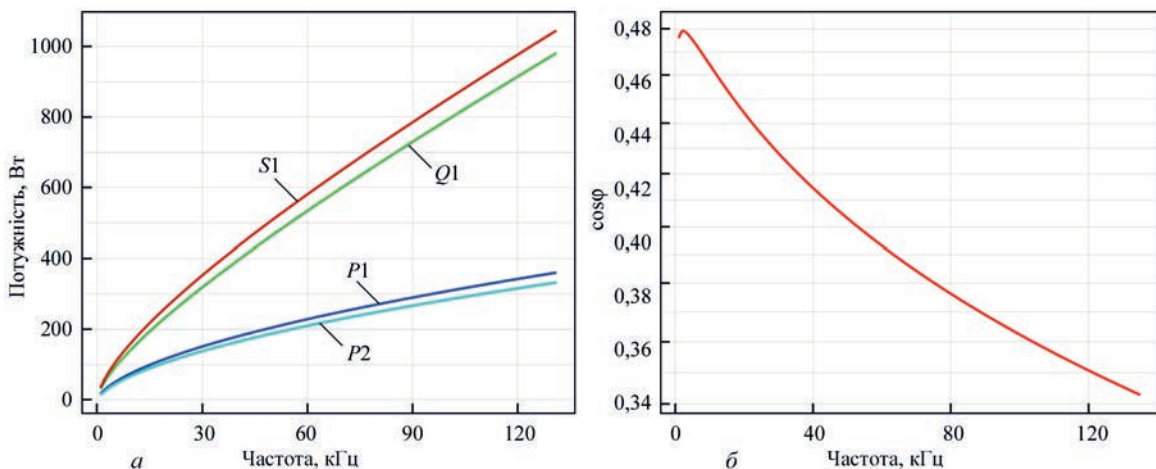


Рис. 6. Енергетичні параметри індукційної системи в залежності від частоти струму індуктора: *a* –  $S_1$ ,  $Q$ ,  $P_1$  і  $P_2$ ; *б* – коефіцієнта потужності  $\cos\varphi$



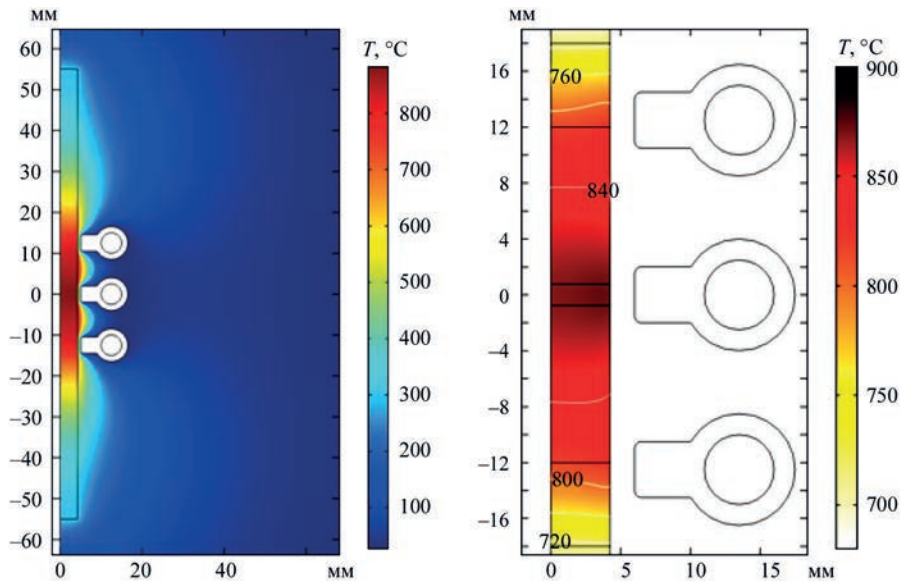


Рис. 7. Розподіл температурного поля в поздовжньому перетині зразка

На рис. 6, а представлені розрахункові залежності повної  $S_1$ , реактивної  $Q_1$  і активної  $P_1 = P \cdot R$  потужності індуктора, активної потужності в модельному стрижні  $P_2 = Q$ , коефіцієнта потужності  $\cos\varphi = P_1/S_1$  (рис. 6, б). З ростом частоти струму збільшується виділення активної потужності, що пов'язано зі зменшенням скін-слою і збільшенням активного опору по шляху проходження струмів.

