

С.М. ТІМОШЕНКО(д-р. техн. наук), Е.М. НЕМЦЕВ

Державний вищий навчальний заклад

«Донецький національний технічний університет»

serhii.timoshenko@donntu.edu.uaeduard.niemtsev@donntu.edu.ua

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ РІШЕНЬ ДУГОВОЇ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЇ ПЕЧІ ЛИВАРНОГО КЛАСУ

Дослідження спрямовані на зменшення втрат енергії у дугових печах ливарного класу, що належать до енерговитратних агрегатів з неритмічним графіком роботи, і характеризуються низькою енергоефективністю. Методом чисельного моделювання обґрунтовано концепцію модернізації печі, яка полягає в підвищенні питомої електричної потужності за рахунок зменшення садки при незмінній продуктивності, відносного збільшення глибини рідкої ванни, зниженні акумуляційних втрат теплоти футеровкою через впровадження в її локальних зонах енергозберігаючих водоохолоджуваних елементів з просторовою структурою та інтенсифікації процесів тепломасообміну в «глибокій» ванні при пневматичному перемішуванні. Визначено, що для дугових печей місткістю 12 та 6 т, працюючих в одну зміну, раціональним є зниження садки відповідно до 6 та 3 т і коефіцієнту форми ванни (відношення діаметру до глибини) з 5 до 2,5; встановлення водоохолоджуваних елементів у критичній по стійкості центральній частині зводу і верхній частині стін з охопленням відповідно 0,20–0,32 та 0,5–0,8 робочої поверхні. При наявному живлячому трансформаторі питома потужність печі зростає до 1 МВА/т, що дозволить, завдяки інтенсифікації процесів тепломасообміну, забезпечити кількісні та якісні показники виробництва при менших, у порівнянні з базовим агрегатом, втратах теплоти. Реалізація запропонованих рішень дозволить зменшити витрату електроенергії на 75 кВтг/т і з урахуванням видатків на вогнетриву забезпечити економічний ефект у розмірі 320–515 грн./т.

Ключові слова: дугова сталеплавильна піч, «глибока» ванна, водоохолоджувані елементи, акумуляція теплоти, енергоефективність

Постановка проблеми. У дуговій сталеплавильній печі (ДСП) за умов технологічного циклу «великої» металургії виробництво 1 т сталі потребує 480–550 кВтг. У ДСП ливарних цехів цей показник сягає 800–1000 кВтг і більше, як через особливості класичної технології, так і внаслідок організаційних причин. До останніх належать неритмічність роботи, пов'язана з «коливанням» тарифу на електроенергію впродовж доби, та зменшенням виробництва у зв'язку з переорієнтацією ринків збуту продукції. Зазначені умови, посилені традиційно низькою питомою потужністю живлячого трансформатора, призводять до значних додаткових енергетичних витрат на акумуляцію теплоти масивною вогнетривкою футеровкою печі, що викликає необхідність пошуку шляхів підвищення енергоефективності ДСП ливарного класу.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. У ДСП виплавляють близько третини світового виробництва сталі, у собівартості якої електроенергія посідає другу після шихти позицію, а енергетичні втрати становлять не менше 25%.

Інноваційні розробки у плані енергоефективності спрямовані у переважній більшості на утилізацію теплоти відхідних газів та, у меншій мірі, охолоджуючої води, які складають близько 90% загальних втрат енергії у ДСП.

Теплоту пилгазового середовища ДСП із середньою у процесі плавки температурою 1200 °С, застосовують головним чином для попереднього нагріву вихідної шихти. Збільшення температури скрапу на кожні 100 К дає економію електричної енергії у розмірі 13–15 кВтг/т [1].

Найбільш поширеною є технологія з безперервним завантаженням шихти «Consteel» компанії «Techint Technologies» (Італія) [2,3], за якою у світі працюють півсотні установок, у тому числі найпотужніша 420 т ДСП постійного струму компанії «Tokyo Steel» (Японія) [4].

Теплоту відхідних газів також використовують для одержання електричної енергії за допомогою пари високого тиску. Технологія «iRecovery» [5] компанії «Tenova RE Energy GmbH» (ФРН) забезпечує таким чином економію у середньому 80 кВтг/т сталі [6].

Утилізація теплоти, що втрачається в традиційній системі охолодження ДСП, ускладнена через невисоку температуру води на виході за умовами випадіння солей жорсткості (≤ 50 – 60 °С). Дослідження в цьому напрямку ведуть на основі застосування турбогенератора з органічним циклом Rankine для вироблення електроенергії [7], у тому числі – з використанням альтернативних охолоджувачів [8].

Перспективним напрямком підвищення енергоефективності ДСП є диверсифікація енергозабезпечення. Компанією «SMS Siemag» (ФРН) [9] розроблена концепція агрегату з безперервним завантаженням шихти і

періодичним випуском сталі, яка передбачає нагрів та розплавлення скрапа в реакторі за допомогою первинних джерел енергії з подальшим доведенням напівпродукту в дуговій печі. Собівартість сталі в умовах ЄС знижується на 7,5 €/т, а емісія CO₂ зменшується на 30% у порівнянні з кращими показниками ДСП.

Процес «EcoArc» компанії «JP Steel Plantech» (Японія) [10] для нагріву скрапу передбачає використання енергії окислення вуглецевмісного порошку, зокрема, реакції допалювання CO до CO₂. З досвіду роботи агрегатів у країнах Азії, частка електроенергії в прибутковій статті енергетичного балансу становить 40% і нижче, а її витрата не перевищує 280 кВт/т, що на 20-25 % нижче середнього показника для ДСП.

У розробленій Ю.М. Тулуєвським «fuel arc furnace» (FAF) [11] частка електроенергії в енергобалансі знижена до 35–50% і, відповідно, збільшено внесок паливної складової. Очікується, що енергоефективність FAF буде вище, ніж ДСП сучасної серії «Ultimate» компанії «Siemens-VAI» (ФРН, Австрія), а загальна емісія парникового газу CO₂ нижче, ніж у ДСП з урахуванням внеску живлячої ТЕС [11].

Стосовно ДСП ливарного класу, відомі енергоефективні рішення потребують корегування. У ливарних цехах США в дугових печах достатньо широко вживають альтернативі джерела енергії, тому питома витрата електроенергії та теплові втрати в середньому не перевищують 530 кВт/т і 23–29% введеної енергії [12]. При неритмічній роботі ДСП зазначені показники практично недосяжні. За даними Ю.М. Миронова і В.Г. Петрова [13], добове простоювання 6 т ДСП потребує для відновлення ентальпії футеровки введення енергії у кількості, що порівнюється з витратами на виплавку сталі.

