

ІНТЕНСИФІКАЦІЯ ТЕПЛО-МАСООБМІНУ В ІНДУКЦІЙНИХ КАНАЛЬНИХ ПЕЧАХ

О.І. Бондар^{*}, канд. техн. наук, **Ю.М. Гориславець**^{**}, докт. техн. наук,
А.Ф. Жаркін^{***}, академік НАН України
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,
e-mail: yugoris@ukr.net

На основі сформульованої математичної моделі досліджено тепловий стан двофазної (двоканальної) індукційної печі для плавлення чавуну з каналами типової та нової конфігурації (форми) з урахуванням теплової конвекції. Визначено вплив фазового кута між напругами, що живлять індуктори печі, на перегрів металу в каналах. Представлено практичні рекомендації щодо зменшення цього перегріву, які надають змогу знизити втрати енергії, тобто підвищити ККД печей та збільшити ресурс їхньої роботи. Бібл. 10, табл. 2, рис. 4.

Ключові слова: індукційна канална піч, інтенсифікація тепло-масообміну, математичне моделювання.

Вступ. Індукційні каналні печі, які, як відомо, призначені для плавлення чорних і кольорових металів, використовуються також як міксери (накопичувачі) для зберігання і підтримання стабільної температури рідкого металу, приготування і вирівнювання хімічного складу сплавів, а також для дозованої видачі розплаву в ливарні машини або форми. Конструктивно такі печі включають в себе один або декілька індукційних каналних блоків (індукційних одиниць), які під'єднуються до ванни, що має форму вертикального циліндра (шахти) або горизонтального барабана.

За принципом дії індукційний каналний блок нагадує трансформатор, вторинна обмотка якого являє собою короткозамкнений виток рідкого металу, який називають індукційним каналом. У цьому каналі за допомогою котушки (індуктора) наводиться електричний струм, який і нагріває рідкий метал.

Для таких печей важлива інтенсифікація процесів тепло-масообміну між каналом, в якому виділяється основна частина тепла, і ванною, в якій знаходиться метал, що підлягає плавленню (нагріванню). За недостатньої ефективності передачі тепла метал в каналній частині печі перегрівається, що призводить до завищених втрат енергії та передчасного виходу печі з ладу. Одним із найбільш дієвих засобів інтенсифікації зазначених процесів є створення в каналі печі так званої транзитної течії рідкого металу, за якою метал з ванни надходить в канал через одне гирло, а залишає його через інше. Відомо [1], що створити зазначену течію металу в індукційних каналних печах можна за рахунок використання несиметричних форм каналів або живлення їх від спеціальних, зокрема несиметричних систем напруги у випадку багатофазних печей.

В роботі [2] на прикладі двофазної індукційної каналної печі з каналами стандартної конфігурації, призначеної для плавлення міді, досліджено тепловий стан печі в залежності від фазового кута між напругами живлення, тобто фактично визначено вплив системи живлення на перегрів металу в каналах печі. Задача цього дослідження полягає у визначенні можливості інтенсифікації тепло-масообміну в індукційній каналній печі за рахунок використання обох зазначених факторів, тобто за рахунок використання нової, запропонованої авторами, форми (конфігурації) індукційних каналів плавильної печі, що живиться від різних систем живлення.

© Бондар О.І., Гориславець Ю.М., Жаркін А.Ф., 2022
ORCID ID: * <https://orcid.org/0000-0002-1678-8862>; ** <https://orcid.org/0000-0003-1668-4972>;
*** <https://orcid.org/0000-0001-5996-0901>

Отже, **метою роботи** є дослідження теплового стану печі, зокрема визначення перегріву металу в індукційних каналах типової (стандартної) та нової конфігурації в залежності від фазового кута між напругами живлення.