При розрахунку процесів в часовій області електромагнітні і теплові розрахунки проводилися послідовно, з уточненням параметрів, що залежать від температури на кожному кроці ітерації. У електромагнітній частині розрахунку найбільш важливим параметром, який передається в теплову частину розрахунку, є електрична потужність, що виділяється в виробі, за рахунок якої відбувається нагрів. Кінцевою метою розрахунку є отримання сприятливого розподілу температурного поля в виробі, при термічній обробці зразка з мінімізацією термічного впливу на основний метал за межами зварного з'єднання. Саме зварне з'єднання складається з декількох різних зон: лінії сплавлення (білої полоси), зон великого та малого зерна, зони знеміцнення. Метал в цих зонах має різну структурну складову і різні механічні характеристики, що відрізняються від зони основного металу, який не піддається термічній дії зварювання. В процесі моделювання термічної обробки металу зони зварного з'єднання її нагрів здійснювався до температури дещо більшої за точку структурних перетворень  $A_{c3}$  близько 850...900 °С, при якій відбуваються необхідні структурні перетворення металу в зоні зварного з'єднання для забезпечення однорідності структури металу.

В ході параметричного рішення задачі для отримання необхідного температурного поля були визначені конструктивні геометричні параметри індуктора – його ширина – 33 мм, міжосьова від-

стань – 8 мм, внутрішній діаметр – 9,75 мм та зовнішній діаметр – 30 мм.

На рис. 7 показано розподіл теплового поля індукційної системи в кінці циклу нагріву. Дані геометричні параметри індуктора забезпечують необхідне температурне поле і температуру нагріву вище температури початку фазових перетворень в області зварного з'єднання зразка, що дозволить отримати необхідні структурні перетворення в металі з'єднання.

На рис. 8, б відображено розташування точок для контролювання температури в ході рішення теплової задачі в різних зонах зварного з'єднання і зоні основного металу стрижня.

На рис. 9 побудовані графіки зміни температур від часу в даних точках. Видно, що процес

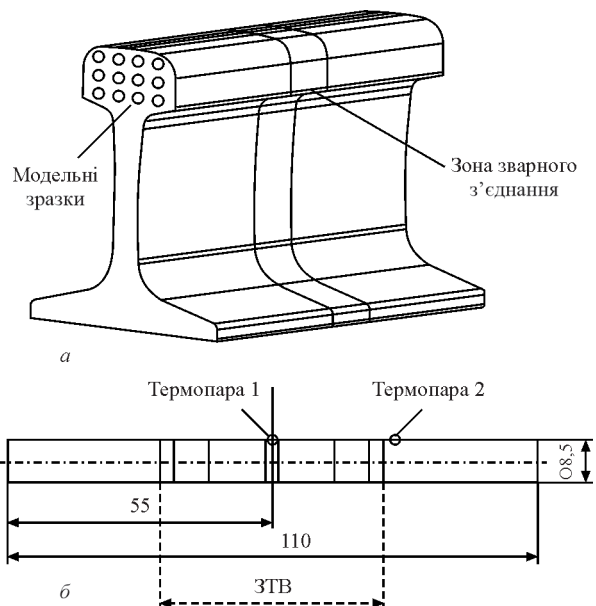


Рис. 8. Зразок для фізичного моделювання індукційної ТО: а – ілюстрація схеми вирізки модельних зразків зі зварного з'єднання залізничної рейки; б – розташування точок контролю температури модельного зразка

нагріву зразка можна розділити на дві характерні ділянки: на першій – нагрівання феромагнітного металу до точки магнітних перетворень (точки Кюрі), на якій відбувається найбільш інтенсивний нагрів за рахунок поглинання електромагнітної енергії тонким скін-шаром і великою щільністю індукованого струму, що протікає в ньому, з істотним виділенням теплової потужності і поширенням температури в глибинні шари за рахунок теплопровідності; на другій ділянці спостерігається зниження інтенсивності нагріву через втрату металом магнітних властивостей і збільшенням глибини проникнення струму при зменшенні його щільності зі зниженням виділеної теплової потужності і зниженням інтенсивності нагріву.

**Фізичне моделювання процесу індукційної термічної обробки модельного зразка.** За визначеними параметрами з попередньо виконаного математичного моделювання було проведено експерименти по фізичному моделюванню процесу індукційної ТО. Фізичне моделювання відбувалося на зразку діаметром 8,5 мм та довжиною 110 мм, який був вирізаний з головки залізничної рейки з високоміцної рейкової сталі К76Ф зі зварним з'єднанням, що знаходиться по центру зразка (рис. 8, а).