Одна з причин низької енергоефективності ДСП обумовлена випромінюванням поверхнею неглибокої плоскої ванни з коефіцієнтом форми (відношення діаметра до глибини) $f = 5,5-4,5$. Уявлення про таку форму ванни ДСП, на відміну від «глибокої» ванни у конвертері або пристрої ківш-піч, склалося історично, як важливий елемент класичної технології дифузійного рафінування сталі на розвиненій міжфазній поверхні шлак-метал за відсутності ефективних засобів примусового перемішування фаз.

Низька питома потужність трансформатора ускладнює встановлення у ДСП ливарного класу традиційних для «великої» металургії водоохолоджуваних елементів (ВЕ) заміну частини футеровки через технологічні ризики «замерзання» шлаку, що обумовлює підвищену витрату як вогнетривів, так і енергії на акумуляцію теплоти футеровкою. Перспективним для впровадження рішенням можуть стати ВЕ з просторовою структурою, які характеризуються зниженими на 25–35% тепловими втратами завдяки формуванню та еволюції теплоізолюючого і теплоакумуючого шару гарнісажу [14].

У відомих публікаціях не знайшли належного відображення питання спільного впливу введеної в піч енергії, геометрії ванни, примусового перемішування металу, відносної охолоджуваної поверхні робочого простору, тривалості простою на енергоефективність ДСП ливарного класу. Пошук оптимального балансу зазначених факторів має сприяти досягненню мети, поставленій у даній роботі.

Мета досліджень полягає в обґрунтуванні рішень щодо підвищення енергоефективності ДСП ливарного класу шляхом зменшення визначальних чинників у ланцюзі втрат теплоти.

Методика досліджень – математичне моделювання енерготехнологічних процесів у ДСП ливарного класу і чисельний порівняльний аналіз питомих енерговитрат при виробництві рідкої сталі.

Концепція підвищення енергоефективності ДСП.

Схема, що відображає процеси теплообміну в ДСП, наведена на рис. 1. Запропоновані енергоефективні рішення включають:

- підвищення питомої електричної потужності ДСП шляхом зниження садки при незмінній продуктивності, що є передумовою впровадження ВЕ,
- зменшення коефіцієнту форми $f = D_b/H_b$ та, відповідно, випромінюючої поверхні ванни, шляхом її заглиблення,
- впровадження примусового пневматичного перемішування розплаву для інтенсифікації процесів тепломасообміну в ванні,
- встановлення ВЕ з просторовою структурою, як альтернативу частині футеровки стін і зводу, для зниження акумуляційних витрат енергії.

Математична модель. Вихідними (базовими) агрегатами є типові для ливарних цехів України трифазні ДСП садкою 12 т і 6 т з трансформатором питомою потужністю 500 кВА/т. Піч працює в одну зміну через вигідний нічний тариф на електроенергію при добовому об'ємі виробництва 24 т і 12 т, відповідно (2 плавки тривалістю до 4 годин з простоюванням у 16 годин). Піч має циліндро-сферичну ванну зі співвідношенням елементів по висоті 1:1 і коефіцієнтом форми $f = 5,0$, умовно плоский звід, ВЕ відсутні. У період простою в печі знаходиться попередньо завантажений скрап.

Модернізація ДСП передбачає:

- зменшення садки вдвічі – до 6 т і 3 т,
- відповідне зростання питомої електричної потужності до 1000 кВА/т,
- зменшення заглиблення ванни до $f = 2,5$, що є компромісним рішенням з урахуванням випромінювання електродів на стіни та розміщення необхідного об'єму скрапа насипною щільністю 1 т/м³ у корпусі печі висотою H_k ,
- встановлення ВЕ з просторовою структурою та пористої пробки в подині для пневматичного

перемішування розплаву інертним газом.

Звід ДСП містить ВЕ, розташовані в критичній по стійкості центральній частині [14]. ВЕ займають мінімальну з конструктивних міркувань частку β_r , що дорівнює 0,20 та 0,32 площі зводу 6 т і 3 т печі, відповідно. Відносна площа ВЕ стін β_w обмежена значенням 0,8 з позиції безпеки експлуатації і визначається виходячи з вартісного балансу електроенергії, витраченої на компенсацію втрат теплоти з водою, та економією вогнетривів. Потужність трансформатора S_{tr} , (кВА), добова продуктивність (за рахунок збільшення числа плавів до 4 тривалістю до 2 годин) печі G (т), діаметр електроду d_e , діаметр розпаду електродів d_p та висота робочого простору $H_k + H_b$ (рис. 1) зберігаються.