Зазначене дослідження проводилося шляхом чисельного моделювання пов'язаних між собою електромагнітних, гідродинамічних і теплових процесів на прикладі індукційної каналної печі типу LFR 45/12 фірми ASEA, що використовується на металургійних та машинобудівних підприємствах як міксер для витримки рідкого чавуну [3]. Це – піч барабанного типу, яка включає в себе два або чотири індукційних блоки, які під'єднані знизу до ванни, що має форму горизонтально розташованого циліндричного барабана.

Оскільки задля вирішення поставленої задачі достатньо розглянути тільки один індукційний блок печі, для спрощення цієї задачі моделювалася не вся піч, а тільки її частина у складі індукційного блока та з'єднувального елемента печі (так званого "мундштука"), за допомогою якого цей блок стикується з ванною печі (рис. 1). При цьому приймалося, що в печі знаходиться така кількість рідкого металу, яка заповнює тільки індукційний блок і зазначений мундштук, тобто в барабані печі метал відсутній. На рис. 1 позначено: 1 – мундштук, 2 – індукційний канал, 3 – жаротривкий бетон, 4 – каркас індукційного блока, 5 – екран, 6 – індуктор (котушка), 7 – магнітопровід.

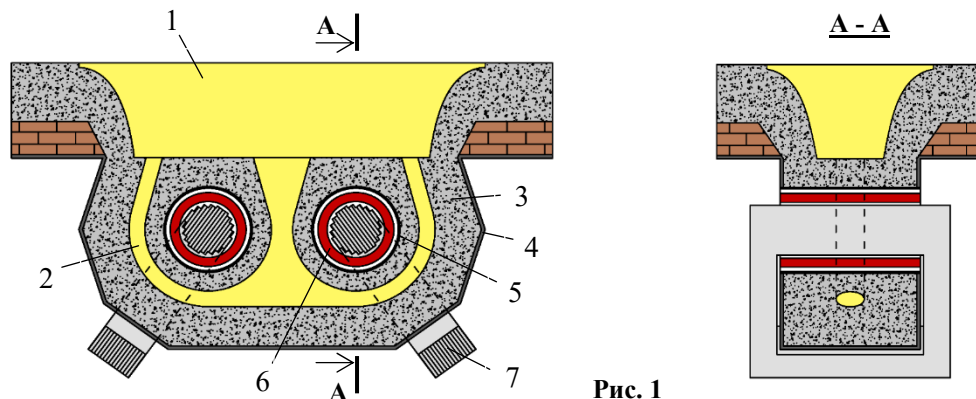


Рис. 1

Представлений на цьому рисунку індукційний блок – це здвоєний блок, що має у своєму складі два канали овальної в поперечному перерізі форми і два індуктори, які живляться в загальному випадку різними за фазами напругами.

Для теплоізоляції печі металеві каркаси ванни та індукційного блока з внутрішнього боку оклеюють листовим азбестом (на рисунку не показано). Внутрішні отвори індукційного блока, в яких розміщуються індуктори, формуються за допомогою водоохолоджуваних металевих екранів, виконаних із міді або немагнітної сталі. Задля зменшення вихрових струмів екрани виконані незамкненими по колу, тобто мають поздовжній "розріз". Охолодження металевих каркасів печі здійснюється за допомогою приварених ззовні сталевих труб, через які пропускають воду.

Постановка задачі дослідження. В роботі розглянуто індукційний каналний блок з каналами типової та нової конфігурації (форми), які окремо представлені на рис. 2. Відмінність цих каналів між собою полягає в різному виконанні їхніх гирлових зон, тобто ділянок, якими вони стикуються з мундштуком (ванною) печі. Це зумовлює різну кривизну ліній індукованого в рідкому металі струму в цих зонах, а отже і різний розподіл електромагнітних сил, що зумовлюють рух рідкого металу. В порівнянні з каналами типової конфігурації (рис. 2, а) в нових каналах (рис. 2, б) збільшено кривизну ліній в бокових гирлах і зменшено в середньому гирлі. За задумом таке виконання повинно збільшити інтенсивність транзитної течії металу в каналах, згідно з якою розплав із