Для індукційного нагріву модельного зразка використовувався розроблений малопотужний лабораторний макет високочастотного джерела живлення на базі мостового інвертору. Резонансний коливальний контур лабораторного макета працює по послідовному типу підключення RLC-кола, де навантаженням є дослідний модельний зразок. Мідний тривитковий водоохолоджуваний індуктор з концентратором магнітного поля розміщений над зоною зварного з'єднання. Підключена батарея компенсуючих ємностей та узгоджувальний трансформатор. Потужність лабораторного макета джерела високочастотного струму для індукційної ТО складає 2 кВт, частота струму 130 кГц. Для контролювання сили струму індук-

тора, частоти, форми та амплітуди напруги на індукторі використовувався пояс Роговського і цифровий осцилограф Siglent SDS 1102CLM+. Для контролю зміни температури в модельному зразку було визначено дві контрольні точки, перша – термопара 1 (рис. 8) в центральній частині зразка на його поверхні для визначення максимальної температури нагріву зразка, та друга – термопара 2 на кінці ЗТВ зварного з'єднання для контролю розповсюдження температурного поля у відповідності до математичного моделювання. В якості датчиків контролю температури використовували хромель-алюмелеві термопари типу К діаметром 0,75 мм, які приварювалися у визначені місця на поверхні зразка за допомогою конденсаторного зварювання. Перетворення сигналу з термопарних датчиків у реальному часі відбувалося за рахунок АЦП L-Card E20-10 та блоку гальванічної розв'язки Promsad PSA0101 і спеціального програмного забезпечення для візуалізації отриманих даних на комп'ютері.

При проведенні експериментів по фізичному моделюванню індукційної ТО дослідного модельного зразка з високоміцної рейкової сталі був отриманий термічний цикл процесу індукційного нагріву (рис. 9). При фізичному моделюванні максимальна температура зразка в першій контрольній точці склала 882 °С на 180 с процесу нагріву, в другій контрольній точці на 180 с склала 578 °С. При порівнянні розрахункових та експериментальних термічних циклів найбільша похибка склала близько 10 %. З отриманих розрахункових даних при використанні методу скінченних елементів та виміряних даних при фізичному моделюванні термічних циклів можливо зробити висновок, що розрахункова зміна температури в математичній моделі добре узгоджується з експериментальними даними. Це дає можливість застосовувати її для наступного етапу моделювання – визначення структурних перетворень в металі зварного з'єднання при впливі технологічних параметрів термічної обробки, що дає змогу оптимізувати технологічні процеси індукційної термічної обробки зварних стиків залізничних рейок.

**Результати дослідження при моделюванні індукційної системи.** Аналіз представлених результатів показує коректне рішення задачі з урахуванням фізичних процесів і явищ в ході моделювання процесу індукційного нагріву. Розроблена математична модель для чисельного моделювання процесу високочастотного індукційного нагріву модельного зразка зварного з'єднання з високовуглецевої високоміцної рейкової сталі, отриманого на основі теорії подібності, дозволяє визначати параметри і конфігурацію системи «індуктор–виріб» для виконання індукційної ТО зразка, і визначати про-

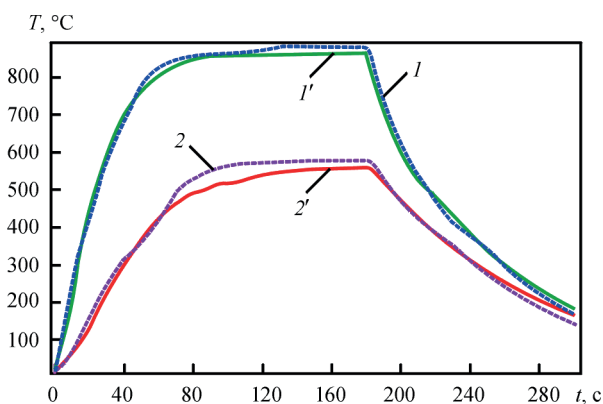


Рис. 9. Зміна температур в часі в контрольних точках модельного зразка: 1, 2 – термічний цикл в процесі фізичного моделювання; 1', 2' – розрахункові дані математичного моделювання