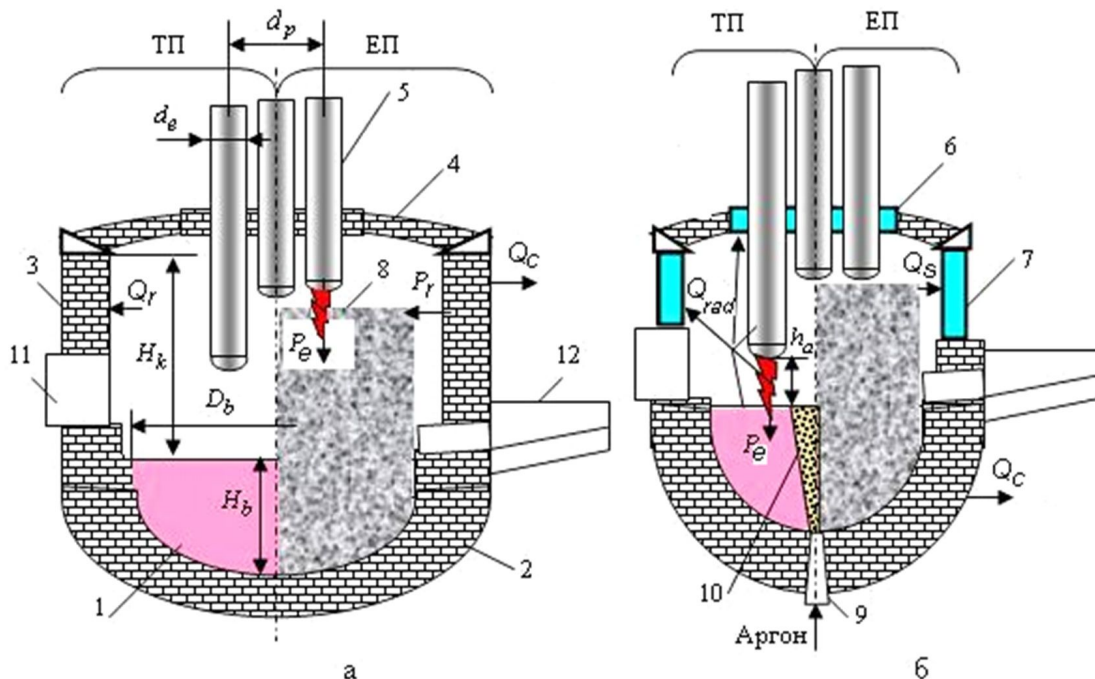


Рисунок 1 – Схема теплообміну в базовій (а) і модернізованій (б) ДСП в енергетичний (ЕП) і технологічний (ТП) періоди плавки: 1 – ванна, 2 – подина, 3 – стіни, 4 – звід, 5 – електроди, 6 – ВЕ зводу, 7 – ВЕ стін, 8 – шихта, 9 – пориста пробка, 10 – двофазна область, 11 – робоче вікно, 12 – випускний жолоб (позначення у тексті)

Чисельний експеримент спрямовано на підтвердження енергоефективності запропонованих рішень та оцінку можливості забезпечення заданої продуктивності печі.

Плавка загальним часом $\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_0$ включає енергетичний і технологічний періоди тривалістю τ_1 і τ_2 , а також безтокові паузи (завантаження, випуск та інші операції) за часом у межах $\tau_0 = 0,20$ години.

Графік роботи та основні енергетичні потоки приходу P_i й втрат Q_i теплоти (кВт) впродовж добового циклу ДСП показано на рис. 2 (індекси відповідають позначенням на рис. 1).

Електрична потужність P_e печі забезпечує вирішальне значення приходу в енергетичному балансі. На початковому етапі плавки реалізується теплова потужність, що акумулюється футеровкою P_r , через збільшення ентальпії завантаженого скрапу. Введена у піч енергія витрачається на здійснення технологічних операцій нагріву і плавлення шихтових та допоміжних матеріалів, доведення і рафінування сталі й частково втрачається в даному процесі. У моделі розглядаються наступні втрати енергії:

- у ВЕ через випромінювання джерел в робочому просторі Q_{rad} та нагрітого від футеровки скрапа Q_s ,
- акумуляційні на нагрів футеровки Q_r ,
- зовнішні через поверхню кожуху печі Q_c у навколишнє середовище.

Інші статті приходу (хімічні процеси) та втрат енергії (з пилогазовим середовищем, електричні) у порівняльному аналізі не враховуються як умовно постійні.

Енергетичний період визначає час розплавлення шихти електричними дугами. Його тривалість τ_1 визначається активною потужністю трансформатора $S_{tr}k_m$ (де $k_m = 0,80$ – коефіцієнт потужності при плавленні скрапу [1]), середнім у процесі плавлення коефіцієнтом енергоефективності дуги $\eta_m = 0,81$ [15], теплофізичними властивостями й витратними коефіцієнтами шихтових матеріалів. При оцінці τ_1 складова витрат на акумуляцію теплоти футеровкою H_{ak} , кВтг/т враховується тільки на першій після простою печі плавці, годин:

$$\tau_1 = \frac{M[k_s(C_s \Delta t_s + \gamma_s) + k_{sl}(C_{sl} \Delta t_{sl} + \gamma_{sl}) + H_{ak}]}{S_{tr}k_m \eta_m} \quad (1)$$

де k_s , k_{sl} , C_s , C_{sl} , γ_s , γ_{sl} , Δt_s , Δt_{sl} – витратний коефіцієнт, теплоємність, [кВтг/(т·К)], теплота плавлення, [кВтг/т], різниця між температурою плавлення та вихідною температурою скрапу (індекс s) і шлакоутворюючих (індекс sl) в енергетичний період, відповідно.

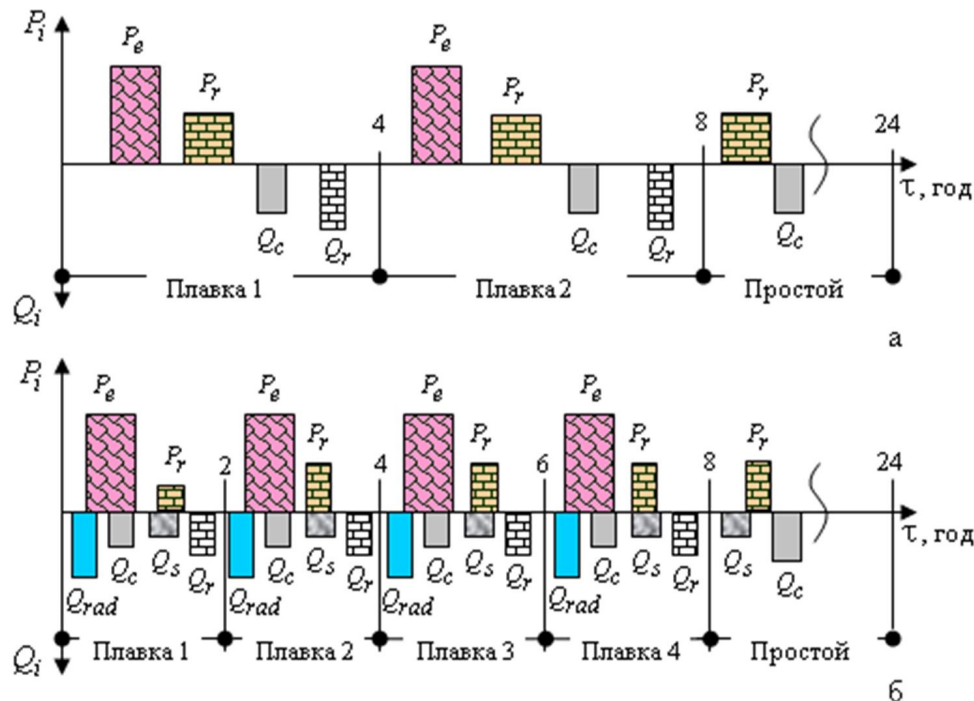


Рисунок 2 – Добовий графік плавки і енергетичні потоки в робочому просторі базової (а) і модернізованої (б) печі

Протягом технологічного періоду тривалістю τ_2 забезпечується нагрів ванни до температури випуску, легування і рафінування рідкої сталі. При типовому режимі роботи на «свіжій» шихті період включає окислювальний і відновлювальний етапи. Перший етап практично стандартизовано по тривалості: $\tau_{ox} = 0,3$ години, а другий – лімітується часом десульфурації сталі – τ_{des} , найбільш тривалої, згідно практики, операції. Таким чином: $\tau_2 = \tau_{des}$.