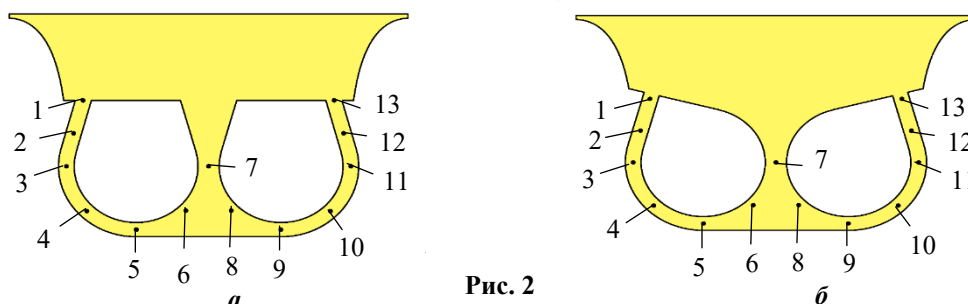


Рис. 2

ванни печі надходить в канали через середнє (спільне для обох каналів) гирло, а залишає їх через бокові.

Моделювання фізичних процесів в такій печі виконувалося в основному з використанням розробленої для індукційних каналних печей тривимірної математичної моделі, окремі частини якої викладені у попередніх працях авторів [2, 4 і 5].

Модель, яка описує електромагнітні процеси, сформульована у вигляді системи диференціальних рівнянь для комплексних амплітуд векторного магнітного і скалярного електричного потенціалів та інтегрального рівняння балансу напруги для кожного індуктора. Така постановка, як відомо, дає змогу знаходити розподіл електромагнітного поля в печі як за заданих струмах, так і заданих напругах на індукторах. Розрахунок поля виконувався в безіндукційному наближенні, оскільки внесок електрорушійних сил, що виникають за рахунок руху рідкого металу, під час роботи печі на промисловій частоті є незначним. Це дало змогу розглядати електромагнітну задачу як незалежну від двох інших.

Модель, що пов'язана з гідродинамічними процесами в печі, являє собою систему нелінійних усереднених Рейнольдсом диференціальних рівнянь Нав'є-Стокса, які описують течію в'язкої турбулентної рідини під дією електромагнітних сил. На відміну від попередніх робіт зазначені рівняння в цій роботі розв'язувалися з урахуванням теплової конвекції (термоконвекції). Задля моделювання теплових процесів в печі використовувалося нестационарне рівняння теплопровідності з урахуванням руху рідкого металу.

Врахування теплової конвекції металу потребувало спільного розв'язання системи диференціальних рівнянь, в яку входять рівняння Нав'є-Стокса з урахуванням електромагнітних сил і сил термоконвекції та рівняння теплопровідності. Таку систему рівнянь в загальному вигляді можна представити наступним чином:

$$\begin{aligned} \rho_0 \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho_0 (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} &= -\nabla p + \eta_{\text{ef}} \Delta \mathbf{u} + \mathbf{f} + \rho(T) \mathbf{g}; \\ \nabla \cdot \mathbf{u} &= 0; \\ \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla T &= \frac{\lambda_{\text{ef}}}{\rho_0 C_p} \Delta T + \frac{q}{\rho_0 C_p}, \end{aligned}$$

де $\rho(T)$ – густина рідкого металу в залежності від температури, ρ_0 – густина металу за деякої рівноважній температурі T_0 , \mathbf{u} – швидкість руху рідкого металу, p – тиск, \mathbf{f} – питомі електромагнітні сили, отримані в результаті розв'язання електромагнітної задачі, \mathbf{g} – прискорення вільного падіння, η_{ef} – коефіцієнт ефективної динамічної в'язкості металу, розрахований відповідно до прийнятої моделі турбулентності, λ_{ef} – коефіцієнт ефективної теплопровідності, C_p – теплоємність, q – внутрішні джерела тепла, обумовлені протіканням в металі індукційного струму. Наведені рівняння записані у наближенні Бусінеска [6], згідно з яким залежність густини рідини від температури враховується в рівняннях тільки при силах земного тяжіння.