сторово-часовий розподіл температурного поля в процесі виконання його ТО. Надалі результати першої частини задачі моделювання необхідно передавати в другу частину, де буде виконано моделювання кінетики фазових перетворень і властивостей металу шва в залежності від термічного циклу процесу, що дозволить визначити діапазон оптимально необхідних параметрів процесу ТО. Отримані дані після чисельного розрахунку будуть використані в ході фізичного моделювання з відпрацювання оптимальних режимів ТО зразка і допоможуть істотно скоротити кількість проведення експериментів по визначенню впливу термічного циклу на особливості кінетики фазових перетворень і механічних властивостей в зоні зварного з'єднання. При досягненні задовільних результатів на модельному зразку необхідно переходити до дослідження процесу індукційного нагріву при ТО металу шва і навколошовної зони реального виробу – рейки, виконуючи при цьому перерахунок параметрів по теорії подібності й дотримуючись отриманих режимів ТО і уточнюючи їх, а також коригуючи конфігурацію індуктора.

## Висновки

1. Для спрощення фізичного моделювання індукційного нагріву за допомогою теорії подібності електромагнітних процесів зменшені габарити модельного циліндричного стрижня за допомогою масштабних коефіцієнтів.

2. Розроблена математична модель для чисельного моделювання процесу високочастотного індукційного нагріву зразка зварного з'єднання з високовуглецевої високоміцної рейкової сталі дозволяє визначити оптимальні геометричні та енергетичні параметри системи «індуктор – виріб».

3. Чисельне рішення вісесиметричної задачі з урахуванням основних нелінійних залежностей індукційної моделі дозволяє моделювати просторово-часовий розподіл температурного поля.

4. На підставі визначення оптимальних енергетичних параметрів системи «індуктор–виріб» було виконано параметричний пошук оптимальних геометричних параметрів індуктора і отримано необхідний розподіл температурного поля в зоні зварного з'єднання зразка.

5. При проведенні моделювання термічного нагріву зразка зварного з'єднання визначено температурне поле зразка із зварним швом, що дозволяє моделювати зміну просторово-часового структурно-фазового стану металу при процесі термічної обробки.

6. Запропоновані математичні і фізичні моделі нагріву модельного зразка можуть застосовуватися при вирішенні задачі оптимізації індукційної термічної обробки зварних з'єднань залізничних рейок. Використання цих даних при визначенні ключових

параметрів процесу термічної обробки на модельних зразках дозволяє за теорією подібності переходити до термічної обробки зварних з'єднань реальних залізничних рейок в зоні зварного з'єднання.

## Список літератури

- Gubatyuk, R.S. (2019). Heat treatment of welded joints of highstrength railway rails (Review). *The Paton Welding J.*, 2, 41–48. DOI: <https://doi.org/10.15407/tpwj2019.02.07>
- Kuchuk-Yatsenko, S.I., Antipin, E.V., Didkovskiy, O.V. et al. (2020) Evaluation of quality of welded joints of high-strength railway rails of modern production taking into account the requirements of ukrainian and european standards. *Ibid*, 7, 3–11. DOI: <https://doi.org/10.37434/tpwj2020.07.01>
- Резанов В.А., Федин В.М., Башлыков А.В. и др. (2013) Дифференцированная закалка сварных стыков рельсов. *Вестник ВНИИЖТ*, 2, 28–34.
- Долгих И.Ю., Королев А.Н., Захаров В.М. (2014) Моделирование динамики тепловых процессов при индукционном нагреве. *Вестник ИГЭУ*, 5, С. 1–7.
- Плешивцева Ю.Э., Попов А.В., Попова М.А., Деревянов М.Ю. (2019) Оптимальное проектирование индуктора для поверхностной закалки цилиндрических заготовок на основе численной двумерной модели. *Вестник Астраханского государственного технического университета. Серия: Управление, вычислительная техника и информатика*, 1, 40–50. DOI: <https://doi.org/10.24143/2072-9502-2019-1-40-50>.
- Chao, Yu, Hong, Xiao, Zi-chen, Qi, Yun-peng, Zhao (2019) Finite element analysis and experiment on induction heating process of slab continuous casting-direct rolling. *Metallurgical Research & Technology*, 116 (4), 403. doi: <https://doi.org/10.1051/metal/2018117>
- Li, F., Ning, J., Liang, S. (2019) Analytical Modeling of the Temperature Using Uniform Moving Heat Source in Planar Induction Heating Process. *Applied Sciences*, 9, 14–45. doi: <https://doi.org/10.3390/app9071445>
- Takeuchi, H., Yogo, Y. (2019) An Induction Heating Analysis with Consideration of Temperature Dependent B-H Curves and Change in Phase Transformation under Rapid Heating. *ISIJ International*, 59, 551–558. doi: <https://doi.org/10.2355/isijinternational.isijint-2018-552>
- Javaheri, V., Asperheim, J.L., Grande, B. et al. (2020) Simulation and experimental studies of induction hardening behavior of a new medium-carbon, low-alloy wear resistance steel. *COMPEL – the international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, 39 (1), 158–165. DOI: <https://doi.org/10.1108/COMPEL-06-2019-0227>
- Gubatyuk, R.S. Rymar S.V., Prokofiev O.S. et al. (2021) Simulation of electromagnetic and thermal fields in the process of induction heating on small specimens with the presence of welded joint of high-strength railway rails. *The Paton Welding J.*, 1, 44–49. DOI: <https://doi.org/10.37434/as2021.01.08>
- Roppert, K., Toth, F., Kaltenbacher, M. (2020) Modeling Nonlinear Steady-State Induction Heating Processes. *IEEE Transactions on Magnetics*, 56(3). DOI: <https://doi.org/10.1109/tmag.2019.2957343>
- Веников В.А. (1966) *Теория подобия и моделирование применительно к задачам электроэнергетики*. Москва, Высш. школа.
- Патон Б.Е., Лебедев В.К. (1969) *Электрооборудование для контактной сварки*. Москва, Машиностроение.
- Пентегов И.В., Рымар С.В., Левин М.И., Лавренюк А.В. (2015) Определение магнитных индукций в магнитопроводах силовых трансформаторов при совместном использовании анизотропной и изотропной электротехнических сталей. *Электротехника и электромеханика*, 6, 31–35. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2015.6.05>
- Кутателадзе С.С. (1982) *Анализ подобия в теплофизике*. Новосибирск, Наука.
- Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. (2006) *Теория поля. Теоретическая физика. Том II*. Москва, Физматлит.
- Пентелят М.Г., Шульженко Н.Г. (2007) Использование векторного магнитного потенциала в конечноэлементном анализе нестационарных трехмерных электромаг-