Тривалість десульфурації при примусовому перемішуванні у сталеплавильній ванні визначається початковим по розплавленню $[S_0]$ і марочним $[S]$ вмістом сірки в сталі (%), коефіцієнтом розподілу сірки між шлаком і металом, характерним для даної технології L_s , садкою ванни M , та витратним коефіцієнтом шлакоутворюючих на відновлювальному етапі технологічного періоду k_{slr} , потужністю перемішування N_{mix} (Вт/т) [16], годин:

$$\tau_{des} = \frac{\ln\left(\left(\frac{[S_0]}{[S]}\right)\left[1 + \left(\frac{1}{L_s}\right)\left(\frac{M}{k_{slr}M}\right)\right] - \left(\frac{1}{L_s}\right)\left(\frac{M}{k_{slr}M}\right)\right)}{-8 \cdot 10^{-6} N_{mix}^{2,1} \left[1 + \left(\frac{1}{L_s}\right)\left(\frac{M}{k_{slr}M}\right)\right] 60} \quad (2)$$

При застосуванні пневматичного перемішування параметр N_{mix} являє собою енергію ізотермічного розширення бульбашок газового об'єму, що вдувається в одиницю часу, при їх спливанні у сталеплавильній ванні, Вт/т:

$$N_{mix} = \frac{\rho_g q R T_m \cdot \ln(1 + H_b / 1,48)}{\mu M} \quad (3)$$

де ρ_g – щільність аргону, $\rho_g = 1,63$ кг/м³ (при н.у.),

q – витрата газу, м³/с (при н.у.),

R – універсальна газова стала, $R = 8314$ Дж/(кмоль·К),

T_m – температура металу, $T_m = 1820$ К,

H_b – глибина ванни, м,

μ – молекулярна маса аргону, $\mu = 40$ кг/кмоль,

1,48 – гідростатична висота сталі, м.

Для коректного розв'язання рівнянь (2) і (3) необхідно розглянути бульбашковий режим продувки сталі інертним газом, параметри якого визначаються геометрією ванни та пористої пробки, газовмістом і кутом розкриття двохфазної області [17–19]. За умов 6 т та 3 т ДСП при діаметрі пористої пробки 80 мм верхня межа

витрати аргону q , згідно попередній оцінці, складає 10 і 7 м³/год. (при н.у.) відповідно.

Оцінку втрат теплоти у системі охолодження здійснюємо за допомогою радіаційної моделі, адаптованої до умов ДСП [20]. У цій моделі розглядаються первинні джерела випромінювання: поверхня ванни, дуг і електродів. Незначний внесок вторинного випромінювання пиліагового середовища у порівняльному аналізі не враховували. Потужність теплового потоку Q_{rad} випромінюючої поверхні F_{rad} з температурою T_{rad} на приймаючу поверхню BE F_{we} з температурою T_{we} становить, кВт:

$$Q_{rad} = \sigma \varepsilon (T_{rad}^4 - T_{we}^4) \int_{F_{we}} \int_{F_{rad}} \left(\frac{\cos \theta \cos \gamma}{r^2} \right) dF_{rad} dF_{we} \quad (4)$$

де σ – стала Стефана-Больцмана, кВт/(м²·К⁴),

ε – приведений ступінь чорноти поверхонь теплообміну,

θ, γ, r – напрямні кути і радіус-вектор, відповідно.

Випромінюючою поверхнею дуг і електродів у моделі є бокова поверхня циліндрів діаметром розпаду електродів d_p , довжиною $h_a = 0,15 + 0,003M$ і $H_a - h_a$, (відповідно до рис. 1). Температура T_{rad} поверхонь ванни, дуги та гарнісажу на BE з просторовою структурою становить 1820, 3550 і 1100 К, відповідно. Щодо електродів, T_{rad} визначається як функція відносної висоти ω точки поверхні умовного циліндра над ванною, апроксимована на основі емпіричних даних [21] рівнянням, К:

$$T_{rad} = 3050 + 19200\omega^4 - 48000\omega^3 + 40400\omega^2 - 13800\omega \quad (5)$$

Розрахункова величина Q_{rad} для задачі, що досліджується за умов геометрії робочого простору 3 т і 6 т ДСП ливарного класу апроксимована рівнянням множинної регресії у залежності от діючих факторів: садка M (т), коефіцієнту форми ванни f , відносної площі BE стін β_w (при конструктивно доцільній величині $\beta_r = 0,20$ у 6 т печі і $\beta_r = 0,32$ у 3 т печі), кВт:

$$Q_{rad} = 50,78M + 46,63f + 833,75\beta_w - 282,31 \quad (6)$$

Питомі втрати ентальпії футеровки під час простою печі τ_d , що компенсується еквівалентними акумуляційними витратами енергії при роботі, описується рівнянням, кВт/т:

$$H_{ak} = \int_0^{\tau_d} (dP_r + dQ_c) d\tau_d / G \quad (7)$$

Спираючись на дослідження [13], модель передбачає участь в теплообміні активного шару футеровки товщиною 0,12 м з боку робочого простору, у якому ентальпія і теплові потоки суттєво змінюються з часом, тоді як розподіл температури зовнішнього шару є практично стаціонарним у добовому циклі печі. Таким чином, для даної групи печей коефіцієнт участі футеровки у теплообміні, що відображає активну масу вогнетривів, враховується у процесі чисельного розв'язання рівняння (7), і може бути апроксимований наступною залежністю:

$$k_r = 0,917M^{-0,26} \quad (8)$$

Вираз для Q_c включає конвективну і радіаційну складові, у якому коефіцієнт конвективної тепловіддачі, кВт/(м²·К):

$$\alpha_{out} = [31,5 \ln(200 - 3,85\tau_d) - 120,8] 10^{-3} \quad (9)$$

Температура кожуху печі T_{out} (К), є емпіричною функцією τ_d (годин), отриманою на основі даних [13], кВт:

$$Q_c = F_{out} [1 - (\beta_r + \beta_w)] [\alpha_{out} (T_{out} - T_0) + \sigma \varepsilon (T_{out}^4 - T_0^4)] \quad (10)$$

де T_0 – температура навколишнього середовища, К.