Моделювання печі проводилося за таких припущень. Електромагнітне поле індукційного блока розраховувалося аналогічно роботі [4]. Турбулентність гідродинамічної течії враховувалася за допомогою k - ϵ моделі турбулентності [7]. В тепловій задачі нехтувалося додатковою передачею тепла, яка виникає за рахунок турбулентних пульсацій. Як показали проведені раніше дослідження [2], такий механізм передачі теплоти в індукційних каналних печах можна не враховувати.

Розглядався нестационарний процес нагрівання рідкого металу в печі, починаючи від температури плавлення металу до нагрівання (перегрівання) розплаву до заданої величини. Розподіл початкової температури для всіх інших елементів печі по аналогії з [3] визначався в результаті розв'язання додаткової стаціонарної теплової задачі за заданої температури на границях, які контактують з рідким металом.

Вихідні дані для моделювання печі приймалися наступними. Рідкий метал – розплавлений чавун з електричними та теплофізичними характеристиками, представленими у табл. 1. Поперечний переріз індукційних каналів на більшій їхньої частині по довжині складав $11,5 \cdot 10^3 \text{ мм}^2$ (габаритні розміри цього перерізу – 170 мм і 86 мм). Розміри кожного індуктора: середній діаметр – 0,36 м, довжина – 0,8 м, число витків індуктора – $w=58$. Відносна магнітна проникність магнітопроводів приймалася постійною $\mu_r=1000$. Моделювання електромагнітного поля печі проводилося з враху-

ванням сталених (немагнітних) екранів але без врахування металевого каркаса. Товщина стінок екранів в розрахунках складала 4 мм.

Таблиця 1

| | |
|---|--|
| Температура плавлення (T_{melt}) – 1423 К Густина за T_{melt} (ρ_0) – 6829 кг/м ³ Коефіцієнт теплового розширення (β) – $1 \cdot 10^{-4}$ 1/К Динамічна в'язкість (η) – $12 \cdot 10^{-3}$ кг/м·с | Електропровідність (σ) – $6 \cdot 10^5$ С/м Теплоємність (C_p) – 950 Дж/кг·К Теплопровідність (λ) – 28 Вт/м·К |
|---|--|

Моделювання електромагнітного поля проводилося за заданих значеннях напруги на індукторах частотою $\nu=50$ Гц для різних значень фазового кута ψ між напругами. Особливістю цього моделювання було те, що у кожному випадку (для кожного варіанту) підбиралося таке (однакове по модулю для обох індукторів) значення напруги, яке забезпечувало задану активну потужність блока. Вона приймалася рівною 1200 кВт.

Розрахунок як стаціонарної, так і нестаціонарної теплових задач проводився у лінійній постановці – коефіцієнти рівняння теплопровідності приймалися незалежними від температури, оскільки вона в процесі нагрівання змінювалася в невеликому діапазоні. Значення фізичних характеристик матеріалів, що використовувалися під час розрахунку теплопередачі, наведено у табл. 2.

Таблиця 2

| Матеріал | Теплопровідність (λ), Вт/(м·К) | Густина (ρ), кг/м ³ | Теплоємність (C_p), Дж/(кг·К) |
|----------|---|--|--------------------------------------|
| Сталь | 19 | 7950 | 540 |
| Бетон | 1 | 1000 | 1000 |
| Азбест | 0,12 | 2500 | 1500 |

Вихідні дані для моделювання теплової задачі приймалися такими: температура навколишнього середовища – $T_{\text{ext}} = 293$ К, температура в барабані печі –

$T_{\text{amb}} = 873$ К, коефіцієнт випромінювання рідкого металу – $\epsilon = 0,15$, товщина листового азбесту – 10 мм. Значення коефіцієнта тепловіддачі з поверхні металевого каркаса підбиралося таким, щоб максимальна температура його не перевищувала 373 К. Вважалося, що забезпечити таку або іншу тепловіддачу завжди зможе система водяного охолодження з відповідним розташуванням приварених до каркаса труб з регульованою витратою води.