нитних полей в провідящих средах. *Электротехника и электромеханика*, 7, 42–47.

18. Владимиров С.Н., Земан С.К., Рубан В.В. (2009) Аналитические соотношения, аппроксимирующие температурно-полевую зависимость магнитной проницаемости конструктивных сталей. *Известия Томского политехнического университета*, 315 (4), 100–104.

References

- Gubatyuk, R.S. (2019) Heat treatment of welded joints of high-strength railway rails (Review). *The Paton Welding J.*, 2, 41–48. doi: <https://doi.org/10.15407/tpwj2019.02.07>
- Kuchuk-Yatsenko, S.I., Antipin, E.V., Didkovskiy, O.V. et al. (2020) Evaluation of quality of welded joints of high-strength railway rails of modern production taking into account the requirements of ukrainian and european standards. *Ibid.*, 7, 3–11. DOI: <https://doi.org/10.37434/tpwj2020.07.01>
- Rezanov, V.A., Fedin, V.M., Bashlykov, A.V. (2013) Differentiated hardening of rail welded joints. *Vestnik VNIIZhT*, 2, 28–34 [in Russian].
- Dolgikh, I.Yu., Korolyov, A.N., Zakharov, V.M. (2014) Simulation of thermal processes dynamics under induction heating. *Vestnik ISEU*, 5, 1–7 [in Russian].
- Pleshivtseva, Yu. E., Popov, A. V., Popova, M. A., Derevyanov, M. Yu. (2019) Optimal inductor design for surface hardening of cylindrical billets based on numerical two-dimensional model. *Vestnik of Astrakhan State Technical University. Series: Management, Computer Science and Informatics*, 1, 40–50. DOI: <https://doi.org/10.24143/2072-9502-2019-1-40-50>
- Chao, Yu, Hong, Xiao, Zi-chen, Qi, Yun-peng, Zhao (2019) Finite element analysis and experiment on induction heating process of slab continuous casting-direct rolling. *Metallurgical Research & Technology*, 116 (4), 403. doi: <https://doi.org/10.1051/metal/2018117>
- Li, F., Ning, J., Liang, S. (2019) Analytical modeling of the temperature using uniform moving heat source in planar induction heating process. *Applied Sci.*, 9, 14–45. DOI: <https://doi.org/10.3390/app9071445>
- Takeuchi, H., Yogo, Y. (2019) An induction heating analysis with consideration of temperature dependent B-H curves and change in phase transformation under rapid heating. *ISIJ Int.*, 59, 551–558. DOI: <https://doi.org/10.2355/isijinternational.isijint-2018-552>
- Javaheri, V., Asperheim, J.I., Grande, B. et al. (2020) Simulation and experimental studies of induction hardening behavior of a new medium-carbon, low-alloy wear resistance steel. *COMPEL – the international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, 39 (1), 158–165. DOI: <https://doi.org/10.1108/COMPEL-06-2019-0227>
- Gubatyuk, R.S., Rymar, S.V., Prokofiev, O.S. et al. (2021) Simulation of electromagnetic and thermal fields in the process of induction heating on small specimens with the presence of welded joint of high-strength railway rails. *The Paton Welding J.*, 1, 44–49. DOI: <https://doi.org/10.37434/as2021.01.08>
- Roppert, K., Toth, F., Kaltenbacher, M. (2020) Modeling nonlinear steady-state induction heating processes. *IEEE Transact. on Magnetics*, 56 (3). DOI: <https://doi.org/10.1109/tmag.2019.2957343>
- Venikov, V.A. (1966) *Similarity theory and modeling as applied to the problems of the electric power industry*. Moscow, Vysshaya Shkola [in Russian].
- Paton, B.E., Lebedev, V.K. (1969) *Electrical equipment for resistance welding*. Moscow, Mashinostroenie [in Russian].