Завантажений до печі скрап нагрівається енергією випромінювання футеровки і передає частину Q_s теплоти BE (по структурі вираз для Q_s відповідає радіаційній складовій (10)), що враховується у (6) через поточну температуру скрапу. Рівняння, яке відображає динаміку залишкової ентальпії скрапу під час простою печі має

вигляд, кВтг/т:

$$H_s = \int_0^{\tau_d} (dP_r - dQ_s) d\tau_d / G \quad (11)$$

Загальні питомі витрати електроенергії Q_e на компенсацію втрат теплоти у порівнюваних варіантах печі визначаються на основі складових (5)–(10) і відносяться до садки печі M . Втрати енергії у БЕ Q_{rad} мають місце у технологічний період і в умовно другій половині енергетичного періоду плавки, а внесок ентальпії скрапа (11) і акумуляційні витрати (7) відносяться до добового обсягу виробництва сталі G , кВтг/т:

$$Q_e = \left[\frac{Q_{rad}(\tau_2 + 0,5\tau_1) + Q_c \tau}{M} \right] + (H_{ak} - H_s) \quad (12)$$

При оцінці питомої витрати вогнетривів $w_r = m_r / (n_r \cdot M)$ (т/т), з огляду на застосування БЕ, розглядається середня стійкість n_r футеровки стін та зводу загальною масою m_r (т). Величину m_r визначаємо з геометрії робочого простору печей при стандартній товщині елементів футеровки. Відносно n_r прийнято засноване на практиці компромісне рішення, що даний параметр для 6 т і 3 т ДСП становить відповідно 55 та 35 плавок для магнетитових вогнетривів і 40 та 20 плавок для динасових вогнетривів, а при модернізації ДСП не змінюється, враховуючи взаємно протилежний вплив інтенсифікації перемішування ванни та наявності БЕ у центральній частині зводу на стійкість футеровки. Стійкість БЕ, згідно з практикою, набагато (у 30–50 разів) перевищує показники вогнетривів і у короткочасній, зокрема, добовій перспективі, не враховується.

Вартісний показник E відображає ефективність ДСП після модернізації (індекс m) у порівнянні з базовим агрегатом (індекс b) та розраховується на основі балансу питомих витрат електроенергії та вогнетривів в умовах актуальних цін на електроенергію V_e , грн./кВтг і вогнетриви V_r , грн./т:

$$E = (Q_e^b - Q_e^m) V_e + (w_r^b - w_r^m) V_r \quad (13)$$

Моделювання було виконано для наступних значень вихідних параметрів, що були визначені раніше: $k_s = 1,078$, $k_{sl} = 0,05$, $C_s = 0,18$ кВтг/(т·К), $C_{sl} = 0,34$ кВтг/(т·К), $\gamma_s = 75$ кВтг/т, $\gamma_{sl} = 58$ кВтг/т, $\Delta t_s = 1500$ К, $\Delta t_{sl} = 1350$ К, $[S_0] = 0,06\%$, $[S] = 0,025\%$, $L_s = 50$ [16], $k_{slr} = 0,03$, $V_e = 1,64$ грн./кВтг, $V_r = 21$ грн./кг. (магнетит) і 8,5 грн./кг. (динас). Геометричні параметри печей, що були задіяні у розрахунках, наведено у табл. 1.

Таблиця 1 – Геометричні параметри робочого простору ДСП

Піч	Садка, т	Параметр, м					
		D_b	H_b	f	H_k	d_e	d_p
Базова	12	2,52	0,50	5,0	1,24	0,30	0,60
	6	2,00	0,40		0,87	0,25	0,50
Після модернізації	6	1,58	0,63	2,5	1,11	0,30	0,60
	3	1,25	0,50		0,77	0,25	0,50

Результати чисельного моделювання. Моделювання здійснювалося у пакеті прикладних програм MATHCAD. Нестационарні задачі вирішували шляхом послідовних теплових балансів відповідно до математичної моделі, з кроком 0,01 годин по τ_d .

Оцінка тривалості періодів плавки у відповідності до (1) і (2), для модернізованих ДСП за умов $\beta_w = 0,6$, $\beta_r = 0,20$ у 6 т печі і $\beta_r = 0,32$ у 3 т печі, а також загального часу 4-х плавок, відповідно до добового графіка (рис. 2), наведено у табл. 2.

Таблиця 2 – Показники тривалості плавки в модернізованих печах

Піч	Тривалість, годин					
	ТП плавки 1	ТП плавок 2,3,4	ЕП	τ_0	τ_{0x}	Загальна 4-х плавок
6 т	1,22	0,82	0,26	0,20	0,30	7,91
3 т	1,29	0,82	0,20	0,20	0,30	7,72

Таким чином, енерготехнологічний режим у модернізованих печах забезпечує проведення 4-х плавок за робочу зміну і виконання добової виробничої програми.

Динаміку акумуляційних витрат енергії та ентальпії скрапу під час простою печі, як результати розв'язання рівнянь (7)–(10), представлено на рис. 3а,б. Криві 1,2 належать до базових 6 т і 12 т ДСП, криві 3,4 відносяться до модернізованих печей садкою 3 т і 6 т, відповідно із $\beta_w = 0,6$ при $\beta_r = 0,20$ у 6 т печі і $\beta_r = 0,32$ у 3 т печі.

Питома витрата енергії на акумуляцію теплоти у базових печах після шістнадцяти годин простою сягають 280–370 кВтг/т (рис. 3а), що відповідає експериментальним даним [13].

Після модернізації H_{ak} знижується у 1,75–1,85 рази за рахунок зменшення маси футеровки при встановленні енергозберігаючих ВЕ з просторовою структурою і більш ефективною передачею акумульованої енергії скрапу при запропонованому до впровадження графіка роботи (рис. 2б).

Ентальпія скрапу H_s набуває максимальної величини у перші 0,25–0,5 год. простою (рис. 3б) і сягає у базових печах 100–110 кВтг/т, тоді як у модернізованих – 45–50 кВтг/т. Однак, після 16 годин простою розрахунковий відрив ентальпії практично сходиться нанівець і не перевищує 15–25 кВтг/т.