Результати чисельного моделювання. Моделювання виконувалося за допомогою програмного пакета Comsol Multiphysics [8]. Враховуючи симетрію каналного блока відносно вертикальної площини, що проходить посередині блока перпендикулярно осям індукторів, моделювання фізичних процесів у ньому виконувалося для однієї половини блока.

Спочатку, використовуючи першу частину математичної моделі, досліджувалося електромагнітне поле індукційного каналного блока печі з каналами типової конфігурації. У результаті проведеного моделювання отримано розподіли густини електричного струму та густини питомих електромагнітних сил в рідкому металі, значення енергетичних параметрів (струмів і потужності індукторів, потужності тепловиділення в рідкому металі тощо) та електромагнітних параметрів блока печі. Адекватність математичної моделі (її електромагнітної частини) перевірялася шляхом співставлення розрахованих і експериментально отриманих на промисловій печі електромагнітних параметрів. Розбіжність наведених даних не перевищила 8%, що є цілком прийнятним для такого досить складного об'єкта дослідження.

На другому етапі після розв'язання додаткової стаціонарної теплової задачі спільно вирішувалися нестаціонарні гідродинамічна і теплова задачі. На рис. 3 представлено результати такого моделювання у вигляді розподілу температури для блока з каналами типової конфігурації для чотирьох значень кута ψ (рис. 3, *a* – $\psi=0$, рис. 3, *b* – $\psi=60$ ел. град., рис. 3, *в* – $\psi=120$ ел. град., рис. 3, *г* – $\psi=180$ ел. град.), які легко можна отримати у разі живлення печі від трифазної мережі (трифазного трансформатора). Цей розподіл зафіксовано на момент часу, що дорівнює 100 с після вмикання печі. З рисунку видно, що максимальна температура металу для $\psi = 0$ з приблизно однаковими значеннями локалізована в обох каналах, для $\psi=60$ і 120 ел. град. вона знаходиться у правому каналі, а для $\psi=180$ ел. град. – у лівому.

Більш інформативним може бути представлення результатів моделювання у вигляді перегріву металу в каналах ΔT по відношенню до ванни, який практично є стабільним, тобто незалежним від часу нагрівання. За температуру металу у ванні в розрахунках була взята середня температура на

верхній поверхні рідкого металу. На рис. 4 наведено перегрів ΔT в локальних точках каналів, позначених на рис. 2, для блоків з типовими (рис. 4, а) та новими (рис. 4, б) каналами для різних значень фазового кута ψ .