- Pentegov, I.V., Rymar, S.V., Levin, M.I., Lavrenyuk, A.V. (2015) Determination of magnetic inductions in the magnetic circuits of power transformers with the combined use of anisotropic and isotropic electrical steels. *Elektrotehnika i Elektromekhanika*, 6, 31–35 [in Russian]. DOI: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2015.6.05>
- Kutateladze, S.S. (1982) *Similarity analysis in thermal physics*. Novosibirsk, Nauka [in Russian].
- Landau, L.D., Lifshits, E.M. (2006) *Field theory. Theoretical physics*. Moscow, Fizmatlit [in Russian].
- Pentelyat, M.G., Shulzhenko, N.G. (2007) Use of vector magnetic potential in finite element analysis of non-stationary three-dimensional electromagnetic fields in conducting media. *Elektrotehnika i Elektromekhanika*, 5, 42–47 [in Russian].
- Vladimirov, S.N., Zeman, S.K., Ruban, V.V. (2009) Analytical relations approximating the temperature-field dependence of the magnetic permeability of structural steels. *Izv. TPU*, 315(4), 100–104 [in Russian].

MODELLING OF THE PROCESS OF INDUCTION HEAT TREATMENT OF WELDED JOINTS FROM RAIL HIGH-STRENGTH STEELS

R.S. Hubatyuk, S.V. Rymar, O.S. Prokofiev, V.A. Kostin, O.V. Didkovsky, E.V. Antipin

E.O. Paton Electric Welding Institute of National Academy of Sciences of Ukraine, 11 Kazymyr Malevich Str., 03150, Kyiv, Ukraine.

E-mail: [office@paton.kyiv.ua](mailto:office@paton.kyiv.ua)

The choice of technological parameters of heat treatment process, which provides the necessary structural and phase transformations of rail welded joint, is a very expensive process that requires a large number of experiments with a significant consumption of power, time, labor and financial resources. The article proposes the method of mathematical and physical modeling of thermal processes to determine the optimal parameters of heat treatment of rail welded joint on model specimens based on the theory of similarity, taking into account the interrelated properties and physical phenomena with the original study. The decisions obtained during realization of this method provide a considerable reduction in resources at determination of optimum modes of heating of products from high-strength carbon steels, in particular, rails. Based on the scale factors of criteria of electromagnetic and thermal similarity, a mathematical model of the induction system for numerical calculation of propagation of electromagnetic and thermal fields was developed. The finite element method was used, which represents a tool for combining integral characteristics with the values of vector characteristics of the studied electromagnetic fields. The dependence of physical properties of materials on temperature was taken into account. In the course of parametric study, the parameters and configuration of the «inductor-product» system were determined and the space-time distribution of the temperature field in the process of heat treatment modeling was determined. The obtained data of numerical calculation should be used during physical modeling of the modes of heat treatment of the specimen and will significantly reduce the number of experiments to determine the effect of thermal heating on phase transformations and mechanical properties of steel in the area of welded joint. 18 Ref., 2 Tabl., 9 Fig.

Keywords: induction heating, heat treatment, welded joint of railway rails, mathematical modeling, similarity theory

Надійшла до редакції 12.07.2021