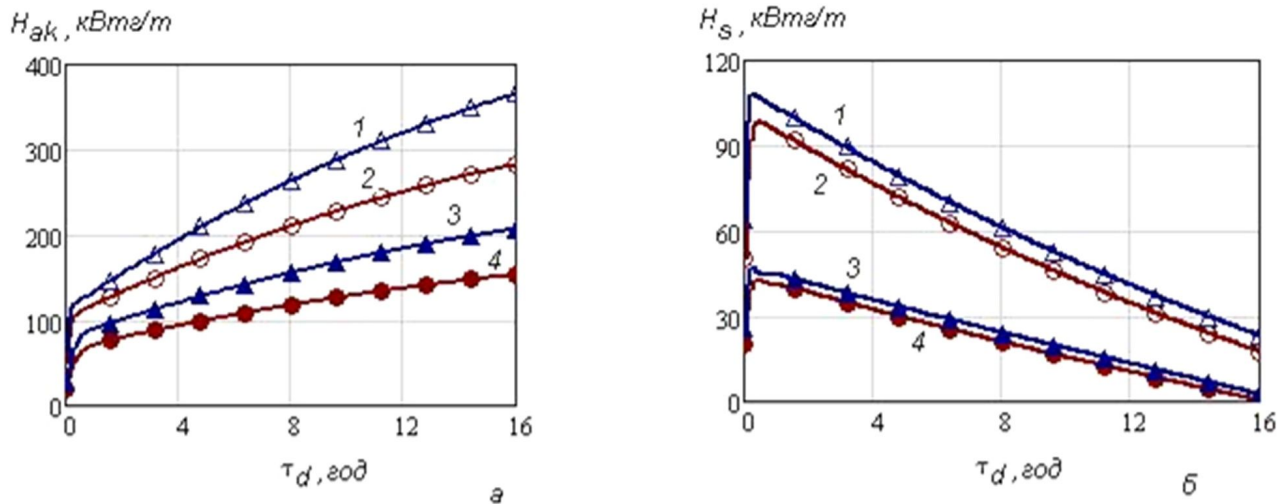


Рисунок 3 – Динаміка акумуляційних витрат енергії (а) і ентальпії скрапа (б) під час простою ДСП (позначення у тексті)

Зниження загальної питомої витрати електроенергії на компенсацію втрат теплоти згідно з (12) у модернізованій печі відносно базового її значення $\Delta Q_e = Q_e^b - Q_e^m$ показано на рис. 4. Оцінка економічної ефективності запропонованих рішень щодо модернізації ДСП, згідно з (13), представлена на рис. 5.

Криві 1, 2 на рис. 4, 5 відображають показники модернізації вихідної 12 т печі ($f = 5, \beta_r = \beta_w = 0$) у 6 т ДСП ($f = 2,5, \beta_r = 0,2, \beta_w = 0,6$) та вихідної 6 т печі ($f = 5, \beta_r = \beta_w = 0$) у 3 т ДСП ($f = 2,5, \beta_r = 0,32, \beta_w = 0,6$), відповідно, за умов застосування магнезитової (основної) футеровки. Криві 3 і 4 на рис. 5 стосуються динасової (кислої) футеровки в 6 т та 3 т печах, відповідно, за інших рівних умов.

Збільшення відносної водоохолоджуваної поверхні стін призводить до зниження енергоефективності ДСП через втрати теплоти переважно у технологічний період, більш виражені у печах з меншою садкою (рис. 4), що при певному $\beta_w \geq 0,85$ у 3 т ДСП може звести нанівець ефект енергозбереження завдяки зменшенню акумуляційних витрат.

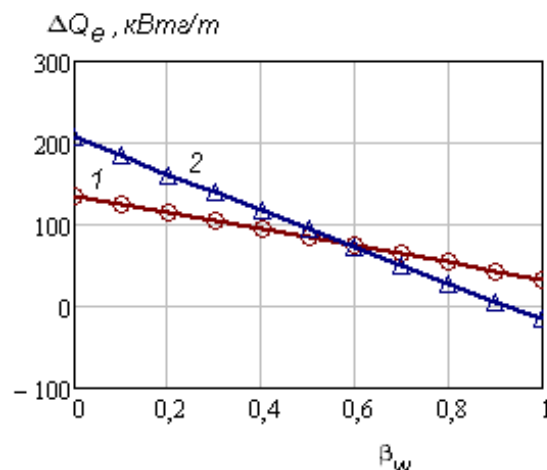


Рисунок 4 – Зниження загальної питомої витрати енергії ΔQ_e у залежності від частки ВЕ стін β_w . (позначення у тексті)

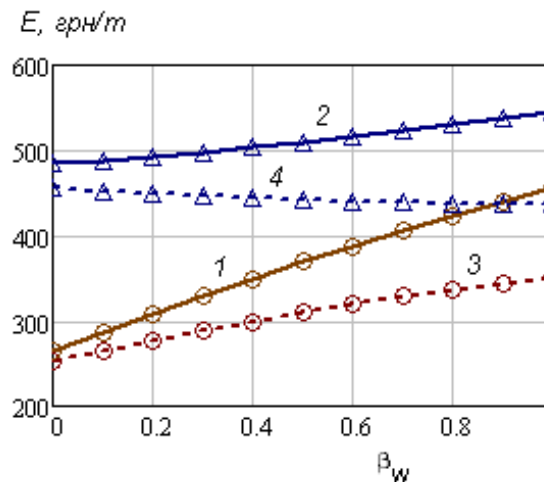


Рисунок 5 – Економічна ефективність E модернізації ДСП у залежності від частки ВЕ стін β_w .
(позначення у тексті)

З урахуванням економії вогнетривів, розширення обсягу охолодження стін сприяє економічному ефекту модернізації 12 т ДСП при використанні як магнезитової (крива 1), так і, в меншій мірі, динасової (крива 3) футеровки. Стосовно модернізації 6 т печі: стінові ВЕ у разі використання магнезитової футеровки також є ефективними (крива 2), проте щодо більш дешевої кислої футеровки (динас), впровадження ВЕ потребує подальшого аналізу (крива 4).