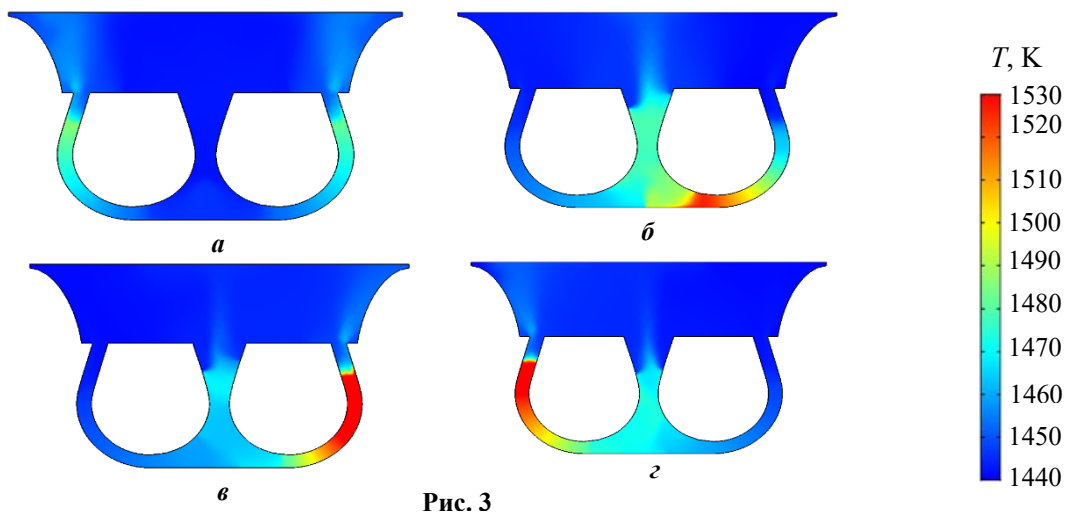


Рис. 3

Аналіз отриманих таким чином результатів показує, що мінімальне значення перегріву металу в каналах типової конфігурації (якщо цей перегрів оцінювати по максимальним величинам ΔT_{\max}) виникає під час живлення індукторів печі напругами з кутом $\psi = 0$, тобто однофазною напругою. Максимальне ж значення ΔT_{\max} набуває за $\psi=120$ ел. град.

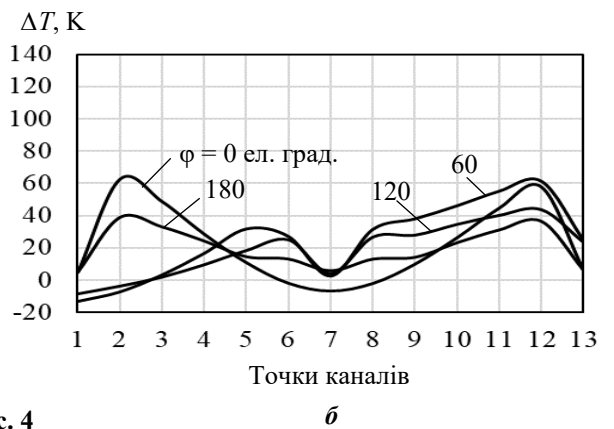
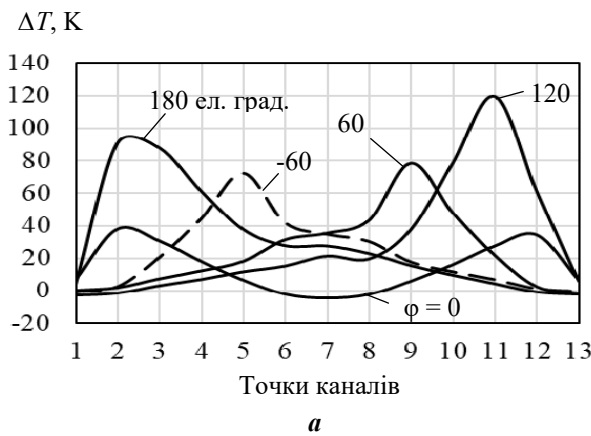


Рис. 4

Цікавим на рис. 4, а є розподіл перегріву ΔT по довжині каналів за $\psi = 180$ ел. град. На відміну від кутів $\psi=60$ і 120 ел. град., для яких ΔT_{\max} знаходиться у правому каналі, у випадку $\psi=180$ ел. град. максимальний перегрів локалізується у лівому каналі. Можна з великою достовірністю припустити, що за симетричного (відносно площини, що розділяє два канали) розподілу електромагнітних сил, а саме це таким є за $\psi=180$ ел. град., положення максимального перегріву може бути як в лівому каналі, так і в правому. Це положення визначається транзитним потоком, напрямком швидкості якого для симетричного випадку визначається випадковими коливаннями або порушеннями у самому потоці. Вперше таке явище було зафіксовано експериментально для симетричного каналу з одним індуктором (одинарного індукційного блока) у роботі [9], а потім підтверджено математичним моделюванням [10].

На відміну від симетричного випадку ($\psi=180$ ел. град.) за $\psi=60$ і 120 ел. град. положення точки максимального перегріву є строго фіксованим, тобто перегрів ΔT_{\max} постійно знаходиться або в лівому, або в правому каналі. Це було підтверджено авторами зміною під час моделювання знаку кута ψ (з додатного на від'ємне значення і навпаки). На рис. 4, а наведено пунктирну криву, яку

отримано для випадку $\psi = -60$ ел. град. На цьому рисунку видно, що якщо за $\psi = 60$ ел. град. максимальний перегрів металу знаходиться у правому каналі, то за $\psi = -60$ ел. град. він перемістився у лівий.