Таким чином, при $\beta_r = 0,20$ (6 т піч) і $\beta_r = 0,32$ (3 т піч) та $\beta_w = 0,6$ (6 т і 3 т печі) забезпечується зменшення питомої витрати електроенергії у порівнянні з базовими печами на 75 кВтг/т та отримання економічної ефективності у розмірі 320–515 грн./т у залежності від типу футеровки.

Висновки.

Чисельне моделювання показало ефективність концепції модернізації дугових печей ливарного класу, яка включає: підвищення питомої потужності, зменшення садки, впровадження «глибокої» ванни, водоохолоджуваних елементів футеровки і пневматичного перемішування.

Енергоефективність комплексу рішень ґрунтується на зниженні у 1,75–1,85 рази акумуляційних втрат теплоти завдяки впровадженню водоохолоджуваних елементів з просторовою структурою, більш ефективному використанню залишкової ентальпії скрапу та інтенсифікації процесів тепломасообміну в умовах пневматичного перемішування «глибокої» сталеплавильної ванни.

Рациональним для базових 12 т і 6 т ДСП представляється зниження садки відповідно до 6 т і 3 т та коефіцієнту форми ванни з 5 до 2,5, встановлення водоохолоджуваних елементів у критичній по стійкості центральній частині зводу і верхній частині стін з охолодженням відповідно $\beta_r = 0,20$ – $0,32$ та $\beta_w = 0,5$ – $0,8$ загальної поверхні. При наявному живлячому трансформаторі питома потужність ДСП зростає до 1 МВА/т, що дозволяє прискорити енергетичний і технологічний періоди плавки, забезпечивши виробничу програму і якість сталі в обмежений часом добовий робочий цикл та отримати позитивний баланс втрат теплоти у порівнянні з базовими печами. Реалізація запропонованих рішень, згідно здійсненої оцінки, дозволяє при $\beta_r = 0,20$ (6 т піч), $\beta_r = 0,32$ (3 т піч) та $\beta_w = 0,6$ (6 т і 3 т печі) зменшити витрату електроенергії на 75 кВтг/т та з урахуванням вартості вогнетривів забезпечити економічний ефект у розмірі 320–515 грн./т у залежності від типу футеровки.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Toulouevski, Yu., Zinurov, I. (2010) Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection. Berlin (Germany): Springer-Verlag. 258 p.
2. Argenta, P., Bianchi Ferri, M. (2005). The EAF technology evolution and the Consteel® system. La metallurgia Italiana, 1, p. 41-47.
3. Ferri, M., Giavani, C. (2009). World's largest Consteel® plant feeds the new thin slab mill at Arvedi, Italy. MPT International, 6, 26-28.
4. Adachi, T., Sellan, R. (2012). The jumbo size 420 t EAF at Tokyo Steel, Japan. MPT International, 2, p. 54-62.
5. Frittella, P., Ventura, A., Galassi, S. (2015). Modeling Approach for Analysis of Energy Recovery Benefits Applied Process in EAF for the Case of Elbe Stahlwerke Feralpi GmbH. AISTech 2015 Proceedings, p. 3544-3555.
6. Dorndorf, M., Liese, M., Granderath, R., Schrade, C. (2016). High efficient energy recovery solutions for melt shops. La Metallurgia Italiana, 2016, 9, p. 24-31.
7. Zuccato Energia Company Presentation. Available at: <http://www.zuccatoenergia.it/index.php/en> (assessed 11.04.18).

8. Hanel, M., Filzwieser, A., Filzwieser, I., Wallner, S., Ruhs, S. (2017). Bypassing problems related to water cooling a case study for applying ILTEC in a 100t EAF. European Steel Technology & Application Days ESTAD 2017. Available at: <http://bestevent.management/event/2/contribution/195.pdf> (assessed 27.06.18).
9. Falkenreck, U., Weischedel, W. (2007). New scrap-based steelmaking process predominantly using primary energy. MPT International, 3, p. 52-55.
10. Nagai, T., Sato, Y., Kato, H., Fujimoto, M. and Sugawara, T. (2015). The most advanced power saving technology in EAF. Introduction to EcoArc. Available at: <https://steelplantech.com/wp-content/uploads/2015/07/The-most-advanced-powersaving-technology-in-EAF-Introduction-to-ECOARC.pdf> (assessed 06.10.17).
11. Toulouevski, Yu., Zinurov, I. (2017). Fuel Arc Furnace for Effective Scrap Melting. Springer International Publishing. 94 p.
12. Biswas, S., Peaslee, K., Lekakh, S. (2012). Melting energy efficiency in steel foundries. AFS Transactions 2012 American Foundry Society, Schaumburg, IL USA, 449-456.
13. Mironov, Yu.M., Petrov, V.G. (2010). Thermal losses and power efficiency of arc steelmaking furnaces. Metallurgy (Russian Metallurgy), 12, p. 1141-1144.
14. Тимошенко, С.Н., Дорошенко, А.В., Дядьков, Б.П. и др. (2018). Энергоэффективные решения при модернизации малотоннажных дуговых сталеплавильных печей литейного класса. Металл и литье Украины, 3-4, с. 34-40.
15. Тимошенко, С.Н., Губинский, М.В. (2019). Энергоэффективные решения диаметра распада электродов дуговой сталеплавильной печи. Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Дніпро: НМетАУ-ІБК Системні технології, 22, с. 104-113.
16. Ghosh, A. (2000). Secondary Steelmaking. Principles and Applications. CRC Press. 344 p.
17. Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S. (1988). Characterization of two phase plume in a gas stirred liquid bath - a water model study. Metallurgical Transactions, vol 19B, p. 885-892.
18. Mazumdar, D., Guthrie, R. (1995). The physical and mathematical modeling of gas stirred ladle systems. ISIJ International, vol. 35, 1, p. 1-20.
19. Mazumdar, D., Das, S., Bajpayee, S. (1997). A comparative study of mixing phenomena in gas stirred ladle systems. ISIJ International, vol. 37, 2, p. 194-196.
20. Timoshenko, S.N. (2016). Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. Дніпро: НМетАУ ІБК Системні технології, 3, p. 33-39.
21. Gruber, J-C., Echthorff, T., Pfeifer, H. (2016). Investigation on the Influence of the Arc Region on Heat and Mass Transport in an EAF Freeboard using Numerical Modeling. Steel research international, vol. 87, no.1, p. 15-28.