Аналогічні дослідження проводилися також для індукційного каналного блока з каналами нової конфігурації, яка показана на рис. 2, б. Для скорочення викладення матеріалу по цьому блоку наведемо тільки результати, отримані по перегріву рідкого металу в його каналах. На рис. 4, б для різних кутів ψ представлено залежності перегріву металу ΔT по довжині індукційних каналів нової конфігурації. Порівнюючи ці дані з попередніми результатами, показаними на рис. 4, а, видно, що у цьому випадку перегрів ΔT у меншій мірі залежить від фазового кута між напругами, які живлять індуктори каналного блока печі. Це можна пояснити меншим впливом на рух металу середньої (спільної) ділянки каналів, яка у другому випадку виконана більш розширеною. В цілому перегрів металу в цьому блоці менший, ніж у блоці з типовою конфігурацією каналів. Проте отримані результати дещо відрізняються від попередніх по суті. На відміну від типового блока мінімальне значення перегріву ΔT_{\max} у новому блоці спостерігається не за $\psi = 0$, а за $\psi = 180$ ел. град. Слід зазначити, що по величині перегріву металу ΔT_{\max} в каналах типової конфігурації за $\psi = 0$ приблизно дорівнює перегріву ΔT_{\max} в каналах нової конфігурації при $\psi = 180$ ел. град.

Висновки. Задля зменшення перегріву рідкого металу в каналах двоканальних (двоіндукторних) індукційних печей для плавлення чавуну, а також інших металів з подібною формою каналної частини можна рекомендувати наступне.

1. Печі, що живляться двофазною напругою з фазовим кутом між напругами $\psi = 60$ ел. град. або $\psi = 120$ ел. град., слід перевести на однофазне живлення з кутом $\psi = 0$.

2. У печах, що мають спільний для двох індукторів магнітопровід (а отже вони живляться напругами, кут ψ між якими складає 180 ел. град.), варто замінити типову конфігурацію (форму) каналів на нову, яка досліджувалася у цій роботі, не змінюючи при цьому фазовий кут ψ . Інший можливий шлях для таких печей – залишити типову (стару) конфігурацію каналів, але розв'язати (в електромагнітному відношенні) індуктори печі, тобто замінити існуючий магнітопровід на два окремих осердя, і забезпечити живлення такої печі напругами з однаковими фазовими кутами, тобто реалізувати умову $\psi = 0$.

Роботу виконано за держбюджетними темами «Розвиток теорії електротехнологічних процесів та розроблення ефективних електроплавильних та електрозарядних систем з керуванням електромагнітним впливом» (шифр «ЕЛТЕХ»), (КПКВК 6541030).

1. Бояревич В.В., Фрейберг Я.Ж., Шилова Е.И., Щербинин Э.В. Электровихревые течения. Рига: Зинатне, 1985. 315 с.

2. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславец Ю.М., Западничук О.П. Чисельне моделювання теплового стану індукційної каналної печі. *Техн. електродинаміка*. 2021. № 3. С. 44-49. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.03.044>

3. Allmänna Svenska Elektriska Aktiebolaget. URL: <https://star-wiki.ru/wiki/ASEA> (дата звернення: 25.03.2022).

4. Бондар О.І., Глухенький О.І., Гориславец Ю.М. Електромагнітні параметри двофазної індукційної каналної печі. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2020. Вип. 56. С. 72-76. DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.56.072>

5. Гориславец Ю.М., Глухенький О.І., Бондар О.І. Циркуляція металевого розплаву в індукційній каналній печі при фазовому керуванні напругами живлення. *Техн. електродинаміка*. 2020. № 3. С. 79-82. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.03.079>

6. Алексин В.А. Математические модели турбулентных течений. М.: МГИУ. 2008. 54с.

7. Lacasse D., Turgeon E., Pelletier D. On the judicious use of the $k-\epsilon$ model, wall functions and adaptivity. *Int. J. Thermal sciences*. 2004. Vol. 43. Pp. 925-938.

8. Comsol Multiphysics. URL: <https://www.comsol.com/> (дата звернення: 28.03.2022).

9. Колесниченко А.Ф., Гориславец Ю.М., Бундя А.П., Борисов Б.П., Граудул В.Н. Перенос энтальпии и вещества при неоднородных МГД течениях в каналах индукционных плавильных печей. *Магнитная гидродинамика*. 1979. № 1. С. 111-116.

10. Kirpo M., Jakovičs A., Nacke B., Baake E., Langejürgen M. LES of Heat and Mass Exchange in Induction Channel Furnaces. *Przegląd Elektrotechniczny*. 2008. R. 84. NR 11. Pp. 154-158.

INTENSIFICATION OF HEAT AND MASS TRANSFER IN INDUCTION CHANNEL FURNACES

O.I. Bondar, Yu.M. Goryslavets, A.F. Zharkin
Institute of Elektrodynamics National Academy of Sciences of Ukraine,
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine,
e-mail: yugoris@ukr.net

On the basis of the formulated mathematical model the thermal state of a two-phase (two-channel) induction furnace for melting cast iron with channels of standard and new configuration (shape) taking into account thermal convection is investigated. The influence of the phase angle between the voltages supplying the furnace inductors on the overheating of the metal in the channels is determined. Practical recommendations for reducing this overheating are presented, which allows to reduce energy losses, i.e. to increase the efficiency of furnaces and increase their service life. References 10, tables 2, figures 4.

Key words: induction channel furnace, intensification of heat and mass transfer, mathematical simulation.

1. Boyarevich V.V., Freiberg Ya.Zh., Shilova E.I., Shcherbinin E.V. Electric vortex flows. Riga: Zinatne, 1985. 315 p. (Rus)
2. Bondar O.I., Gluhenky O.I., Goryslavets Y.M., Zapadinchuk O.P. Numerical simulation of the thermal state of an induction channel furnace. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2021. No 3. Pp. 44-49. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.03.044>
3. Allmänna Svenska Elektriska Aktieföretaget. URL: <https://star-wiki.ru/wiki/ASEA> (accessed at 25.03.2022).
4. Bondar O.I., Gluhenky O.I., Goryslavets Y.M. Electromagnetic parameters of two-phase induction channel furnace. *Pratsi Instytutu Elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy*. 2020. Vyp. 56. Pp. 72-76. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2020.56.072>
5. Goryslavets Y.M., Gluhenky O.I., Bondar O.I. Circulation of metal melt in an induction channel furnace during phase control of supply voltages. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2020. No 3. Pp. 79-82. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2020.03.079>
6. Aleksin V.A. Mathematical models of turbulent flows. Moskva: MGIU, 2008. 54 p. (Rus)
7. Lacasse D., Turgeon E., Pelletier D. On the judicious use of the k-ε model, wall functions and adaptivity. *Int. J. Thermal sciences*. 2004. Vol. 43. Pp. 925-938.
8. Comsol Multiphysics. URL: <https://www.comsol.com/> (accessed at 28.03.2022).
9. Kolesnichenko A.F., Goryslavets Y.M., Bundya A.P., Borisov B.P., Graudul V.N. Enthalpy and substance transfer under inhomogeneous MHD flows in the channels of induction melting furnaces. *Magnitnaja Hidrodynamika*. 1979. No 1. Pp. 111-116. (Rus)
10. Kirpo M., Jakovičs A., Nacke B., Baake E., Langejürgen M. LES of Heat and Mass Exchange in Induction Channel Furnaces. *Przegląd Elektrotechniczny*. 2008. R. 84. NR 11. Pp. 154-158.

Надійшла 30.04.2022