REFERENCES

1. Toulouevski, Yu., Zinurov, I. (2010) Innovation in Electric Arc Furnaces. Scientific Basis for Selection. Berlin (Germany): Springer-Verlag. 258 p.
2. Argenta, P., Bianchi Ferri, M. (2005). The EAF technology evolution and the Consteel® system. La metallurgia Italiana, 1, p. 41-47.
3. Ferri, M., Giavani, C. (2009). World's largest Consteel® plant feeds the new thin slab mill at Arvedi, Italy. MPT International, 6, 26-28.
4. Adachi, T., Sellan, R. (2012). The jumbo size 420 t EAF at Tokyo Steel, Japan. MPT International, 2, p. 54-62.
5. Frittella, P., Ventura, A., Galassi, S. (2015). Modeling Approach for Analysis of Energy Recovery Benefits Applied Process in EAF for the Case of Elbe Stahlwerke Feralpi GmbH. AISTech 2015 Proceedings, p. 3544-3555.
6. Dorndorf, M., Liese, M., Granderath, R., Schrade, C. (2016). High efficient energy recovery solutions for melt shops. La Metallurgia Italiana, 2016, 9, p. 24-31.
7. Zuccato Energia Company Presentation. Available at: <http://www.zuccatoenergia.it/index.php/en> (assessed 11.04.18).
8. Hanel, M., Filzwieser, A., Filzwieser, I., Wallner, S., Ruhs, S. (2017). Bypassing problems related to water cooling a case study for applying ILTEC in a 100t EAF. European Steel Technology & Application Days ESTAD 2017. Available at: <http://bestevent.management/event/2/contribution/195.pdf> (assessed 27.06.18).
9. Falkenreck, U., Weischedel, W. (2007). New scrap-based steelmaking process predominantly using primary energy. MPT International, 3, p. 52-55.
10. Nagai, T., Sato, Y., Kato, H., Fujimoto, M. and Sugawara, T. (2015). The most advanced power saving technology in EAF. Introduction to EcoArc. Available at: <https://steelplantech.com/wp-content/uploads/2015/07/The-most-advanced-powersaving-technology-in-EAF-Introduction-to-ECOARC.pdf> (assessed 06.10.17).
11. Toulouevski, Yu., Zinurov, I. (2017). Fuel Arc Furnace for Effective Scrap Melting. Springer International Publishing. 94 p.

12. Biswas, S., Peaslee, K., Lekakh, S. (2012). Melting energy efficiency in steel foundries. AFS Transactions 2012 American Foundry Society, Schaumburg, IL USA, 449-456.
13. Mironov, Yu.M., Petrov, V.G. (2010). Thermal losses and power efficiency of arc steelmaking furnaces. *Metally (Russian Metallurgy)*, 12, p. 1141-1144.
14. Timoshenko, S.N., Doroshenko, A.V., Dyadkov, B.P. et al. (2018). Energy-efficient solutions for the modernization of low-tonnage electric arc furnaces of casting class. *Metal and casting of Ukraine*, 3-4, p. 34-40.
15. Timoshenko, S.N., Gubinsky, M.V. (2019). Energy-efficient solutions for the diameter of the electrode disintegration of an electric arc furnace. *Current problems of metallurgy. Naukovi visti. Dnipro: NMetAU-IVK System Technologies*, 22, p. 104-113.
16. Ghosh, A. (2000). *Secondary Steelmaking. Principles and Applications*. CRC Press. 344 p.
17. Kirshnamurthy, G., Ghosh, A., Mehrotra, S. (1988). Characterization of two phase plume in a gas stirred liquid bath - a water model study. *Metallurgical Transactions*, vol 19B, p. 885-892.
18. Mazumdar, D., Guthrie, R. (1995). The physical and mathematical modeling of gas stirred ladle systems. *ISIJ International*, vol. 35, 1, p. 1-20.
19. Mazumdar, D., Das, S., Bajpayee, S. (1997). A comparative study of mixing phenomena in gas stirred ladle systems. *ISIJ International*, vol. 37, 2, p. 194-196.
20. Timoshenko, S.N. (2016). Computer modeling bath geometry to improve energy efficiency of electric arc furnace. *System Technologies. Regional interuniversity collection of scientific works. Dnipro: NMetAU-IVK System Technologies*, 3, p. 33-39.
21. Gruber, J-C., Echterhof, T., Pfeifer, H. (2016). Investigation on the Influence of the Arc Region on Heat and Mass Transport in an EAF Freeboard using Numerical Modeling. *Steel research international*, vol. 87, no.1, p. 15-28.

Надійшла до редколегії 12.11.2020

Рецензент: Семенченко А.К.

S. TIMOSHENKO, E. NIEMTSEV

State Institution of Higher Education «Donetsk National Technical University»

Numerical modeling of energy efficient solutions of foundry class electric arc furnaces. Research is aimed at reducing the energy loss of foundry class arc furnace, which belongs to energy-consuming units with a non-rhythmic work schedule, and characterizes by low energy efficiency. Method of numerical modeling substantiates the concept of furnace modernization, which consists in rising the specific electric power by lowering the capacity at constant productivity, relative increasing of the liquid bath depth, reducing accumulation heat loss by refractory lining through introduction of energy saving water-cooled elements with a spatial structure in its local areas and intensification of heat and mass transfer processes in the "deep" bath with pneumatic stirring. It is determined that for arc furnaces with capacity of 12 and 6 tons, working in one shift, it is rational to reduce the capacity to 6 and 3 tons respectively and the bath shape factor (ratio of diameter to depth) from 5 to 2.5; installation of water-cooled elements in central endurance critical part of the roof and upper parts of the walls with coverage of 0.20-0.32 and 0.5-0.8 of working surface, respectively. With regard to the economy of heating systems, the expansion of the cooling system for the economic efficiency of modernization is 12 tons of chipboard with magnesite lining, so in the small world, dinas lining. For 6 t furnaces of water-cooling elements at the same time the magnesite lining is also effective, the protector is more cheap acidic lining (dinas), however, the water-cooling elements require a larger analogue. With available supply transformer, the specific power increases to 1 MVA/t, which will allow, due to intensification of heat and mass transfer processes, provide quantitative and qualitative indicators of production with lower, compared to the basic unit, heat loss. The implementation of proposed solutions will reduce energy consumption by 75 kWh/t and, taking into account the cost of refractory, provide an economic effect of 320-515 UAH/t.

Key words: arc steelmaking furnace, "deep" bath, water-cooled elements, heat accumulation, energy efficiency.